



**CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA DE
MINAS GERAIS**



Dissertação de Mestrado

Daniel Bicalho Viegas

**Avaliação da resistência ao desgaste de um aço
Hardox[®] 450 submetido a solda de revestimento
duro, com arame tubular DIN 8555/MF-10-GF-60-GR
utilizando o processo FCAW**

Belo Horizonte

Março de 2016



Daniel Bicalho Viegas

**Avaliação da resistência ao desgaste de um aço
Hardox[®] 450 submetido a solda de revestimento
duro, com arame tubular DIN 8555/MF-10-GF-60-GR
utilizando o processo FCAW**

Proposta de Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais – CEFET-MG, na área de concentração de Ciência e Desenvolvimento de Materiais, na Linha de Pesquisa em Seleção, Processamento e Caracterização, como parte integrante dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia de Materiais.

Orientadora: Prof^ª. Maria Celeste Monteiro de Souza Costa, Dra.

**Belo Horizonte
Março de 2016**

V656a Viegas, Daniel Bicalho.
Avaliação da resistência ao desgaste de um aço Hardox® 450 submetido a solda de revestimento duro, com arame tubular DIN 8555/MF-10-GF-60-GR utilizando o processo FCAW / Daniel Bicalho Viegas. - 2016.
104 f. : il.; tabs. ; grafs. –
Orientadora: Maria Celeste Monteiro de Souza Costa.

Dissertação (mestrado) – Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais, Belo Horizonte, 2016.

Bibliografia.

1. Desgaste mecânico. 2. Soldagem. 3. Revestimento de superfície.
I. Costa, Maria Celeste Monteiro de Souza. II. Título.

CDD: 620.11292



CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA DE MINAS GERAIS
DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO


PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MATERIAIS

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO
“AVALIAÇÃO DA RESISTÊNCIA AO DESGASTE DE UM
AÇO HARDOX® 450 SUBMETIDO A SOLDA DE
REVESTIMENTO DURO, COM ARAME TUBULAR DIN
8555/MF-10-GF-60-GR UTILIZANDO O PROCESSO
FCAW”


Autor: Daniel Bicalho Viegas

Orientadora: Profª. Drª. Maria Celeste Monteiro de Souza Costa

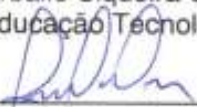
A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:



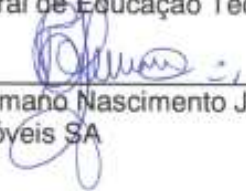
Profª. Drª. Maria Celeste Monteiro de Souza Costa (ORIENTADORA)
Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais - CEFET/MG



Profª. Drª. Elaine Carballo Siqueira Correa
Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais - CEFET/MG



Prof. Dr. Ernane Rodrigues da Silva
Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais - CEFET/MG



Prof. Dr. Hermano Nascimento Júnior
FIAT Automóveis SA

Belo Horizonte, 01 de Março de 2016.

AGRADECIMENTOS

A Deus, por ter me dado saúde e por ter colocado pessoas maravilhosas em meu caminho, ao longo de toda minha vida.

À minha esposa Zenaide, minha companheira de jornada, pelo amor, amizade e incentivo e minhas filhas Clarissa e Victória que me motivam a lutar e viver.

Aos meus pais Lúcio e Lúcia e minha irmã Ana, por seu carinho e amor incondicionais.

A meus avós Isauro e Noeme (*in memoriam*), por sua dedicação e amor.

A toda minha família pelo apoio e compreensão.

A minha orientadora Maria Celeste pela amizade, suporte e dedicação.

A todos os meus professores pelos conhecimentos transferidos e recursos disponibilizados. Em especial, Elaine Carballo e Aline Silva pelo apoio nos ensaios metalúrgicos e de microdureza, Joel Lima pelas orientações e pelo fornecimento de areias de sílica, João Bosco pela operação do espectrômetro, Luciana Boaventura pelo fornecimento da peneira e Augusto Bezerra pelo fornecimento de areia normal brasileira.

Ao Gilmar Messias pela sua dedicação, interesse e disponibilidade na construção do equipamento de ensaio a abrasão, na soldagem e preparação dos corpos de prova e na execução dos ensaios de abrasão. A Luiz Carlos e Jean Pierre pela ajuda na preparação da areia e execução dos ensaios de abrasão. E à Tecnifox Indústria e Comércio pela disponibilização de recursos para execução de todas estas atividades.

Ao Jean e Valdeci pela disponibilidade e empenho nos tratamentos térmicos dos corpos de prova.

Ao Silvio Cruz pelo empréstimo do dinamômetro e tacômetro.

RESUMO

Chapas de desgaste revestidas com metal duro à base de carbonetos de cromo em matriz austenítica por soldagem, tem ampla aplicação na indústria mecânica, principalmente no segmento de mineração. Usualmente, as chapas empregadas como metal de base para a aplicação do revestimento são fabricadas em aços de baixo carbono, sendo os principais o SAE 1020 e o ASTM A36. Estes aços são os aços mais comuns em função da sua boa soldabilidade. Paralelamente ao emprego de chapas revestidas, as usinas de aço desenvolveram material laminado de baixo carbono e de elevada dureza, da ordem de 350 a 600 HB, com a finalidade de se tornarem uma boa opção para emprego como chapas de desgaste. Em função da escassez de informações técnicas quanto a aplicação de revestimento duro em chapas de alta dureza, este trabalho teve como objetivo geral avaliar a influência do ciclo térmico de soldagem sobre as propriedades mecânicas, através da caracterização do gradiente de dureza na zona termicamente afetada pelo calor e no metal de base, além da verificação da sua resistência ao desgaste por abrasão. A metodologia experimental empregada consistiu no revestimento de chapas de aço Hardox®, com dureza da ordem de 450 HB, utilizando-se arame tubular DIN 8555 / MF-10-GF-60-GR pelo processo de soldagem com arame tubular (FCAW). Para a análise do perfil de dureza, um corte transversal foi feito nos corpos de prova e a medição da dureza foi realizada em pontos equidistantes ao longo da espessura do metal de base. Para avaliação da resistência ao desgaste foi feito o ensaio de abrasão de acordo com as recomendações da norma ASTM G65-04 tanto no metal de base sem solda, quanto nos corpos de prova soldados. De acordo com os resultados obtidos foi possível confirmar que a aplicação do revestimento duro por soldagem influencia diretamente nas propriedades mecânicas do material.

PALAVRAS-CHAVE: Desgaste. Soldagem. Revestimento duro. FCAW.

ABSTRACT

Wear plates coated with chromium carbides in an austenitic matrix by hardfacing welding, has wide application in mechanical industry, primarily in the mining segment. Usually, the metal plates used as the basis for application of the coating are manufactured in low carbon steels, the main ones being the SAE 1020 and ASTM A36. These steels are the most common steel due to their good weldability. In parallel to the use of coated plates, steel companies have developed low-carbon plate material that presents high hardness at about 350-600 HB, in order to become a good option to be used as wear plates. Due to the lack of technical information regarding the application of hardfacing welding in high hardness steel plates, the general goal of this work was to evaluate the influence of the welding heat cycle on the base metal mechanical properties, by the characterization of the hardness gradient of the heat affected zone and the base metal and also their wear resistance. The experimental methodology applied was the coating by welding of a Hardox® steel plate with hardness about 450 HB, using cored wire DIN 8555 / GF, MF-10-60-GR and the flux cored arc welding process (FCAW). For the analysis of the hardness profile, a cross-section was taken from the specimens and the hardness measured at equidistant points along thickness of the base metal. To evaluate the wear resistance tests according to ASTM G65-04 recommendations were performed on both base metal without welding and in the welded specimens. According to the results obtained, it was possible to confirm that that the application of hardfacing welding directly influences the mechanical properties of the material.

KEY-WORDS: Wear. Welding. Hardfacing. FCAW

SUMÁRIO

1 – INTRODUÇÃO	15
2 – OBJETIVOS: GERAL E ESPECÍFICOS	18
3 – JUSTIFICATIVA	19
4 – REVISÃO DA LITERATURA	20
4.1 – FRICÇÃO E DESGASTE	20
4.2 – TRIBOLOGIA	22
4.3 – MECANISMOS DE DESGASTE	22
4.4 – SOLDAGEM	26
4.5 – FORMAÇÃO DA JUNTA SOLDADA	28
4.6 – SOLDAGEM A ARCO	30
4.7 – SOLDAGEM COM ARAME TUBULAR	31
4.8 – AÇO HARDOX®	39
4.9 – REVESTIMENTO DURO	49
5 – MATERIAIS E MÉTODOS	51
5.1 – DESCRIÇÃO GERAL DO TRABALHO	51
5.2 – EQUIPAMENTO DE ENSAIO POR ABRASÃO	52
5.3 – ESTUDO E DEFINIÇÃO DA AREIA PARA ENSAIO	60
5.4 – MATERIAIS UTILIZADOS	64
5.5 – PREPARAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA	66
5.6 – SOLDAGEM DOS CORPOS DE PROVA	68
5.7 – ANÁLISE DA COMPOSIÇÃO QUÍMICA	72
5.8 – ANÁLISE METALOGRÁFICA	73
5.9 – ANÁLISE DA MICRODUREZA	74
5.10 – ENSAIO DE ABRASÃO	76
6 – RESULTADOS E DISCUSSÕES	79
6.1 – ESTUDO E DEFINIÇÃO DA AREIA PARA ENSAIO	79
6.2 – ANÁLISE DA COMPOSIÇÃO QUÍMICA	83
6.3 – ANÁLISE METALOGRÁFICA	84
6.4 – ANÁLISE DA MICRODUREZA	88
6.5 – ENSAIO DE ABRASÃO	96
7 – CONCLUSÕES	99
8 – SUGESTÃO DE TRABALHOS FUTUROS	100
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	101

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - (a) Tribologista egípcio. (b) Tribologista egípcio – detalhe ampliado	21
Figura 2 – Mecanismos de danos em componentes e estruturas.	23
Figura 3 – Representação esquemática dos modos de desgaste.	24
Figura 4 – Tipos de desgaste em pedreiras e mineradoras.	25
Figura 5 – Representação da soldagem por fusão.	27
Figura 6 – Macrografia de uma junta soldada.	28
Figura 7 – Variação da energia potencial para um sistema composto de dois átomos em função da distância de separação entre eles.	29
Figura 8 – Representação esquemática de um arame tubular.	32
Figura 9 – Seção transversal de um arame tubular. Fluxo interno contendo diferentes materiais inclusive adições metálicas (partículas claras) MEV.	32
Figura 10 – Princípio de funcionamento da soldagem por arame tubular.	33
Figura 11 – Esquema de fabricação de arame tubular.	34
Figura 12 – Esquema do processo de soldagem com arame tubular com proteção gasosa e auto protegido.	35
Figura 13 - Seção reta do arame cobreado e dos arames tubulares com fluxo metálico e não metálico.	38
Figura 14 – Microestrutura do aço Hardox® 450.	41
Figura 15 – Perfil de microdureza Vickers em junta soldada de aço Hardox® 450.	42
Figura 16 – Perfil de microdureza Vickers em junta soldada.	42
Figura 17 – Temperaturas de pré-aquecimento e interpasse mínimas.	43
Figura 18 – Espessura para determinação da temperatura de pré-aquecimento.	44
Figura 19 – Esquema de medição da temperatura de pré-aquecimento.	44
Figura 20 – Efeito do aporte de calor em uma junta soldada.	46
Figura 21 – Exemplo de determinação de espessura para cálculo do aporte de calor em uma junta soldada.	46
Figura 22 – Aporte de calor recomendado para uma junta soldada de Hardox®.	47
Figura 23 – Morfologia dos cordões de solda depositados com: a) Alta e, b) Baixa energia de soldagem.	47
Figura 24 – Esquema de soldagem de revestimento duro em aço Hardox®.	48
Figura 25 – Fluxograma de atividades.	51
Figura 26 – Equipamento de ensaio – desenho esquemático.	53

Figura 27 – Equipamento de ensaio – estrutura de fixação da roda de borracha.	54
Figura 28 – Equipamento de ensaio – estrutura do braço.	54
Figura 29 – Reservatório de areia e válvula de esfera.	55
Figura 30 – Bocal de areia – desenho esquemático.	56
Figura 31 – Bocal de areia.	56
Figura 32 – Balança digital modelo C-15.	57
Figura 33 – Braço do contrapeso.	58
Figura 34 – Medição da carga de ensaio.	59
Figura 35 – Medição da rotação de ensaio.	60
Figura 36 – Retífica das chapas de teste.	64
Figura 37 – Aspecto superficial das chapas: a) laminada a quente; b) retificada.	65
Figura 38 – Detalhe do corte para retirada dos corpos de prova: (a) planejamento de corte, (b) resultado do corte.	66
Figura 39 – Detalhe da identificação dos corpos de prova.	67
Figura 40 – Corte para retirada dos corpos de prova.	67
Figura 41 – Dispositivo de soldagem.	68
Figura 42 – Soldagem da chapa de teste.	69
Figura 43 – Sequência de soldagem das chapas de teste.	70
Figura 44 – Retirada dos corpos de prova: (a) planejamento de corte, (b) resultado do corte.	71
Figura 45 – (a) Espectrômetro Foundry Master Xpert (b) corpos de provas ensaiados.	72
Figura 46 – Região de retirada das amostras para micrografia.	73
Figura 47 – Microscópio Fortel.	74
Figura 48 – Microdurômetro Micro Hardness Tester HMT-2, marca Shimadzu.	74
Figura 49 – Representação esquemática das impressões de microdureza Vickers.	75
Figura 50 – Região de ensaio de abrasão do metal base sem solda de revestimento. (a) Representação esquemática (b) Corpo de prova antes e após o ensaio.	76
Figura 51 – Região de ensaio de abrasão do metal base com solda de revestimento. (a) Representação esquemática (b) Corpo de prova antes e após o ensaio.	77
Figura 52 – Pesagem dos corpos de prova de AISI H13.	82
Figura 53 – Macrografia do corpo de prova A18.	85

Figura 54 – Macrografia do corpo de prova B18.	85
Figura 55 – Micrografia do metal base sem solda de revestimento, com aumento de (a) 100x, (b) 200x, (c) 400x e (d) 800x.	86
Figura 56 – Micrografia do metal base com solda de revestimento no corpo de prova A14, com aumento de (a) 100x, (b) 200x, (c) 400x e (d) 800x.	87
Figura 57 – Micrografia do metal base com solda de revestimento no corpo de prova B14, com aumento de (a) 100x, (b) 200x, (c) 400x e (d) 800x.	88
Figura 58 – Perfil de microdureza Vickers do metal base sem adição de solda de revestimento no corpo de prova.	90
Figura 59 – Perfil de microdureza Vickers do metal base com solda de revestimento no corpo de prova.	92
Figura 60 – Comparativo do perfil de microdureza Vickers do metal base com e sem solda de revestimento no corpo de prova.	93
Figura 61 – Perfil de microdureza Vickers e microestrutura do corpo de prova A14.	94
Figura 62 – Perfil de microdureza Vickers e microestrutura do corpo de prova B14.	95
Figura 63 – Comparativo das médias e desvio padrão do ensaio por abrasão.	97

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Exemplos usinas siderúrgicas e seus aços de elevada dureza.	16
Tabela 2 – Composição química especificada do aço Hardox® 450.	40
Tabela 3 – Rendimento térmico por processo de soldagem.	45
Tabela 4 – Tipos de areia avaliados	61
Tabela 5 – Soldagem da chapa de teste A.	69
Tabela 6 – Soldagem da chapa de teste B.	72
Tabela 7 – Pares de corpos de prova para ensaio de abrasão por roda de borracha.	77
Tabela 8 – Resultados de ensaio de abrasão usando diferentes tipos de areia.	79
Tabela 9– Resultados de ensaio de abrasão com a areia normal brasileira fina peneirada.	80
Tabela 10 – Resultados de ensaio de abrasão da mistura de areia lavada e Sílica 45/55 na proporção de 50% de cada.	80
Tabela 11 – Resultados de ensaio de abrasão da mistura de areia na proporção de 55% de areia lavada e 45% de areia Sílica 45/55.	80
Tabela 12 – Resultados de ensaio de abrasão da mistura de areia na proporção de 60% de areia lavada e 40% de areia Sílica 45/55.	81
Tabela 13 – Resultados da análise da composição química do metal base.	83
Tabela 14 – Comparação entre especificação e resultados da análise química.	84
Tabela 15 – Microdureza Vickers do metal base sem adição de solda de revestimento.	89
Tabela 16 – Microdureza Vickers do metal base com solda de revestimento.	91
Tabela 17 – Resultados do ensaio de abrasão do metal base sem adição de solda de revestimento.	96
Tabela 18 – Resultados do ensaio de abrasão do metal base com solda de revestimento na chapa de teste A.	96
Tabela 19 – Resultados do ensaio de abrasão do metal base com solda de revestimento na chapa de teste B.	97
Tabela 20 – Resultados dos ensaios de validação no aço AISI H13.	98

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

A	Ampere
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	American Iron and Steel Institute (Instituto Americano de Ferro e Aço)
Al	Alumínio
Ar	Argônio
As	Arsênio
ASTM	American Society for Testing and Materials (Sociedade Americana para Testes e Materiais)
AWS	American Welding Society (Sociedade Americana para Soldagem)
B	Boro
Bi	Bismuto
C	Carbono
°C	Graus Celcius
Ca	Cálcio
CC+	Corrente contínua com eletrodo positivo
CDP®	Castodur Diamond Plate
CET	Carbono equivalente total
Co	Cobalto
CO ₂	Dióxido de carbono
Cr	Cromo
Cu	Cobre
DIN	Deutsches Institut für Normung (Instituto Alemão para Normalização)
FCAW	Flux cored arc welding (Soldagem por arame tubular)
Fe	Ferro
g	gramas
g/min	gramas por minuto
HB	Dureza Brinell
HRC	Dureza Rockwell C
HV	Dureza Vickers
I	Corrente elétrica
IPT	Instituto de Pesquisas Tecnológicas
k	Rendimento térmico

kg	Kilograma
MMA	Manual metal arc (Soldagem com eletrodo revestido)
MAG	Metal active gas (Gás ativo no metal)
MEV	Microscopia eletrônica de varredura
MIG	Metal inert gas (Gás inerte no metal)
mm	Milímetros
mm ³	Milímetros cúbicos
Mn	Manganês
Mo	Molibdênio
µm	Micrometro
N	Newton
Nb	Nióbio
Ni	Níquel
P	Fósforo
Pb	Chumbo
Ø	Diâmetro
Q	Aporte de calor
RBC	Rede Brasileira de Calibração
r ₀	Distância atômica na condição de menor energia
rpm	Rotações por minuto
S	Enxofre
SAE	Society of Automobile Engineers (Sociedade de Engenheiros Automotivos)
SAW	Submerged arc welding (Soldagem por arco submerso)
Sb	Antimônio
Se	Selênio
Si	Silício
SMAW	Shielded metal arc welding (Soldagem com eletrodo revestido)
Sn	Estanho
Ta	Tântalo
Ti	Titânio
TIG	Tungsten inert gas (Soldagem com eletrodo de tungstênio e gás inerte)
v	Velocidade de soldagem
V	Vanádio

V	Volt
W	Tungstênio
Zn	Zinco
Zr	Zircônio
ZTA	Zona termicamente afetada

CAPÍTULO I

1 INTRODUÇÃO

O desgaste de componentes mecânicos é um fator de grande relevância para a indústria de forma geral. Os custos de manutenção de equipamentos e de reposição de componentes são muito elevados e soluções técnicas que promovam aumento de vida útil de equipamentos e componentes sempre estão em pauta nas indústrias de qualquer segmento.

Chapas de desgaste foram desenvolvidas para proteção de estruturas e do costado de equipamentos tais como correias transportadoras, peneiras vibratórias, silos, calhas de transferência, chutes de descarga e dutos, dentre outros. Estes componentes têm um custo de reposição pequeno se comparado ao custo do equipamento como um todo, o que por si só, já tornaria sua aplicação uma grande vantagem.

Outro fator relevante como vantagem da utilização de chapas de desgaste é o emprego de materiais de maior resistência ao desgaste, cuja aplicação para construção do equipamento como um todo seria técnica ou economicamente inviável.

A seleção do material para fabricação das chapas de desgaste depende de alguns fatores técnicos como: geometria necessária, processo de fabricação, grau de resistência ao desgaste, existência ou não de esforços de impacto e também de fatores econômicos, já que sempre se deve realizar uma análise de custo-benefício quanto à aplicação de soluções propostas.

No segmento de mineração, existe uma ampla variedade de materiais empregados para fabricação de chapas de desgaste. Os principais materiais encontrados são:

- SAE 1045 (laminado);
- SAE 1345 (laminado);
- SAE 1020 (laminado) ou ASTM A36 (laminado) revestido com solda dura;

- ASTM A36 (laminado) revestido com CDP®;
- ASTM A128 (fundido);
- ASTM A532 (fundido).

Além destes materiais, existe também a utilização de materiais desenvolvidos pelas usinas siderúrgicas e ainda sem uma nomenclatura normalizada por entidade nacional ou internacional. Alguns exemplos estão apresentados na Tabela 1.

Tabela 1 – Exemplos usinas siderúrgicas e seus aços de elevada dureza.

Usina Siderúrgica	Aço de Elevada Dureza
Usiminas	USI AR 400, USI AR 450, USI AR 500
Arcelor Mittal	Creusabro® Superten, Creusabro® 4800® e Creusabro® 8000®
SSAB	Hardox® 400, Hardox® 450, Hardox® 500, Hardox® 600

Fonte: AUTOR, 2016.

Estes materiais apresentam elevada dureza na condição de fornecimento das usinas siderúrgicas ao mercado, como laminados e temperados. Assim, sua aplicação na fabricação de chapas de desgaste não requer operações subsequentes de endurecimento, sejam elas mecânicas, químicas, térmicas ou termoquímicas.

A elevada dureza destes materiais desenvolvidos pelas usinas siderúrgicas impõe dificuldades ao processo de usinagem, o que, especificamente nos casos de chapas de desgaste, onde a fixação ao equipamento pode ser feita por meio de parafusos leva muitas vezes à opção de fixação por soldagem.

Estes aços desenvolvidos pelas usinas siderúrgicas são de boa soldabilidade, apresentando poucos elementos de liga em sua composição química, com carbono equivalente da ordem de 0,48% a 0,73%. (SAAB, 2013, p. 1).

Nas aplicações industriais, a soldagem destes aços de elevada dureza é amplamente utilizada como sistema de fixação e união de componentes e não com o intuito de se formar camadas de revestimento duro.

A utilização de chapas de desgaste fabricadas em aço de elevada dureza, com o emprego adicional de uma camada de revestimento duro, aplicada por soldagem, pode ser uma alternativa na busca de melhor desempenho e aumento de sua vida útil.

CAPÍTULO II

2 OBJETIVO GERAL E OBJETIVOS ESPECÍFICOS

2.1 OBJETIVO GERAL

Este trabalho tem como objetivo geral avaliar a influência do revestimento duro aplicado por soldagem utilizando o processo de arame tubular (FCAW) nas propriedades mecânicas (dureza) e resistência ao desgaste do metal base, quando utilizado um aço de elevada dureza.

2.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- Construir um dispositivo de ensaio de desgaste de acordo com a especificações da norma ASTM G65-04.
- Investigar o efeito ciclo térmico de soldagem na macroestrutura e na microestrutura, bem como no gradiente de dureza ao longo da espessura da chapa de desgaste, a partir da camada de revestimento duro até o metal base, comparando-o com o mesmo material sem a aplicação do revestimento duro por solda.
- Investigar o efeito do ciclo térmico de soldagem no desempenho do metal base quando este é submetido ao teste de abrasão conforme norma ASTM G65-04, comparando-o com o mesmo material sem adição do revestimento duro por solda.

CAPÍTULO III

3 JUSTIFICATIVA

Aços de elevada dureza tem ampla aplicação na fabricação de chapas de desgaste para a indústria de mineração. Neste trabalho, foi escolhido o aço Hardox® 450 da SSAB. Este aço é fabricado por laminação à quente e submetido a tratamento térmico de têmpera ainda na usina siderúrgica e apresenta dureza nominal na ordem de 450 HB, sendo fornecido nas espessuras de 3 a 130 mm (SAAB, 2013, p. 1).

O aço Hardox® 450 apresenta carbono equivalente de 0,52% e não requer pré-aquecimento para soldagem. A temperatura recomendada de interpasse da solda é de 225 °C. Tratamento térmico pós-soldagem não é recomendado, pois poderá alterar de forma indesejada as propriedades mecânicas do material (SAAB, 2011, p. 4-5)

Também na fabricação de chapas de desgaste, soldas de revestimento duro são executadas com arame tubular DIN 8555 / MF-10-GF-60-GR, empregando processo de soldagem FCAW em chapas de aço ASTM A36 e apresentam dureza superficial da camada revestida na ordem de 60 HRC (KESTRA, 2012, p. 10).

Devido à escassez de referências bibliográficas disponíveis para consulta que apresentem os resultados da combinação dos dois processos de fabricação de chapas de desgaste acima descritos, com a soldagem de revestimento duro realizada em um material base Hardox® 450, este trabalho busca conhecer os efeitos do ciclo térmico da soldagem de revestimento nas propriedades mecânicas, principalmente dureza, no metal base, bem como no efeito sobre sua resistência ao desgaste.

Os pontos a serem focados neste projeto de pesquisa visam a construção de um dispositivo de ensaio de desgaste que possibilite a realização de ensaios em conformidade com as especificações na norma ASTM G65-04, a avaliação da estrutura metalúrgica e do perfil de dureza, bem como a avaliação da resistência ao desgaste do metal base e da zona termicamente afetada pelo calor durante a soldagem de aços Hardox® 450, para obtenção de uma camada de revestimento duro em chapas de desgaste.

CAPÍTULO IV

4 REVISÃO DA LITERATURA

4.1 FRICÇÃO E DESGASTE

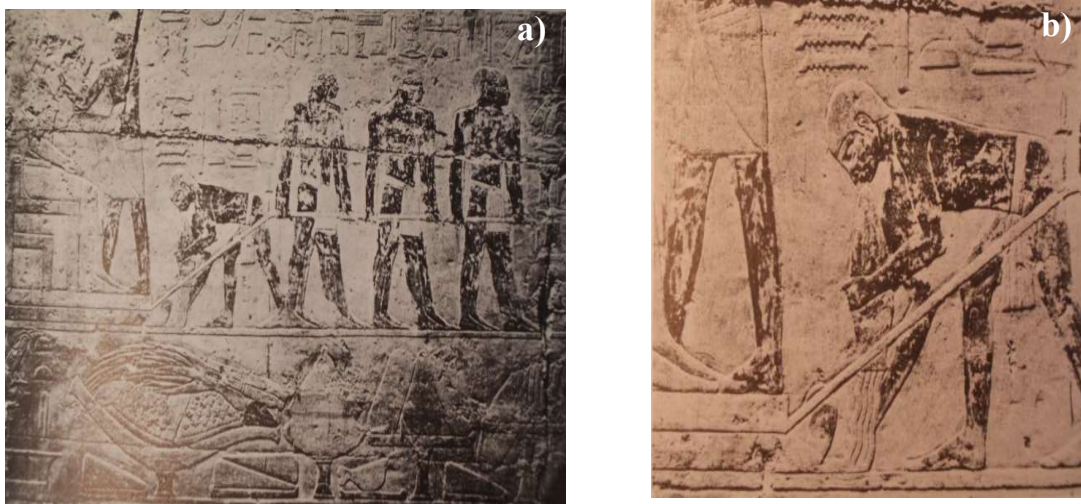
Fricção e desgaste são fenômenos tão antigos quanto a raça humana. No período Paleolítico, fogo era gerado através da fricção de madeira com madeira ou por rochas de sílex. O primeiro rolamento usado em dobradiças de portas, feito de madeira e rocha foi usado no período Mesolítico. Veículos com rodas e trenós para transporte de cargas pesadas são alguns dispositivos das civilizações suméria e egípcia com aplicação de tribologia (ZUM GAHR, 1987, p. 1).

Algumas pinturas rupestres e descobertas arqueológicas demonstram a aplicação de conceitos tribológicos na história antiga da humanidade. No período Paleolítico o fogo era gerado pelo atrito. Já no período Mesolítico, o homem utiliza novos materiais e técnicas na confecção das ferramentas de trabalho e instrumentos de caça (RADI, et al, 2007, p. 2).

Numa tumba egípcia, encontrou-se o que parece ser o primeiro registro pictórico de um tribologista em ação. Os egípcios usavam trenós para transportar uma enorme e pesada estátua. Sobre os pés da estátua na Figura 1, pode ser visto um homem jogando líquido no caminho para reduzir o atrito e possibilitar o transporte da estátua (RADI, et al, 2007, p. 2).

Dowson (1979, p. 3) também descreveu um tribologista egípcio que teria aplicado lubrificante em frente a um trenó de transporte da pesada estátua de Ti conforme Figura 1.

Figura 1 - (a) Tribologista egípcio. (b) Tribologista egípcio – detalhe ampliado



Fonte: DOWSON, 1979.

Uma das mais importantes inovações sob o ponto de vista tribológico foi a roda, com a transição de trenós para veículos com rodas sendo vista pela primeira vez em torno de 3500 AC (MANG; BOBZIN; BARTELS, 2011, p. 3).

No período renascentista, Leonardo da Vinci (1452-1519) fez uma importante contribuição para o entendimento da fricção e do fenômeno de desgaste. Leonardo mediu as forças de fricção em corpos deslizando em planos horizontal e inclinado (ZUM GAHR, 1987, p. 1).

O mais importante resultado matemático dos estudos de Leonardo da Vinci foi que a força de fricção não é somente proporcional à carga aplicada, mas também independente da área de contato (MANG; BOBZIN; BARTELS, 2011, p. 3).

De acordo com Zum Gahr (1987, p.1), posteriormente diversos cientistas forneceram importantes contribuições para o desenvolvimento histórico que nos proporcionou os atuais conhecimentos sobre fricção, lubrificação e desgaste.

4.2 TRIBOLOGIA

O termo tribologia é derivado do grego *tribos*, que significa fricção e inclui todas as ciências e tecnologias sobre a interação entre superfícies com movimento relativo entre si. As principais áreas de pesquisa e aplicação são fricção, desgaste e lubrificação. Este termo foi usado pela primeira vez em 1966 no *Jost Report*, um estudo conduzido no Reino Unido para investigar a quantidade de dinheiro perdida anualmente devido à fricção e desgaste (MANG; BOBZIN; BARTELS, 2011, p. 1).

A importância econômica da tribologia e a grande necessidade de pesquisa sistemática e melhoria na transferência do conhecimento teórico para o campo têm sido reconhecidos ao longo das últimas décadas (ZUM GAHR, 1987, p. 4).

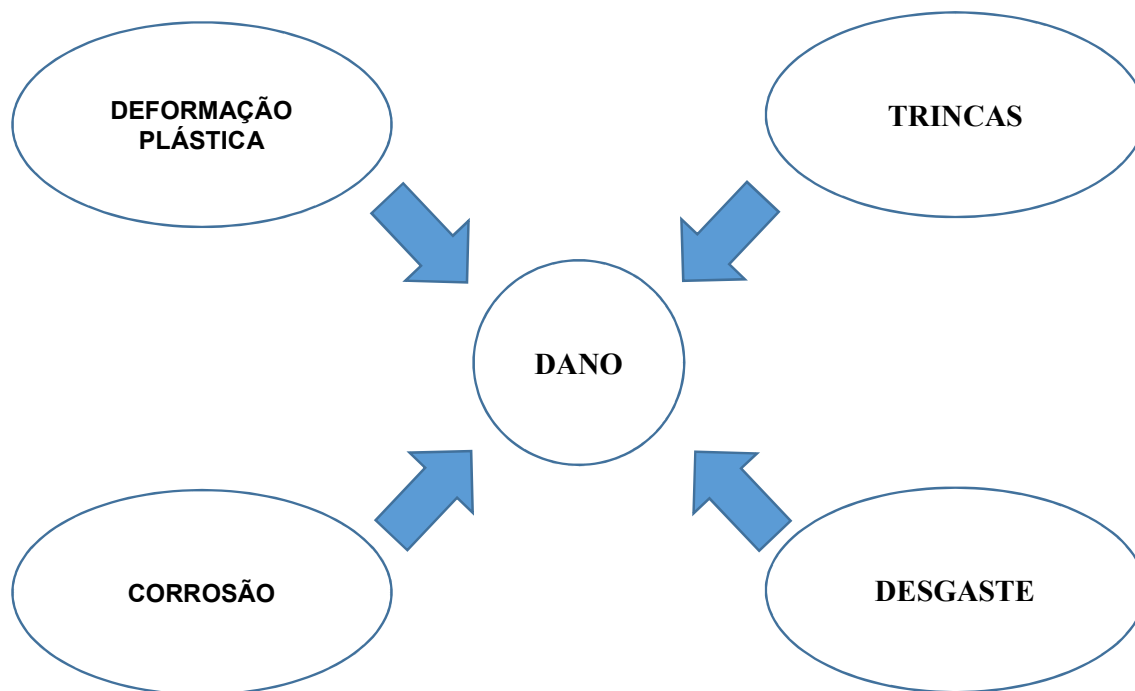
Ao longo dos anos, os governos dos países mais industrializados desenvolveram estratégias extensivas para reduzir o desperdício de energia. Atualmente, a integração da tribologia representa um aspecto moderno na avaliação do ciclo de vida, tendo como principais objetivos os desempenhos ambiental e econômico. Neste caso, a principal função da tribologia não é somente reduzir a fricção em uma máquina, mas também estender sua vida em serviço (MANG; BOBZIN; BARTELS, 2011, p. 2).

4.3 MECANISMOS DE DESGASTE

De modo bastante amplo, o fenômeno de desgaste pode ser definido como a deterioração não intencional de um material resultante do uso ou da interação com o meio ambiente (COUTINHO, 1992, p. 183).

De acordo com Zum Gahr (1987, p. 1) a Figura 2 mostra que a falha de um componente ou estrutura pode ocorrer devido ao dano por deformação plástica, formação e propagação de trincas, corrosão ou desgaste.

Figura 2 – Mecanismos de danos em componentes e estruturas.



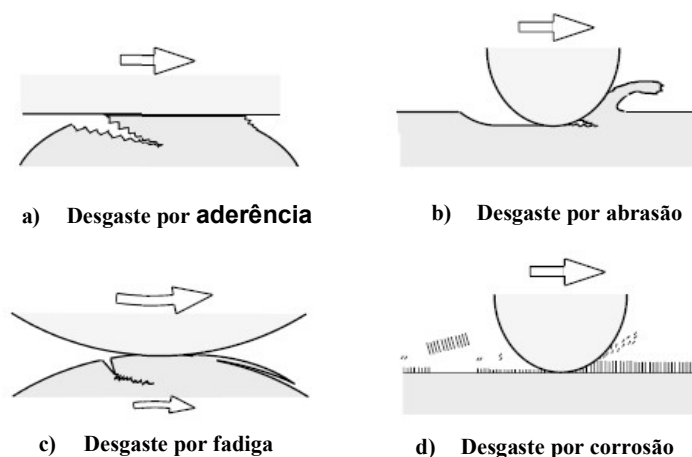
Fonte: ZUM GAHR, 1987 (adaptado pelo autor).

Em geral, o dano superficial é causado por aderência, reações triboquímicas, fadiga superficial e abrasão (ZUM GAHR, 1987, p. 355).

De acordo com Kato e Adachi (2001, p. 278) os quatro principais modos de desgaste representados na Figura 3, são:

- Desgaste por aderência
- Desgaste por abrasão;
- Desgaste por fadiga;
- Desgaste por corrosão.

Figura 3 – Representação esquemática dos modos de desgaste.



Fonte: KATO; ADACHI, 2001 (tradução do AUTOR).

Desgaste por aderência e desgaste por abrasão são modos de desgaste gerados por contato plástico. No caso de contato plástico entre material duro e afiado e material relativamente macio, o material duro penetra no material macio (KATO; ADACHI, 2001, p. 278).

A abrasão sob baixas tensões resulta da ação cortante de abrasivos sob carga que não são suficientes para vencer a resistência destes abrasivos ao esmagamento. O resultado é o arranhamento da superfície metálica normalmente pequeno, e a quantidade de deformação subsuperficial é mínima (COUTINHO, 1992, p. 185).

A abrasão sob altas tensões, às vezes chamada de desgaste por moagem, ocorre quando as tensões são suficientes para esmagar ou moer o abrasivo. O desgaste é causado por tensões de compressão concentradas no ponto de contato com o abrasivo, ocorrendo a deformação plástica e a fadiga de constituintes dúcteis e a quebra dos constituintes duros do material empregado (COUTINHO, 1992, p. 185).

Segundo Coutinho (1992, p. 185), para muitos materiais é válido afirmar que a resistência à abrasão é tanto maior quanto maior sua dureza. Entretanto, a resistência à abrasão não é determinada apenas pela dureza do material. A tenacidade do material influi na maior ou menor facilidade com que o metal deformado é arrancado da superfície. Portanto, tanto a dureza como a tenacidade têm papel importante na resistência ao desgaste abrasivo.

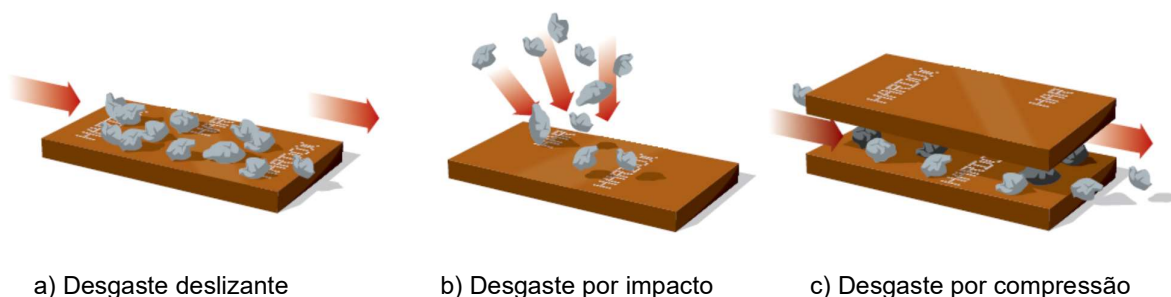
De acordo com König (2007, p. 128), nas amostras por ele analisadas, o ensaio de microdureza possibilitou avaliar os altos níveis de dureza superficial atingidos com a aplicação de revestimentos duros. Através dos ensaios realizados, pode-se comprovar a importância desta propriedade na resistência ao desgaste abrasivo, tendo em vista que os revestimentos com maior dureza superficial apresentaram os melhores desempenhos.

Entretanto, de acordo com Zdravecká, Káčová e Ondáč (2004, p. 119) a dureza nem sempre é o fator decisivo que afeta a resistência à abrasão. Um importante fator que afeta a resistência à abrasão é a microestrutura do material.

Segundo Dias e Gomes (2003, p. 8), nos experimentos por eles realizados, a dureza não afetou a resistência à abrasão a baixa tensão das amostras enquanto a microestrutura mostrou ser um fator determinante nos resultados de desgaste abrasivo.

Segundo SSAB (2009, p. 2), operações em pedreiras e minas a céu aberto exigem alto desempenho de equipamento. Nestas operações os tipos de desgaste mais comuns são desgaste de deslizamento e desgaste de impacto, com ocorrência também de desgaste por compressão. A Figura 4 ilustra estes tipos de desgaste.

Figura 4 – Tipos de desgaste em pedreiras e mineradoras.



Ainda de acordo com SSAB (2009, p1), no desgaste por deslizamento, os corpos abrasivos, como rochas acumuladas, estão livres para deslizar e rolar, no desgaste por impacto, as rochas acumuladas atingem a superfície do componente de desgaste por vários ângulos e no desgaste por compressão, partículas abrasivas ficam presas em uma estreita abertura entre duas superfícies rígidas, provocando desgaste. Em todos estes casos espera-se uma relação direta entre a dureza do material e sua vida útil.

4.4 SOLDAGEM

De acordo com Messler (2008, p 6) a soldagem é uma arte ancestral. Já foram encontrados exemplos de braceletes pré-históricos cuja fabricação foi feita por martelamento e união de segmentos por um processo de soldagem chamado de solda por forjamento.

Ainda segundo Messler (2008, p. 6) a descoberta chave que levou a soldagem a ser um processo viável de manufatura ocorreu na segunda metade do século XIX. Miossan da França, em 1881, originou o uso de arco de carbono para fusão de metais. Na Rússia, Bernardos aplicou este arco para soldagem de metais em 1887 e logo depois disto, Slavianoff fez experimentos com eletrodos consumíveis para soldagem a arco. A primeira patente para soldagem a arco nos Estados Unidos da América foi concedida em 1889 a Coffin.

A soldagem é um dos principais processos industriais de fabricação de peças metálicas. Processos de soldagem são também utilizados para recuperação de peças desgastadas e para aplicação de revestimentos com características especiais.

O sucesso da soldagem está associado a diversos fatores e, em particular, com a sua relativa simplicidade operacional. Por outro lado, deve-se também levar em consideração que no processo de soldagem ocorre a aplicação de uma elevada densidade de energia em um pequeno volume do material, o que pode levar a importantes alterações estruturais e de propriedades dentro e próximo da região da solda (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012, p. 1).

Segundo Norrish (2006, p. 1), a soldagem é essencial na fabricação de uma ampla gama de componentes de engenharia, que variam desde grandes estruturas como navios e pontes a estruturas complexas como motores de aeronaves ou componentes miniatura para aplicações em microeletrônica.

O termo soldagem abrange um grande número de diferentes processos utilizados na fabricação e recuperação de peças e equipamentos.

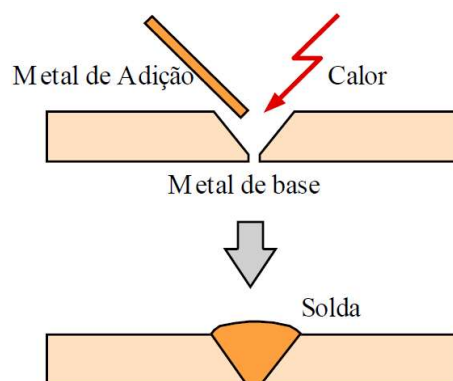
Classicamente, a soldagem é considerada como um método de união, entretanto, também existem aplicações relacionadas à deposição de material sobre uma superfície, visando a recuperação de peças desgastadas ou para a formação de um revestimento com características especiais (MARQUES; MODENESI, 2011, p. 1).

Segundo Messler (2008, p 5), a soldagem é o resultado da ação combinada de calor e pressão. Soldas podem ser produzidas com um amplo espectro de combinação entre calor e pressão: de nenhuma pressão e calor suficiente para fusão até nenhum calor e pressão suficiente para deformação plástica, gerando soldagem a frio.

De acordo com a AWS (2010, p. 45-46), a definição de soldagem é "Operação que visa obter a coalescência localizada produzida pelo aquecimento até uma temperatura adequada, com ou sem a aplicação de pressão e de metal de adição."

A Figura 5 apresenta de forma esquemática uma junta para a soldagem por fusão.

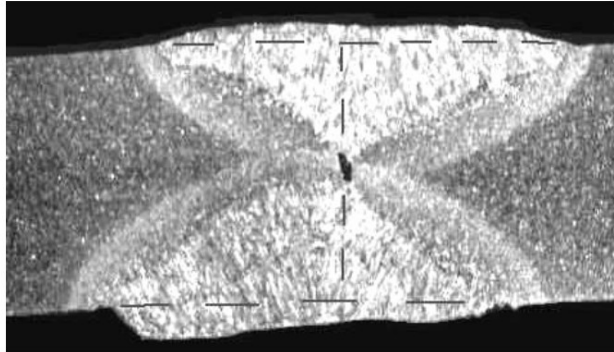
Figura 5 – Representação da soldagem por fusão.



Fonte: MARQUES; MODENESI, 2011.

A Figura 6 apresenta uma macrografia de um cordão de solda real.

Figura 6 – Macrografia de uma junta soldada.



Fonte: MARQUES; MODENESI, 2011.

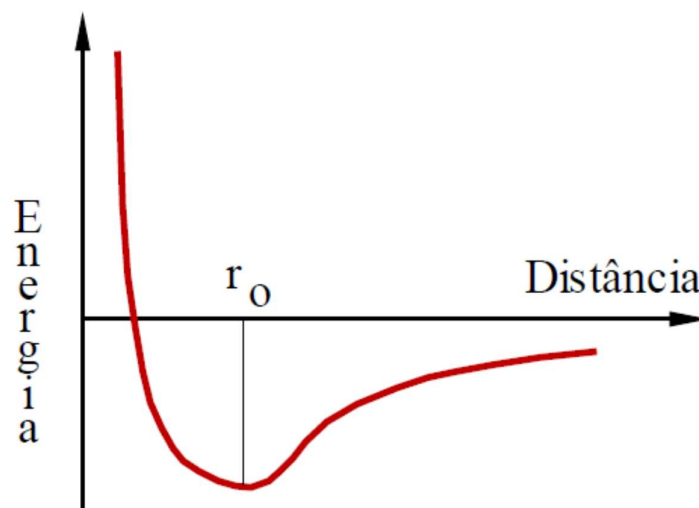
De acordo com Messler (2008, p 14), assim como outros processos de fabricação, a soldagem apresenta diversas vantagens e também algumas desvantagens. A mais significativa vantagem da soldagem é a obtenção de ótima integridade estrutural obtida, produzindo juntas com alta eficiência. Sua principal desvantagem é a impossibilidade de desmontagem da junta, limitando sua aplicação a juntas permanentes.

4.5 FORMAÇÃO DA JUNTA SOLDADA

Segundo Marques e Modenesi (2011, p. 4-6), os átomos localizados no interior da estrutura cristalina de uma peça metálica são cercados por um número de vizinhos mais próximos, posicionados a uma distância r_0 , na qual a energia do sistema é mínima. Nesta situação, cada átomo está em sua condição de energia mínima, não tendendo a se ligar com nenhum átomo extra. Na superfície do sólido, contudo, esta situação não se mantém, pois, os átomos estão ligados a menos vizinhos, possuindo, portanto, um maior nível de energia do que os átomos no seu interior. Esta energia pode ser reduzida quando os átomos superficiais se ligam a outros. Assim, aproximando-se duas peças metálicas a uma distância suficientemente pequena para a formação de uma ligação permanente, uma solda entre as peças seria formada.

Entretanto, sabe-se que isto não ocorre para duas peças metálicas, exceto em condições muito especiais. A explicação para isto está na existência de obstáculos que impedem uma aproximação efetiva das superfícies até distâncias da ordem de r_0 , na qual a energia do sistema é mínima, como representado na Figura 7.

Figura 7 – Variação da energia potencial para um sistema composto de dois átomos em função da distância de separação entre eles.



Fonte: MARQUES; MODENESI, 2011.

Estes obstáculos podem ser de dois tipos básicos:

- As superfícies metálicas, mesmo as mais polidas, apresentam uma grande rugosidade em escala microscópica e sub-microscópica. Isto impede uma aproximação efetiva das superfícies, o que ocorre apenas em alguns poucos pontos de contato, de modo que o número de ligações formadas é insuficiente para garantir qualquer resistência para a junta.
- As superfícies metálicas estão normalmente recobertas por camadas de óxidos, umidade, gordura, poeira, etc, o que impede um contato real entre as superfícies, prevenindo a formação da solda. Estas camadas se formam rapidamente e resultam exatamente da existência de ligações químicas incompletas na superfície.

Dois métodos principais são utilizados para superar estes obstáculos, os quais originam os dois grandes grupos de processos de soldagem.

O primeiro consiste em deformar as superfícies de contato permitindo a aproximação dos átomos a distâncias da ordem de r_0 . As peças podem ser aquecidas localmente de modo a facilitar a deformação das superfícies de contato.

O segundo método se baseia na aplicação localizada de calor na região de união até a sua fusão e do metal de adição (quando este é utilizado), destruindo as superfícies de contato e produzindo a união pela solidificação do metal fundido.

4.6 SOLDAGEM A ARCO

A soldagem a arco engloba os processos de maior utilização industrial. Estes processos utilizam, como fonte de calor para a fusão localizada, o arco, que é uma descarga elétrica em um meio gasoso parcialmente ionizado. Nos processos de soldagem a arco, a quantidade de calor fornecida à junta e conseqüentemente, as dimensões e o formato do cordão de solda dependem da corrente e tensão elétricas fornecidas ao arco e, na grande maioria dos processos, da velocidade de soldagem (MARQUES; MODENESI, 2011, p. 9).

A corrente de soldagem é uma variável do processo que afeta, de forma importante, a penetração do cordão de solda e a velocidade de fusão do eletrodo, conseqüentemente, a taxa de deposição.

Já a tensão de soldagem controla o comprimento do arco e a largura do cordão de solda.

Por fim, quando a fonte de calor se desloca ao longo da junta, a velocidade de soldagem controla a quantidade de calor que é fornecida ao longo da junta. Quanto maior for a velocidade de soldagem, menor será a quantidade de energia recebida por unidade de comprimento da junta e, em geral, menores serão as dimensões do cordão.

Entretanto, para se garantir uma estabilidade e controle adequados do processo e se obter um cordão de solda com um formato adequado, não se pode selecionar valores de corrente, tensão e velocidade de soldagem de forma independente.

Além disto, cada processo de soldagem a arco possui uma extensa lista de variáveis adicionais que devem ser levadas em consideração ao se determinar as condições de soldagem para uma dada aplicação (MARQUES; MODENESI, 2011, p. 10).

4.7 SOLDAGEM COM ARAME TUBULAR

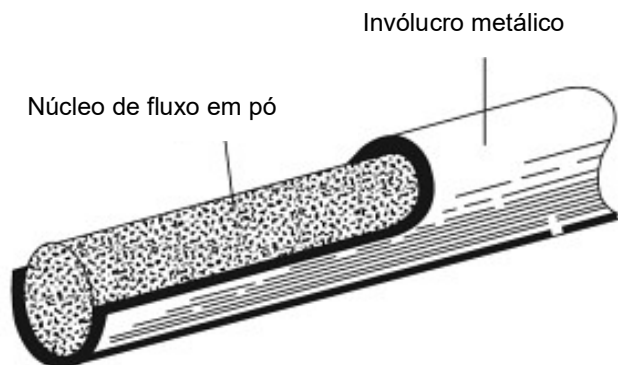
Arames tubulares com gás de proteção para a soldagem de aços carbono foram desenvolvidos no início da década de 1950 e tornaram-se comercialmente disponíveis em 1957. Nas décadas de 1960 e 1970 houve crescimento desse processo nos Estados Unidos, o mesmo ocorrendo no Japão na década de 1980 (FORTES; ARAUJO, 2004, p. 1).

Estudos sobre os processos de soldagem existentes mostram que o processo de soldagem com arame tubular reúne várias das necessidades atuais com respeito a alta produtividade, boa qualidade e baixo custo quando comparado a outros processos de soldagem a arco (COSTA; BRACARENSE, 1999, p. 1).

De acordo com Messler (2008, p. 67), o processo de soldagem com arame tubular apresenta como vantagens a alta taxa de deposição, portabilidade e boa aplicação para uso em campo.

Segundo Norrish (2006, p. 48), arames tubulares consistem de um invólucro metálico preenchido com a combinação de um fluxo mineral e pós metálicos, como ilustrado na Figura 8.

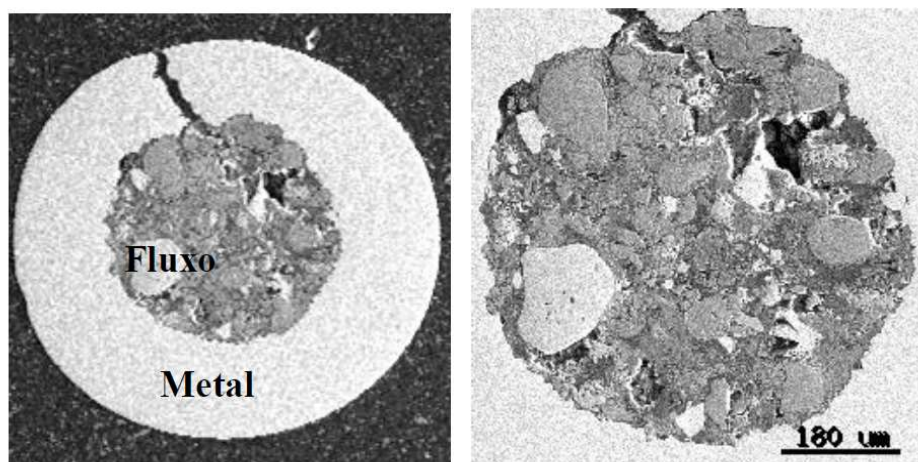
Figura 8 – Representação esquemática de um arame tubular.



Fonte: NORRISH, 2006 (tradução do AUTOR).

A Soldagem a Arco com Eletrodo Tubular (*Flux Cored Arc Welding - FCAW*) é um processo no qual a coalescência dos metais é obtida pelo aquecimento destes por um arco entre um eletrodo tubular contínuo e a peça. O eletrodo tubular apresenta internamente um fluxo cujas principais funções são estabilização do arco, ajuste de composição química da solda e proteção (MARQUES; MODENESI, 2011, p. 21). A Figura 9 mostra a seção transversal de um arame tubular observada no microscópio eletrônico de varredura.

Figura 9 – Seção transversal de um arame tubular. Fluxo interno contendo diferentes materiais inclusive adições metálicas (partículas claras) MEV.

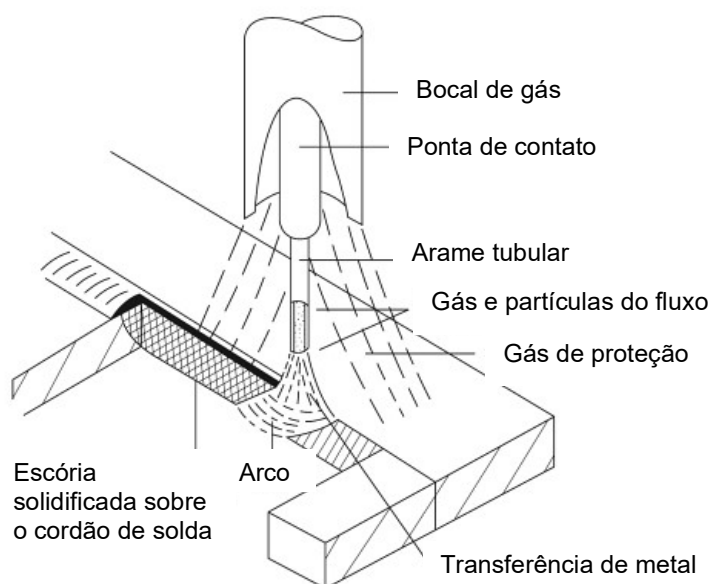


Fonte: MARQUES; MODENESI, 2011.

Os arames tubulares foram desenvolvidos para atender às necessidades das empresas de aumentar a competitividade e de reduzir custos. O processo de soldagem com estes é bastante semelhante ao processo de soldagem a arco com proteção gasosa, inclusive no que se refere aos equipamentos utilizados (ESAB, 2014).

Segundo Norrish (2006, p. 48), o processo de soldagem por arames tubulares é operado de maneira similar ao processo de soldagem arco com arame sólido e proteção gasosa. O princípio de operação do processo de soldagem por arames tubulares está representado na Figura 10.

Figura 10 – Princípio de funcionamento da soldagem por arame tubular.



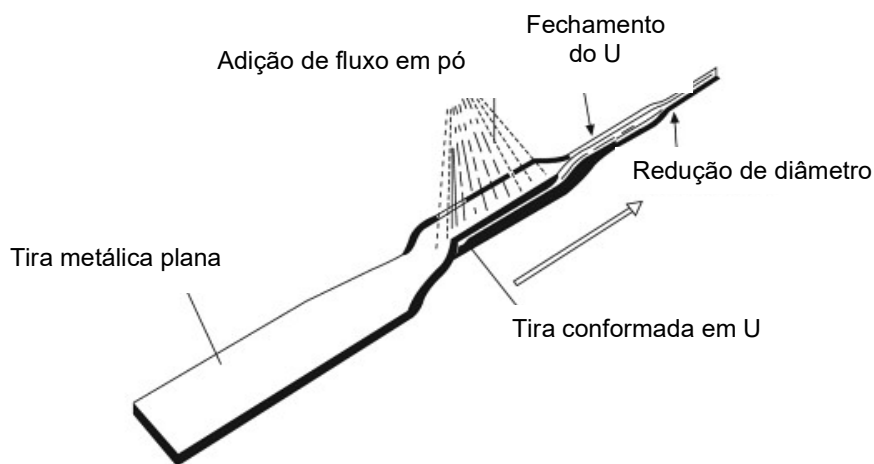
Fonte: NORRISH, 2006 (tradução do AUTOR).

De acordo com Fortes e Araújo (2004, p. 1), o processo de soldagem por arame tubular foi desenvolvido para combinar as melhores características da soldagem por arco submerso e a soldagem empregando o dióxido de carbono (CO_2) como gás de proteção. A combinação dos ingredientes do fluxo no núcleo do arame tubular aliada à proteção externa proporcionada pelo CO_2 produz soldas de alta qualidade e um arco estável com um baixo nível de respingos.

Na soldagem com arames tubulares são empregados invólucros metálicos com um pó em seu interior em vez de arames sólidos. O fluxo em seu interior pode conter elementos de liga e materiais que forneçam gases de proteção, desoxidantes e materiais formadores de escória. Os ingredientes do fluxo promovem estabilidade ao arco, influenciando nas propriedades mecânicas do metal de solda, bem como no perfil da solda (FORTES; ARAÚJO, 2004, p. 1).

Segundo Norrish (2006, p. 48), o processo de fabricação mais utilizado na fabricação de arames tubulares consiste na conformação de uma tira metálica na forma de U, a qual é preenchida com os constituintes do fluxo e então fechada sob a forma circular com posterior redução do diâmetro do tubo. A Figura 11 apresenta esquematicamente o processo de fabricação do arame tubular.

Figura 11 – Esquema de fabricação de arame tubular.



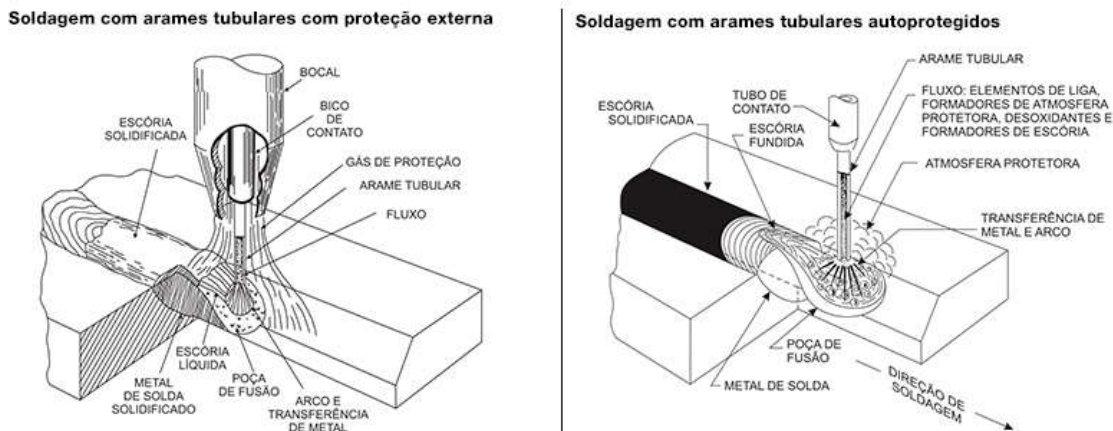
Fonte: NORRISH, 2006 (tradução do AUTOR).

Muitos arames tubulares são desenvolvidos para serem usados com uma proteção gasosa adicional, além da proteção gerada pelo fluxo. Os gases ricos em CO_2 são os mais utilizados porque a sua combinação com os ingredientes do fluxo no núcleo do arame tubular produz soldas de alta qualidade e um arco estável, com baixo nível de respingos. O metal de solda pode ser depositado a taxas de deposição maiores, e os cordões de solda podem ser mais largos e com melhor perfil quando comparados com arames sólidos, mesmo tendo como gás de proteção o CO_2 (FORTES; ARAÚJO, 2004, p. 1).

A utilização do processo de soldagem com arames tubulares tem aumentado significativamente nos últimos anos, no Brasil e no mundo. As altas taxas de deposição e o desenvolvimento de novos consumíveis têm levado as empresas a migrar para este processo. Segmentos como construção naval, indústria petrolífera, construção pesada, soldagem de perfis estruturais, mineração, reparo e manutenção estão entre os que mais utilizam soldagem com arames tubulares (ESAB, 2014).

O processo apresenta duas variações principais: soldagem auto protegida (*innershield*), em que o fluxo fornece toda a proteção necessária na região do arco, sem a utilização de gás de proteção, e soldagem com proteção gasosa (*dual shield*), em que parte da proteção é fornecida pelo próprio fluxo e parte por um gás. Em geral a aplicação de ambos processos é feita na forma semiautomática (MARQUES; MODENESI, 2011, p. 21). A Figura 12 apresenta as duas variações de proteção.

Figura 12 – Esquema do processo de soldagem com arame tubular com proteção gasosa e auto protegido.



Fonte: ESAB, 2014.

De acordo com ESAB (2014), os arames tubulares podem ser divididos em dois grupos de acordo com o uso ou não de gás de proteção.

O primeiro grupo são os arames tubulares que requerem uso de gás de proteção, os quais podem ser subdivididos em:

- *Metal Cored*: arames tubulares que possuem em seu interior um fluxo composto por pós metálicos, proporcionando assim alta eficiência de deposição (95%). Suas características incluem também baixa quantidade de fumos, respingos e também baixo índice de hidrogênio difusível. São arames de alta produtividade e indicados para soldagem de alta responsabilidade. É muito utilizado na indústria automobilística.

- *Flux Cored*: arames tubulares que possuem em seu interior um fluxo composto por pós não metálicos, proporcionando alta produtividade através de maiores velocidades de soldagem. A soldagem com este tipo de arame tubular proporciona a formação de escória que, além de proteger a poça de fusão, contribui para um melhor desempenho na soldagem fora de posição. Bastante utilizado nas indústrias de construção naval, *offshore* e em *pipelines*. Podem ser do tipo rutilico ou básico, sendo o rutilico mais comum e indicado para aplicações gerais e o básico para aplicações que requerem altíssima tenacidade.

Na soldagem com gás de proteção empregando arames tubulares com fluxo não metálico (*flux-cored wires*), os agentes do fluxo ou formadores de escória que constituem a parte não metálica do pó têm que desempenhar diversas funções. Tem sido difundido que o fluxo proporciona uma proteção secundária adicionalmente à do gás de proteção. Na realidade, essa assertiva foi exagerada para materiais ferríticos, como mostram os mais recentes desenvolvimentos dos arames tubulares metálicos (*metal-cored wires*). O que o fluxo pode fazer é controlar ou ajustar o teor de oxigênio do metal de solda, aumentando-o ou diminuindo-o conforme as necessidades de cada aplicação (FORTES; ARAUJO, 2004, p. 1).

De acordo com ESAB (2014), o segundo grupo são os arames tubulares que não requerem uso de gás de proteção, chamados autoprotégidos:

- Autoprotégidos: são arames que possuem em seu interior um fluxo composto por elementos capazes de gerar os gases necessários para proteção da poça de fusão e do arco elétrico, não necessitando desta maneira de uma fonte externa de proteção gasosa. É uma ótima alternativa para soldagem em campo em substituição aos eletrodos revestidos, uma vez que os arames autoprotégidos proporcionam maior produtividade.

Segundo Fortes e Araújo (2004, p.7), da mesma forma que nas escórias resultantes da fabricação dos aços, algumas escórias de solda são capazes de remover certas impurezas como o enxofre do metal fundido, porém com a boa qualidade dos aços modernos essa capacidade tem sido menos necessária do que no passado.

Ainda segundo Fortes e Araújo (2004, p.7), mais importantes são as características da escória, que pode moldar e suportar o metal de solda ou ajudá-lo a molhar o metal de base. Pode-se dizer que um consumível apresenta uma boa molhabilidade quando ele é capaz de se misturar facilmente à parcela do metal de base fundido, aumentando a diluição.

Alguns componentes não metálicos do pó não são formadores de escória, contudo servem para estabilizar o arco ou para controlar as características de queima do arame. Tais ingredientes podem estar presentes mesmo nos arames tubulares metálicos.

Nos arames tubulares com fluxo não metálico os componentes estabilizadores do arco devem ser selecionados de tal modo que os resíduos remanescentes não prejudiquem a formação da escória.

Segundo Marques e Modenesi (2011, p.21), as principais limitações do processo de soldagem com arame tubular são:

- Equipamento relativamente caro.
- Pode gerar elevada quantidade de fumos.
- Necessita limpeza após soldagem.

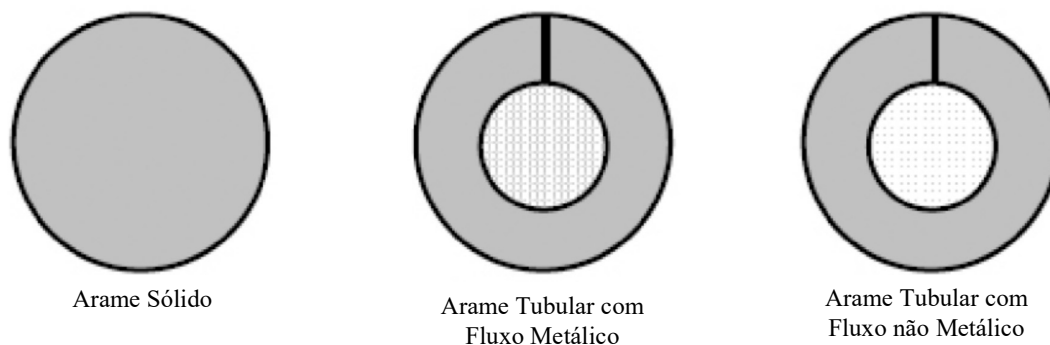
E as vantagens são:

- Elevada produtividade e eficiência.
- Soldagem em todas as posições.
- Custo relativamente baixo.
- Produz soldas de boa qualidade e aparência.

De acordo com Fortes e Araújo (2004, p. 15), a maior taxa de deposição proveniente do arame tubular se comparado ao arame sólido vem do efeito de Joule, que é maior no arame tubular que no arame sólido, a uma dada corrente. Isto porque, na soldagem com arame sólido, toda a seção transversal conduz a corrente, mas com o arame tubular metálico a corrente é conduzida parcialmente pelo núcleo e, no caso de arame tubular com fluxo não metálico, toda a corrente é conduzida pelo invólucro tubular metálico. Então, a densidade de corrente e o efeito Joule garantem uma taxa de fusão maior para arames tubulares.

A Figura 13 apresenta um comparativo entre as seções de arame sólido e tubular com e sem fluxo metálico.

Figura 13 - Seção reta do arame cobreado e dos arames tubulares com fluxo metálico e não metálico.



Fonte: FORTES; ARAUJO, 2004.

Segundo Garcia e Scotti (2011, p. 154-155), nos experimentos por eles realizados, o arame tubular apresenta maior taxa de fusão, porém menor eficiência de deposição, do que o arame maciço em um mesmo nível de corrente média. Entretanto, as diferenças em taxa de fusão superaram as de rendimento de deposição, permitindo que o tubular também apresente maior taxa de deposição.

Devido à maior taxa de deposição alcançada, o arame tubular permite velocidades de soldagem superiores às empregadas para o arame maciço, reduzindo, então, o tempo para realização da soldagem para a confecção de um cordão de mesmo volume. Essa maior velocidade alcançada caracteriza um aspecto importante em termos de aumento de produtividade (em favor do tubular).

Devido ao menor rendimento de deposição do arame tubular (parâmetro que leva em consideração não somente respingos, mas fumos, escórias, etc.) consome-se muito mais arame tubular do que maciço para se preencher uma junta com cordões do mesmo volume. Esse maior consumo, em balanço com os custos de consumíveis, caracteriza um aspecto importante em termos de redução de produtividade (em desfavor ao tubular).

A variação da taxa de fusão com o aumento da corrente é mais significativa para o arame tubular, isto é, a diferença em termos de aumento da taxa de fusão do tubular para o maciço se caracteriza por mais altos níveis de corrente.

De acordo com Rodrigues (2005, p. 77), nos experimentos por ele realizados, os parâmetros que mais influenciam na soldagem com eletrodos tubulares são velocidade de alimentação do arame, tensão e distância bico de contato peça, quando fixados o tipo de gás de proteção e ângulo de inclinação da tocha.

4.8 AÇO HARDOX®

Segundo SSAB (2011, p.8), o aço Hardox® foi desenvolvido na década de 1970, sendo continuamente aprimorado desde então. Esse aço apresenta combinação consistente entre alta dureza, elevada resistência mecânica e excelente resistência ao impacto.

A elevada dureza e resistência ao desgaste das chapas de aço Hardox® aumentam a vida útil dos produtos. Devido à sua alta resistência mecânica, produtos fabricados com Hardox® podem ter construções mais simples, sem a necessidade de reforços e nervuras e também serem mais leves, mantendo alta capacidade de suportar cargas. Além disto, chapas de aço Hardox® apresentam boa resistência ao impacto mesmo em baixas temperaturas. Sua boa soldabilidade e usinabilidade simplificam processos de produção e de reparo.

De acordo com SSAB (2013, p.1), a dureza das chapas de aço Hardox® 450 com espessura de até 40 mm está entre 425 e 475 HB.

Segundo Adamiak, Górká e Kik (2009, p. 379), os ensaios realizados em chapa de Hardox® 400 apresentaram estrutura martensítica e os valores de dureza encontrados ficaram dentro da faixa garantida pelo fabricante.

A composição química especificada do aço Hardox® 450 é definida em termos de composição máxima de cada elemento e é apresentada na Tabela 2.

Tabela 2 – Composição química especificada do aço Hardox® 450.

ELEMENTO QUÍMICO	C max %	Si max %	Mn max %	P max %	S max %	Cr max %	Ni max %	Mo max %	B max %
%	0,26	0,70	1,60	0,025	0,010	1,40	1,5	0,60	0,005

Fonte: SSAB, 2013.

Este aço apresenta ainda carbono equivalente máximo de 0,43, quando calculado pela fórmula:

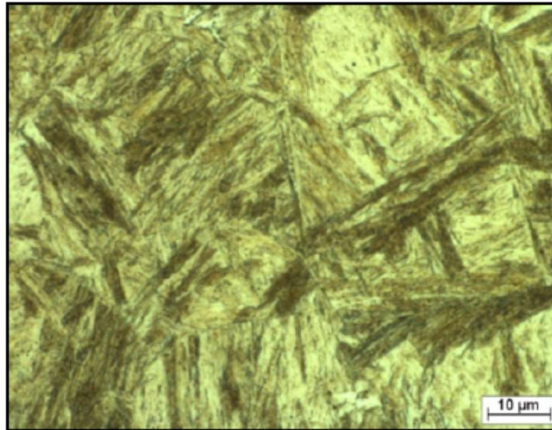
$$CET = C + \frac{Mn + Mo}{10} + \frac{Cr + Cu}{20} + \frac{Ni}{40} \quad (1)$$

Onde:

- CET: carbono equivalente
- Mn: percentual de manganês
- Cr: percentual de cromo
- Ni: percentual de níquel
- C: percentual de carbono
- Mo: percentual de molibdênio
- Cu: percentual de cobre

De acordo com Ulewicz, Mazur e Bokůvka (2014, p. 113), as análises executadas em chapas de aço Hardox® 400 e Hardox® 450 apresentaram estrutura martensítica acicular, como mostrado na Figura 14.

Figura 14 – Microestrutura do aço Hardox® 450.



Fonte: ULEWICZ, MAZUR E BOKŮVKA (2014)

Segundo Buglacki e Smajdor (2003, p.1), os aços Hardox® 400 com espessura de até 40 mm podem ser soldados sem a necessidade de pré-aquecimento e sua dureza pode ser considerada como um bom indicador de sua resistência à abrasão.

Entretanto, de acordo com Frydman, Konat e Pekalski (2008, p. 1), como resultado do processo de aquecimento durante a soldagem de união pelo processo de arco submerso, a zona termicamente afetada tem sua dureza significativamente reduzida para valores da ordem de 210-230 HV, ocorrendo alteração na estrutura martensítica inicial em aços Hardox® 400 e Hardox® 500.

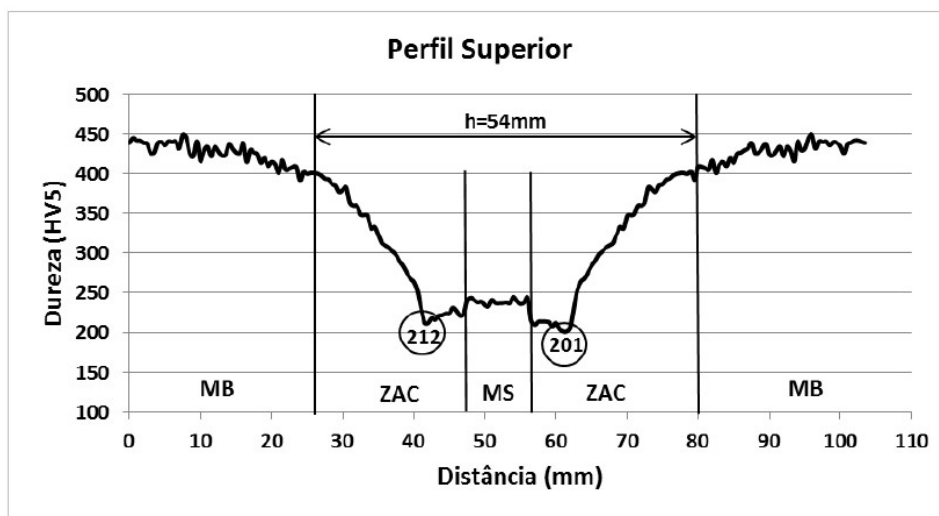
Segundo Dudziński, Konat e Pękalski (2008, p. 26) juntas soldadas de aço Hardox® 400 e Hardox® 500 apresentaram, nas amostras ensaiadas, desintegração de sua estrutura martensítica inicial. Como consequência, houve queda no nível da dureza da zona termicamente afetada e queda na resistência ao desgaste.

Ensaio de microdureza realizados por Czupryński, Górka e Śłosarczyk (2013, p. 49) em uma junta de união em aço Hardox® 450, soldadas pelos processos de eletrodo revestido e por soldagem a arco com proteção gasosa, apresentaram valores da ordem de 460 HV no metal base e da ordem de 320 HV na zona termicamente afetada.

Da mesma forma, Costa (2014, p. 60-61) encontrou, nos ensaios realizados em uma amostra de aço Hardox® 450 valor médio de dureza de 456 HB. Em corpo de prova

soldado, o perfil de dureza apresentou queda significativa na zona afetada pelo calor, conforme mostrado na Figura 15.

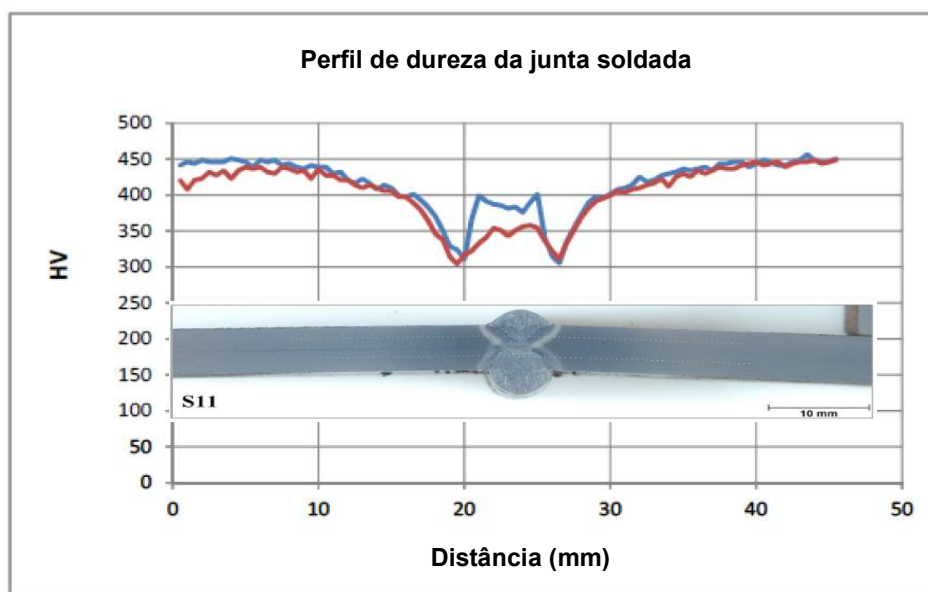
Figura 15 – Perfil de microdureza Vickers em junta soldada de aço Hardox® 450.



Fonte: COSTA (2014)

Corpos de prova soldados e analisados por Akbarnejad (2012, p. 85) também apresentaram queda de dureza na zona termicamente afetada como indicado na Figura 16.

Figura 16 – Perfil de microdureza Vickers em junta soldada.



Fonte: AKBARNEJAD (2012)

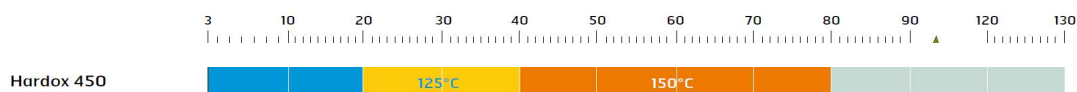
De acordo com SSAB (2011, p. 4), devido ao fato de possuir baixo valor de carbono equivalente, o aço Hardox® resiste melhor à trinca por hidrogênio do que muitos outros aços de elevada resistência. O risco de trinca por hidrogênio será minimizado se as seguintes regras forem seguidas:

1. Minimizando o teor de hidrogênio na junta preparada e ao seu redor através de utilização de temperatura de pré-aquecimento e de interpasse adequadas, uso de consumíveis com baixo teor de hidrogênio e mantendo impurezas afastadas da área de soldagem, e;
2. Minimizando as tensões na junta soldada evitando o uso de consumíveis de resistência mecânica superior à necessária, utilizando sequência de soldagem de forma a minimizar tensões residuais e abertura da junta máxima de 3 mm.

De acordo com Guimarães, et al (2011, p. 367), na soldagem de um aço com dureza de 450 HB, para as espessuras avaliadas de 9,5 mm e 8,0 mm, concluiu-se que não se necessita de pré-aquecimento para soldagem, tendo em vista que nos ensaios realizados, os corpos de prova não apresentaram trincamento a frio induzido por hidrogênio à temperatura ambiente.

A faixa de temperatura de pré-aquecimento para o aço Hardox® 450 segundo SSAB (2011, p. 5) é determinada em função da espessura do metal base e segue o disposto na Figura 17, para soldagem com consumíveis não ligados ou de baixa liga.

Figura 17 – Temperaturas de pré-aquecimento e interpasse mínimas.

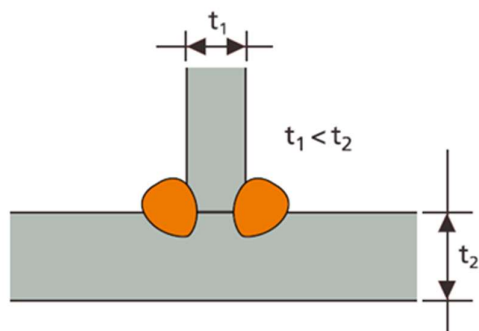


Fonte: SSAB, 2011.

A temperatura máxima de interpasse recomendada para o Hardox® 450 é de 225° C.

A espessura a ser usada como referência para avaliação da temperatura de pré-aquecimento é a maior espessura dentre o conjunto de chapas a serem soldadas, conforme se observa na Figura 18.

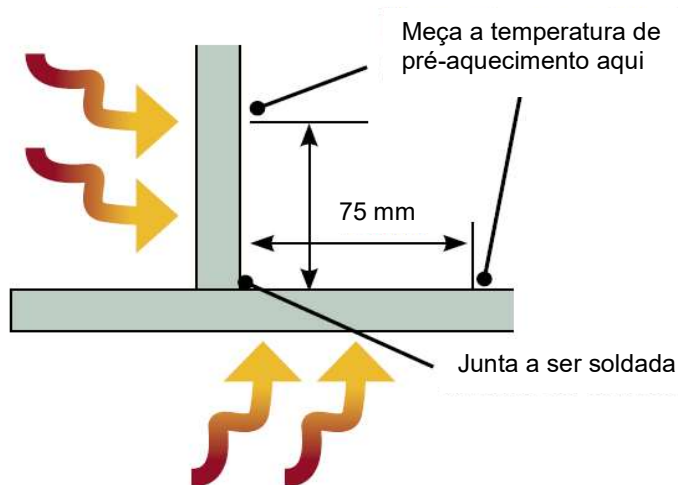
Figura 18 – Espessura para determinação da temperatura de pré-aquecimento.



Fonte: SSAB, 2011.

SSAB (2011, p. 6) recomenda que a medição da temperatura de pré-aquecimento seja feita na chapa mais espessa da junta, considerando um intervalo, entre o aquecimento e a medição da temperatura, de 2 minutos para cada 25 mm de espessura da chapa. A temperatura de interpasse pode ser medida no cordão de solda ou no metal de base imediatamente adjacente, conforme apresentado na Figura 19.

Figura 19 – Esquema de medição da temperatura de pré-aquecimento.



Fonte: SSAB, 2011.

Segundo Zeemann (2003, p.1), um parâmetro de grande importância metalúrgica é a energia de soldagem ou aporte de calor, pois juntamente com as características geométricas da junta e com o nível de pré-aquecimento, é determinante nos ciclos térmicos impostos ao material e, portanto, nas possíveis transformações microestruturais e no comportamento da junta.

A área transversal de uma solda é geralmente proporcional à quantidade de aporte térmico. Quanto mais energia é fornecida pelo arco, mais material de enchimento e metal base será fundido por unidade de comprimento, resultando em um cordão de solda maior e, conseqüentemente, maior taxa de deposição. Para soldagem feita com tensão e corrente de soldagem constantes, haverá uma relação inversa entre a velocidade de soldagem e o tamanho do cordão de solda (SILVA, 2010, p. 40).

SSAB (2011, p. 6) define que soldar com o aporte de calor recomendado gera boas propriedades mecânicas na zona termicamente afetada (ZTA).

Assim, o calor fornecido pelo processo de soldagem afeta as propriedades mecânicas da junta soldada. Isto ocorre devido ao aporte de calor (Q), que pode ser calculado através da fórmula que se segue:

$$Q = \frac{k \times V \times I \times 60}{v \times 1000} \quad (2)$$

Onde:

Q = aporte de calor [kJ/mm]

V = tensão [V]

I = corrente [A]

v = velocidade de soldagem [mm/min]

K = rendimento térmico [adimensional]

Os diferentes processos de soldagem possuem rendimento térmico variável (k), conforme valores aproximados apresentados na Tabela 3.

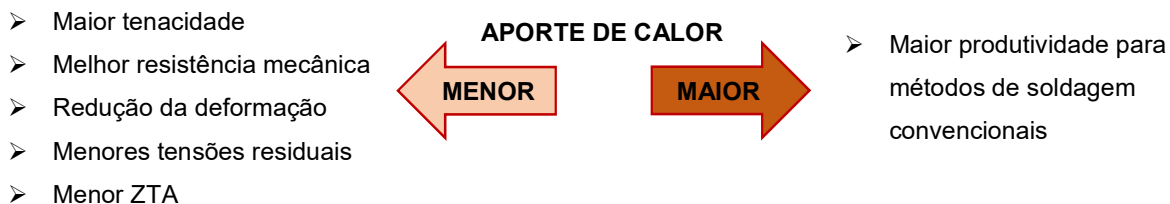
Tabela 3 – Rendimento térmico por processo de soldagem.

Processo de Soldagem	Rendimento (k)
MMA	0,70 – 0,90
MAG	0,75 – 0,95
SAW	0,85 – 0,98
TIG	0,50 – 0,80

Fonte: MODENESI, 2012.

O aporte de calor tem efeito sobre diversos aspectos da junta soldada, bem como sobre a produtividade da soldagem, como representado na Figura 20.

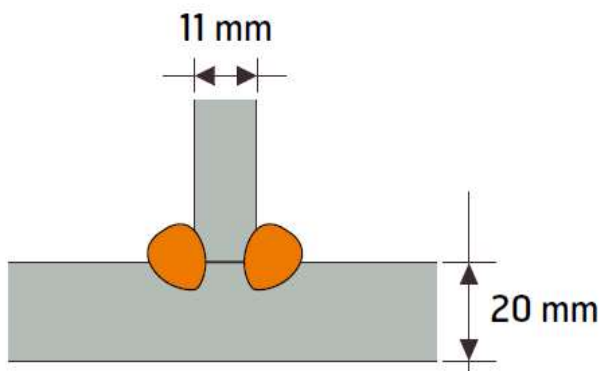
Figura 20 – Efeito do aporte de calor em uma junta soldada.



Fonte: SSAB, 2011 (adaptado pelo Autor).

Ao soldar uma junta composta por diferentes espessuras de chapa, o aporte de calor recomendado é baseado na chapa mais fina da junta soldada, como exemplificado na Figura 21. Neste exemplo, o aporte de calor tolerável é baseado na espessura de 11 mm da chapa.

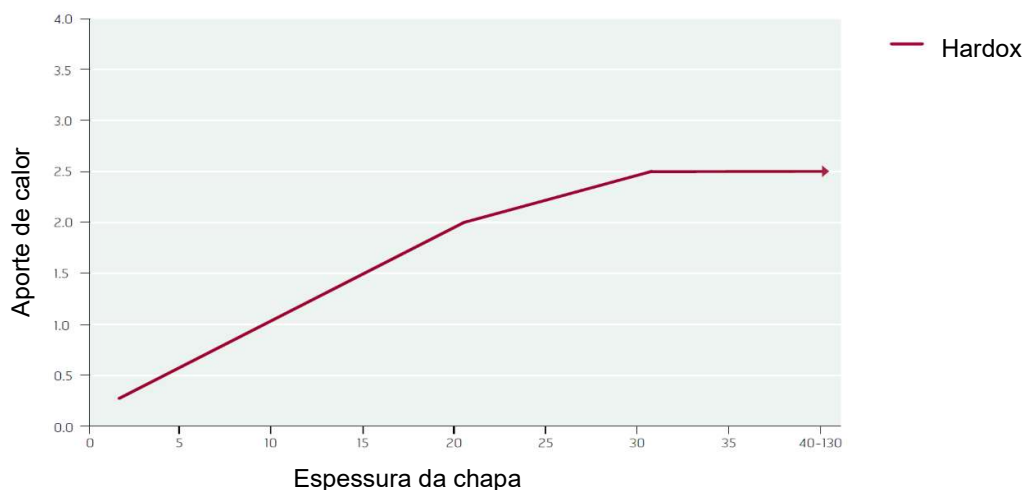
Figura 21 – Exemplo de determinação de espessura para cálculo do aporte de calor em uma junta soldada.



Fonte: SSAB, 2011.

Os valores de aporte de calor recomendado para soldagem do aço Hardox® são apresentados no gráfico da Figura 22.

Figura 22 – Aporte de calor recomendado para uma junta soldada de Hardox®.

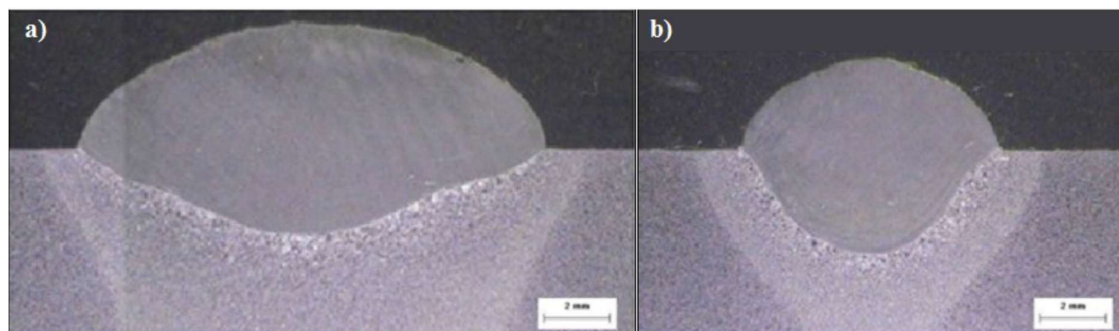


Fonte: SSAB, 2011.

De acordo com Colaço (2012, p. 1), em soldagem de revestimentos duros, os melhores processos de soldagem são aqueles que apresentam como característica uma maior taxa de deposição e menor diluição entre o metal base e o metal de adição. Com isso, obtém-se alto rendimento e menor influência do material base na composição do metal solidificado.

O aumento de energia de soldagem é responsável pela diminuição da diluição devido à menor penetração e maior largura do cordão de solda. A Figura 23 representa a secção transversal dos cordões de solda.

Figura 23 – Morfologia dos cordões de solda depositados com:



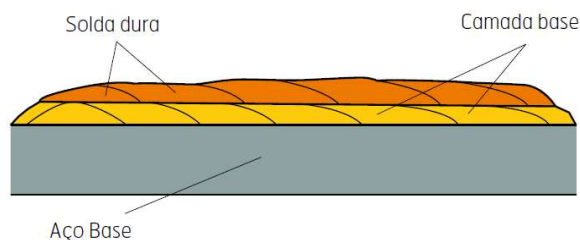
a) Alta energia de soldagem

b) Baixa energia de soldagem

Fonte: COLAÇO, et al., 2012.

Conforme SSAB (2011, p. 12), para soldagem de revestimentos duros em aço Hardox® é aconselhável soldar uma camada de base com alta tenacidade entre a chapa e o revestimento duro, como representado na Figura 24. Para a camada de base são recomendados consumíveis de aço inoxidável austenítico.

Figura 24 – Esquema de soldagem de revestimento duro em aço Hardox®.



Fonte: SSAB, 2011.

Segundo Raikov, et al (2015, p. 2) ensaios tribológicos realizados em chapas Hardox® 400 revestidas apresentaram na camada de revestimento aumento de 2,25 vezes na resistência ao desgaste.

As chapas de Hardox® são fornecidas com uma tinta de proteção do tipo *primer*. De acordo com SSAB (2011, p. 14) a solda pode ser efetuada diretamente sobre o *primer* do Hardox®, já que possui baixo teor de zinco.

Poderá ser vantajoso remover o primer antes da soldagem, já que poderá minimizar a porosidade na solda e facilitar a mesma em posições que não a horizontal. Se o primer for deixado na preparação da soldagem, a porosidade do metal de solda aumentará ligeiramente.

Os processos de soldagem com arame tubular proporcionam o percentual de porosidade mais baixo. Como em todas as operações de solda, é necessário manter boa ventilação, de forma a que o primer não tenha um efeito nocivo para o soldador e na área circundante.

SSAB (2011, p. 14) recomenda que não sejam realizados tratamentos térmicos após a soldagem do aço Hardox®, uma vez que isto poderá prejudicar suas propriedades mecânicas.

4.9 REVESTIMENTO DURO

Segundo Riddihough (1949), a natureza se renova pelo crescimento e as máquinas fabricadas pelo homem se desgastam. Assim, uma constante preocupação de todo engenheiro em qualquer indústria é reparar e substituir peças desgastadas. Revestimento duro é a arte da soldagem em uma quantidade econômica de material de alta resistência ao desgaste, em uma região onde esta propriedade se faz necessária.

De acordo com Shibe e Chawla (2013, p.105-106), técnicas de modificação de superfície são usadas para aumentar a vida de vários componentes de engenharia em serviço. A aplicação de revestimento é uma técnica, em que um material superior é depositado sobre componentes industriais, por meio de soldagem, para melhorar propriedades da superfície.

Ainda segundo Shibe e Chawla (2013, p.105-106), diversos componentes, antes de entrarem em serviço, recebem um tratamento de endurecimento de superfície ou um revestimento de proteção com materiais resistentes ao desgaste de vários tipos, dependendo das condições do seu serviço.

Revestimento duro é utilizado para depositar um material resistente ao desgaste em componentes já desgastados ou um novo componente, que estará sujeito a desgaste em serviço. Estes revestimentos também são utilizados para fornecer proteção contra corrosão por oxidação ou água do mar.

Existem eletrodos e arames disponíveis para dar diferentes graus de proteção ao desgaste, corrosão, ou a resistência ao calor e podem ser aplicados a pequenas áreas distintas, tais como válvulas e sedes de válvulas, ou grandes áreas, tais como superfícies de rolamento de eixo ou em rolos siderúrgicos completos.

Revestimento duro é particularmente associado com equipamentos de movimentação de terra, fornos de cimento e de britagem e indústrias de processamento.

Segundo Balasubramanian, et al (2009, p. 887), revestimentos duros são executados com o objetivo de melhorar as propriedades superficiais do metal base (substrato) e os materiais empregados para revestimento geralmente apresentam melhores propriedades de resistência ao desgaste. Nesta operação, a diluição é o principal fator determinante das propriedades da camada revestida.

A diluição é definida como a porcentagem do material base presente no metal depositado. Um alto nível de diluição faz com que as propriedades da camada revestida não atinjam os resultados desejados. Por outro lado, para níveis de diluição mais baixos, as propriedades da camada revestida atingirão valores bem melhores se comparados ao metal base. Assim, no processo de soldagem de revestimentos duros, busca-se controle de forma a reduzir o nível de diluição na camada revestida.

Segundo Leite e Marques (2009, p. 330), apesar da importância da dureza de uma camada de revestimento duro, não é esta que governa as propriedades de resistência ao desgaste, especialmente o abrasivo de baixa tensão, mas sim, a microestrutura.

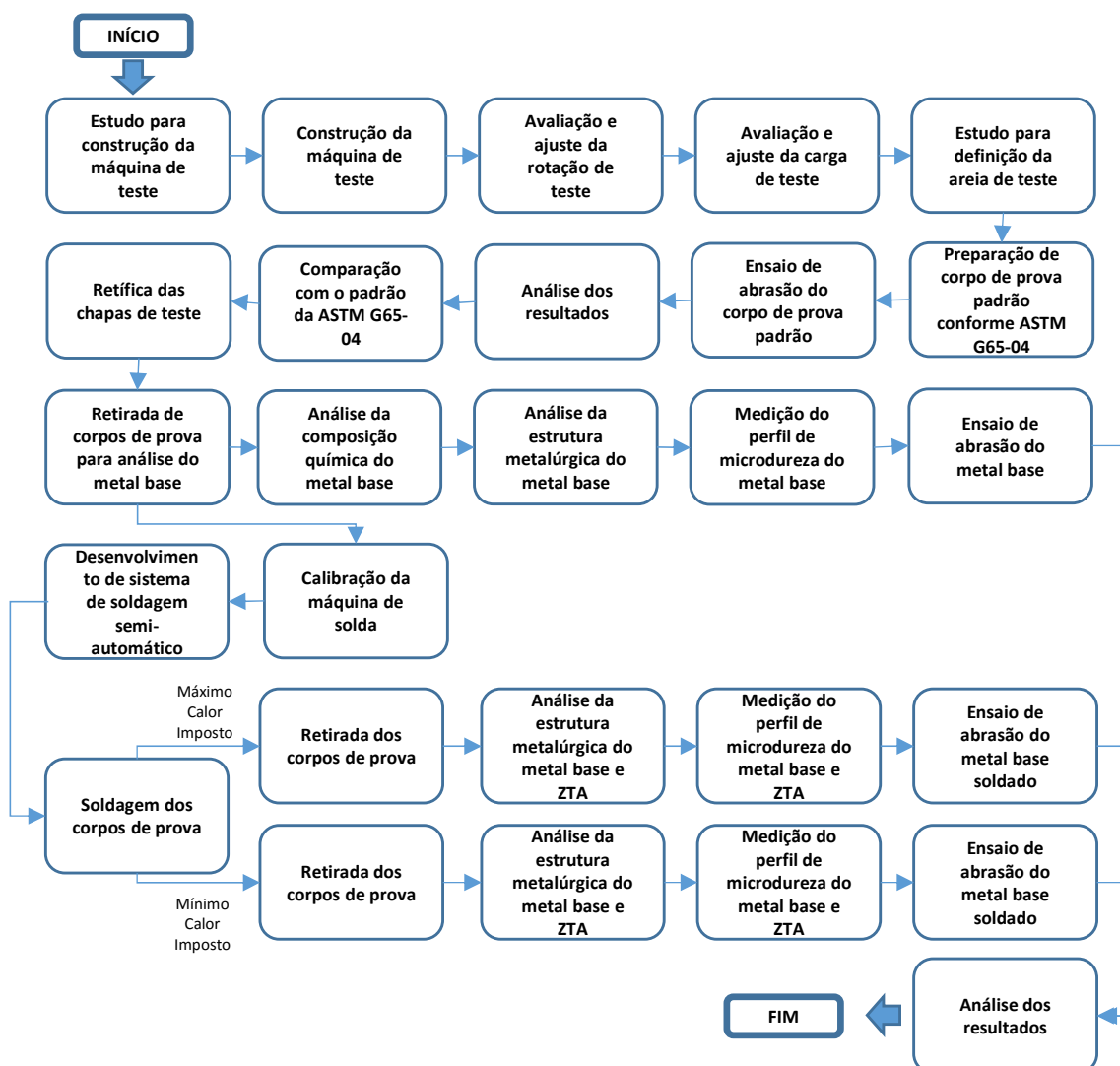
CAPÍTULO V

5 MATERIAIS E MÉTODOS

5.1 DESCRIÇÃO GERAL DO TRABALHO

Este trabalho consiste na avaliação das características metalúrgicas e medição do perfil de dureza, além da avaliação da resistência ao desgaste por meio do ensaio de abrasão em três grupos de corpos de prova, cuja sequência das etapas é apresentada no fluxograma da Figura 25.

Figura 25 – Fluxograma de atividades.



Fonte: AUTOR, 2016.

Para realização do ensaio de abrasão, foi necessário desenvolver e fabricar o equipamento, pois no início dos estudos e atividades deste projeto, não havia este equipamento disponível na instituição.

O primeiro grupo de corpos de prova foi ensaiado sem a aplicação do revestimento duro. Esta etapa foi importante para que se pudesse ter a avaliação das características do metal base, permitindo a posterior comparação dos resultados com o mesmo metal submetido à soldagem de revestimento duro.

O segundo grupo de corpos de prova foi submetido ao processo de soldagem com arame tubular de revestimento duro, fixando-se os parâmetros de soldagem, tais como tensão de soldagem, velocidade de alimentação do arame e velocidade de soldagem e adotando-se uma corrente de soldagem próxima ao máximo valor recomendado pelo fabricante do arame utilizado, de forma a se obter uma condição de máximo calor imposto no processo de soldagem.

Finalmente, o terceiro grupo de corpos de prova foi submetido ao processo de soldagem de revestimento duro, fixando-se os parâmetros de soldagem, tais como tensão de soldagem, velocidade de alimentação do arame e velocidade de soldagem e adotando-se uma corrente de soldagem próxima ao mínimo valor recomendado para o arame utilizado, de forma a se obter uma condição de mínimo calor imposto no processo de soldagem.

5.2 EQUIPAMENTO DE ENSAIO POR ABRASÃO

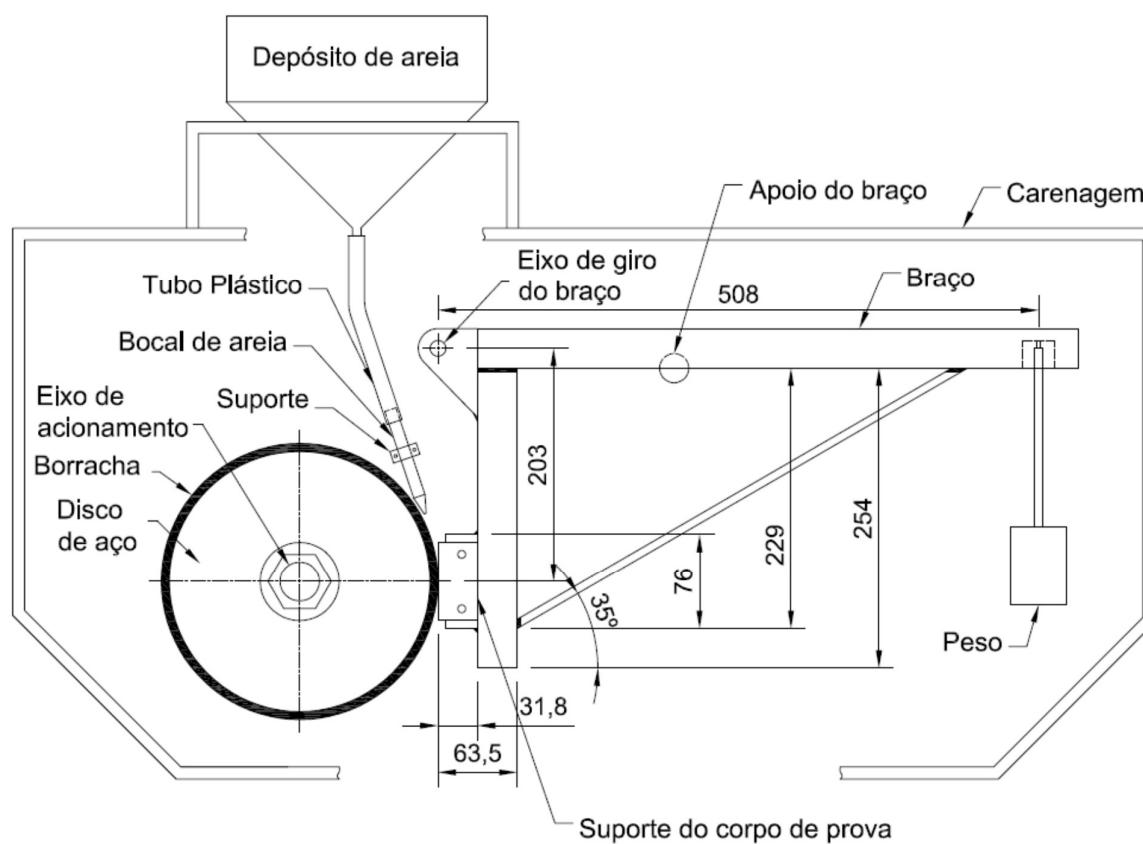
O equipamento de ensaio por abrasão em roda de borracha tem por finalidade simular uma situação de abrasão controlada no corpo de prova, permitindo a comparação de resultados entre materiais ou processos de fabricação.

Esta comparação se dá através da avaliação da perda volumétrica dos corpos de prova durante o ensaio, assim, quanto maior a resistência do material à abrasão, menor será a perda volumétrica no corpo de prova, quando ensaiado sob as mesmas condições.

Para obtenção da perda de massa no ensaio, faz-se a medição da massa do corpo de prova antes e após o ensaio. Utilizando-se a densidade do material ensaiado, calculou-se, então, a perda volumétrica.

A construção do equipamento foi baseada no modelo apresentado pela norma ASTM G65-04, conforme Figura 26.

Figura 26 – Equipamento de ensaio – desenho esquemático.



Fonte: ASTM G65-04, 2010 (adaptada pelo AUTOR)

A Figura 27 apresenta a etapa de construção da estrutura de fixação da roda de borracha e carenagem, que foram construídas em aço carbono.

Figura 27 – Equipamento de ensaio – estrutura de fixação da roda de borracha.



Fonte: AUTOR, 2016

Para construção da estrutura do braço, foram adotadas as dimensões indicadas na norma ASTM G65-04.

A Figura 28 apresenta a etapa de construção da estrutura do braço, que foi construída em aço carbono.

Figura 28 – Equipamento de ensaio – estrutura do braço.

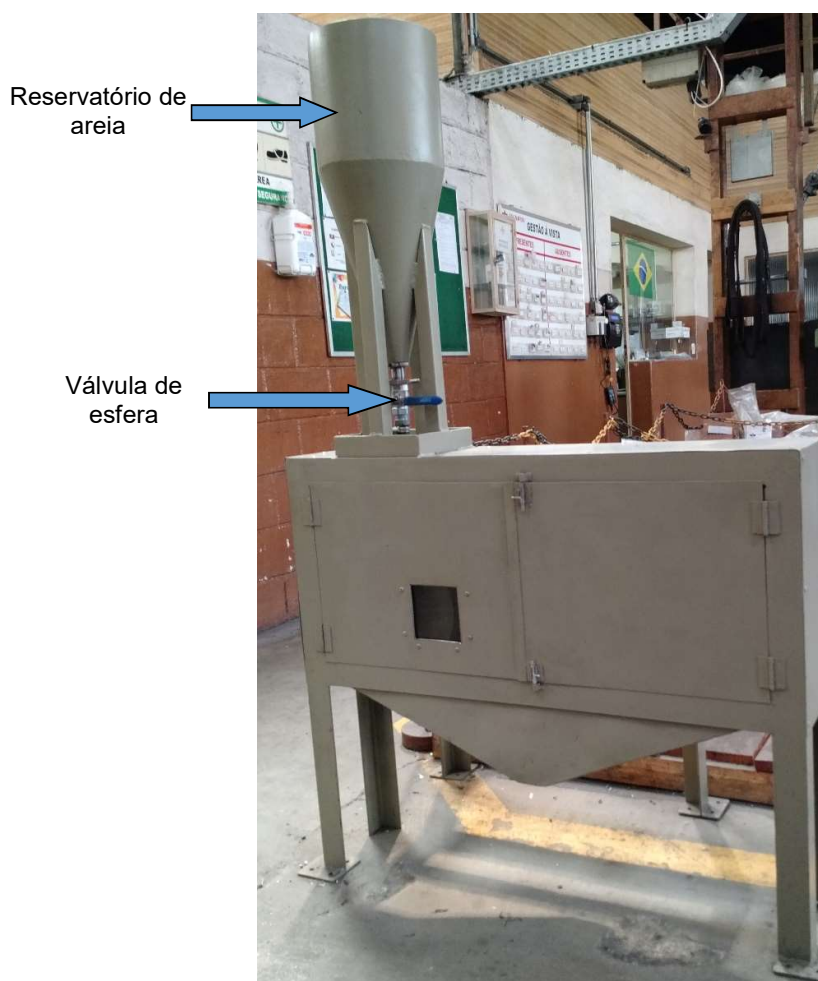


Fonte: AUTOR, 2016

O reservatório de areia foi dimensionado para uma capacidade volumétrica total de vinte litros. Adotou-se reservatório de formato cilíndrico com base cônica com o objetivo de facilitar o fluxo de areia.

Na saída do reservatório, foi instalada uma válvula de esfera que permite rápida inicialização e interrupção do fluxo de areia. A Figura 29 apresenta o reservatório e a válvula de controle do fluxo de areia.

Figura 29 – Reservatório de areia e válvula de esfera.

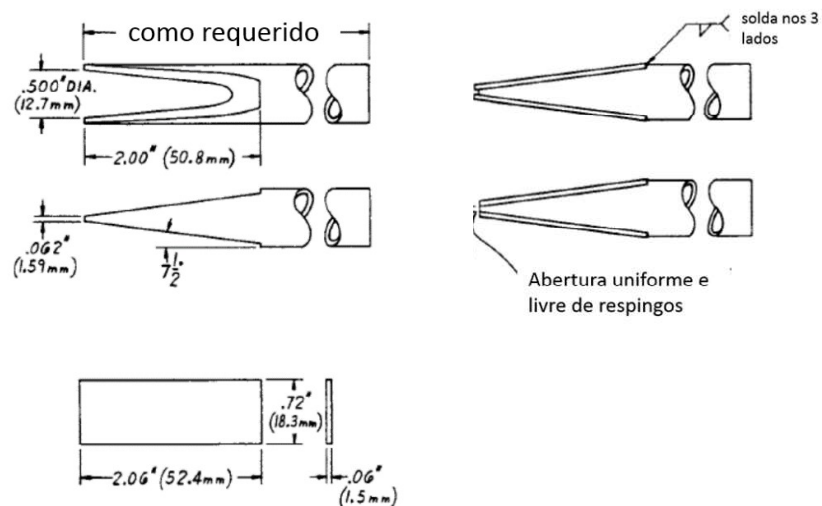


Fonte: AUTOR, 2016

Para realização do ensaio de abrasão, é importante que o fluxo de areia seja laminar e contínuo. O bocal de areia tem papel fundamental para se garantir o atendimento a este requisito.

O bocal de areia foi então dimensionado e fabricado de acordo com as orientações da norma ASTM G65-04, conforme detalhamento apresentado na Figura 30.

Figura 30 – Bocal de areia – desenho esquemático.



Fonte: ASTM G65-04, 2010 (tradução do autor).

A forma construtiva do bocal de areia e seu posicionamento no equipamento permitem um fluxo laminar e contínuo de areia durante o ensaio. A Figura 31 apresenta o bocal construído.

Figura 31 – Bocal de areia.



Fonte: AUTOR, 2016

A verificação do fluxo de areia se deu por meio da abertura de um fluxo contínuo e coleta da areia por um intervalo de 30 segundos. A areia coletada foi então pesada em balança digital, conforme apresentada na Figura 32, marca C&F Balanças (Filizola), modelo C-15, com resolução de 5g, obtendo-se o valor de 180 g, o que levou ao cálculo de 360 g/min. Este valor encontra-se dentro do valor especificado pela norma ASTM G65-04, que estabelece que o fluxo de areia deve estar entre 300 e 400 g/min.

Figura 32 – Balança digital modelo C-15.

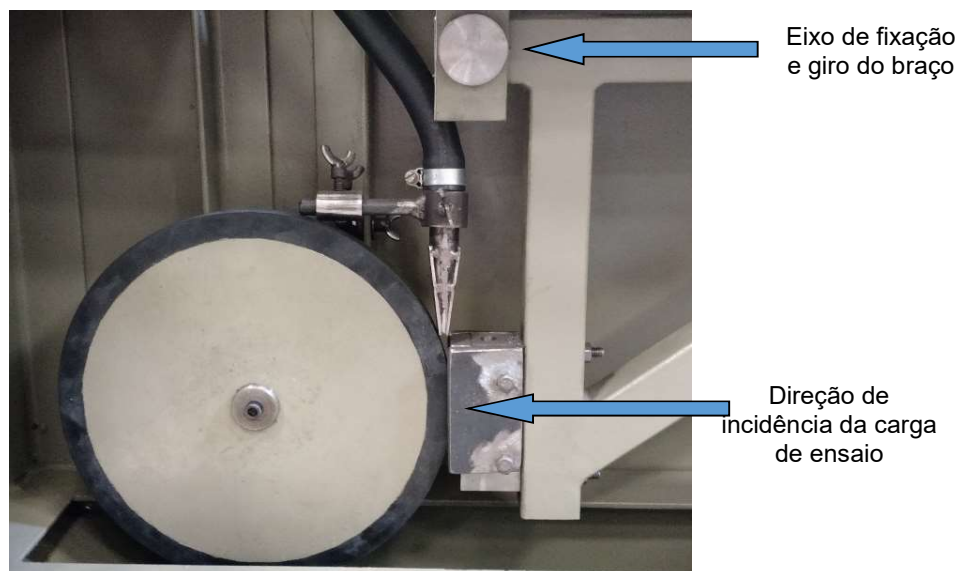


Fonte: AUTOR, 2016

Para construção do braço do contrapeso, foram adotadas as dimensões definidas na norma ASTM G65-04. Com o intuito de garantir a correta aplicação da carga, na etapa de construção foi assegurado que o centro do corpo de prova estivesse alinhado com o centro de rotação da roda de borracha e também um ângulo de incidência de 90 graus.

A Figura 33 mostra o braço com seu ponto de fixação e giro e direção de incidência da carga de ensaio.

Figura 33 – Braço do contrapeso.



Fonte: AUTOR, 2016

A etapa seguinte foi o cálculo da massa necessária ao contrapeso, levando-se em consideração que a carga requerida sobre o corpo de prova, durante o ensaio, é de 130 N.

O ponto de fixação e giro do braço foi adotado como ponto zero e o momento gerado pelo contrapeso foi então igualado ao momento no corpo de prova, tomando-se como distância do contrapeso ao ponto zero de 508 mm e distância do corpo de prova ao ponto zero de 203 mm (conforme mostrado na Figura 26). Assim tem-se:

$$508 \times P = 203 \times 130 \Rightarrow P = 51,95 \text{ N}$$

Então, a massa calculada para o contrapeso foi de 5,297 Kg.

Para ajuste da massa do contrapeso, foi verificada a carga correspondente gerada pelo peso próprio do conjunto do braço, encontrando-se o valor de 1,295 kg.

Assim, o valor da massa do contrapeso foi corrigido para 4,002 kg.

Instalado o contrapeso no braço, usou-se um dinamômetro, marca Instrutherm, modelo DD-020 para verificação da carga sobre o corpo de prova, encontrando-se o valor de carga de 131,05 N, como pode ser visto na Figura 34. O valor encontrado atende ao especificado pela norma ASTM G65-04 que permite uma variação máxima de 3% na carga de ensaio, neste caso, portanto, de 126,1 a 133,9 N.

Figura 34 – Medição da carga de ensaio.



Fonte: AUTOR, 2016

A roda de borracha foi fabricada com núcleo de aço SAE 1020, revestida com borracha clorobutílica na espessura de 13 mm. Após o revestimento, a dureza da borracha foi verificada com uso de um durômetro portátil, marca Insize, com resolução de 1 Shore A, efetuando-se quatro medições ao longo do perímetro da roda, espaçadas de 90 graus entre si. A média dos valores encontrados foi de 59 Shore A.

Foi adotado um sistema de acionamento composto por moto redutor e polias, de forma a se obter na roda de borracha uma rotação de 200 ± 10 rpm, conforme estabelecido pela norma ASTM G65-04.

A rotação da roda de borracha foi verificada por meio de tacômetro, marca Minipa, modelo MDT-2238A, encontrando-se o valor de 203,2 rpm, conforme se observa na Figura 35.

Figura 35 – Medição da rotação de ensaio.



Fonte: AUTOR, 2016

5.3 ESTUDO E DEFINIÇÃO DA AREIA PARA ENSAIO

A norma ASTM G65-04 estabelece o uso da areia de teste AFS 50/70 da *Ottawa Silica Company*. Para realização deste trabalho, não foi identificado fornecedor desta areia no Brasil.

Em função disso, seis tipos diferentes de areia foram selecionados e avaliados para utilização nos ensaios de abrasão. Os tipos de areia avaliados e uma breve descrição de cada um estão relacionados na Tabela 4.

Tabela 4 – Tipos de areia avaliados

Denominação	Descrição
Areia Lavada	Areia comumente utilizada pala construção civil
Areia Sílica 45/55	Areia de aplicação industrial, principalmente no segmento de fundição
Areia Sílica 90/100	Areia aplicada na indústria de fundição
Areia Sílica 40/50	Areia de aplicação industrial, inclusive em jateamento abrasivo
Areia Normal Brasileira Média Fina	Areia produzida de acordo com a norma ABNT NBR 7214:1982 com fração granulométrica #50
Areia Normal Brasileira Fina	Areia produzida de acordo com a norma ABNT NBR 7214:1982 com fração granulométrica #100

Fonte: AUTOR, 2016

As areias normalizadas brasileiras conforme ABNT NBR 7214:1982 são produzidas e comercializadas pelo IPT (Instituto de Pesquisas Tecnológicas). Para os testes iniciais realizados neste trabalho, estas areias foram utilizadas no seu estado de fornecimento.

As demais areias utilizadas para avaliação e seleção foram preparadas por meio de peneiramento, de maneira a atender à mesma especificação de granulometria da areia especificada pela norma ASTM G65-04. Para este processo, foram necessárias as peneiras com malha 50 e malha 70.

Como a instituição não dispunha da peneira malha 70, foi adquirida tela de aço inoxidável na malha 70 e fabricada uma peneira.

O processo de peneiramento ocorreu de forma individual para cada tipo de areia e as areias peneiradas foram embaladas e identificadas com sua respectiva denominação.

Após cada peneiramento, as peneiras foram lavadas e secas para se evitar contaminação.

Inicialmente as areias foram passadas pela peneira malha 50, sendo descartado todo o material retido nesta peneira. O material peneirado foi então passado pela malha 70, e o material retido foi armazenado e identificado, sendo descartado o material que passou por esta peneira.

A norma ASTM G65-04 estabelece que se utilize um mínimo de 95% de areia retida na peneira malha 70 e no máximo 5% de areia retida na peneira malha 50. Para facilitar a separação da areia no peneiramento, adotou-se, para este trabalho, o uso de 100% de areia retida na malha 70, o que atende o requisito mínimo de 95%.

Foram então preparados três corpos de prova, fabricados em aço AISI H13 nas dimensões 25 mm x 76 mm x 12 mm e submetidos a tratamento térmico de têmpera, sendo obtida a dureza final de 48 HRC. Os corpos de prova foram identificados como H13-1, H13-2 e H13-3.

Segundo ASTM G65-04, a perda volumétrica média esperada para o aço AISI H13, com dureza na faixa de 47 a 48 HRC, é de $55,6 \pm 4,2 \text{ mm}^3$, quando submetido ao ensaio de abrasão.

Os corpos de prova de AISI H13 foram então submetidos ao ensaio de abrasão, sendo pesados antes e após cada ensaio. Após o primeiro ensaio, o corpo de prova foi virado para ensaio na face oposta. Após cada dois ensaios, os corpos de prova foram retificados para regularização da superfície e suas durezas foram verificadas de forma a garantir a manutenção dos valores dentro da faixa de 47 a 48 HRC.

Para cálculo da perda volumétrica, foi adotado o valor de $7,76 \text{ g/cm}^3$ para a densidade do aço AISI H13, conforme ASM International (2005, p. 1190).

Os resultados encontrados nos ensaios de abrasão, realizados utilizando os diferentes tipos de areia, apresentaram valores diferentes dos valores esperados para o aço AISI H13 com dureza na faixa de 47 a 48 HRC.

A areia normal brasileira fina foi então submetida a peneiramento de forma a ajustar sua granulometria para a especificação da norma ASTM G65-04, sendo realizado um ensaio de abrasão adicional, que também apresentou valores diferentes dos valores esperados para o aço AISI H13 com dureza na faixa de 47 a 48 HRC.

A partir da análise dos resultados obtidos nos ensaios com os diferentes tipos de areia, foi então preparada uma mistura das areias lavada e Sílica 45/55 contendo 50% de cada tipo. A mistura foi preparada de forma a garantir homogeneidade.

Os resultados obtidos nos ensaios de abrasão realizados com a mistura das areias lavada e Sílica 45/55 na proporção de 50% de cada, se aproximaram, mas ainda não atingiram a faixa de valor esperado para o aço AISI H13 com dureza na faixa de 47 a 48 HRC.

O passo seguinte foi a preparação de uma mistura das areias lavada e Sílica 45/55, contendo 55% de areia lavada e 45% de areia Sílica 45/55. Novamente a mistura foi preparada de forma a garantir homogeneidade.

Os resultados dos ensaios de abrasão realizados com a mistura das areias na proporção de 55% de areia lavada e 45% de areia Sílica 45/55, também não atingiram a faixa de valor esperado para o aço AISI H13 com dureza na faixa de 47 a 48 HRC.

O próximo passo foi a preparação de uma mistura das areias lavada e Sílica 45/55, contendo 60% de areia lavada e 40% de areia Sílica 45/55. Novamente a mistura foi preparada de forma a garantir homogeneidade.

Os ensaios de abrasão realizados com a mistura das areias na proporção de 60% de areia lavada e 40% de areia Sílica 45/55, apresentaram resultados dentro da faixa de a faixa de valores esperados para o aço AISI H13 com dureza na faixa de 47 a 48 HRC.

5.4 MATERIAIS UTILIZADOS

Para confecção dos corpos de prova o metal base utilizado foi o Hardox® 450. Foram adquiridas duas chapas com as medidas 13 x 75 x 400 mm, ambas provenientes de um mesmo lote de fabricação. Para identificação, as chapas foram marcadas como chapa A e chapa B.

Com o objetivo de garantir uma boa preparação superficial para o processo de soldagem e também com o intuito de se obter um alto nível de padronização dos corpos de prova, as duas chapas foram submetidas ao processo de retífica nas suas faces.

Na operação de retífica, foi adotado um sistema de refrigeração, conforme pode ser observado na Figura 36, de forma a prevenir que ocorresse qualquer tipo de alteração metalúrgica do material.

Figura 36 – Retífica das chapas de teste.



Fonte: AUTOR, 2016

A Figura 37 apresenta a condição superficial das chapas antes e após a execução da retífica.

Figura 37 – Aspecto superficial das chapas.



Fonte: AUTOR, 2016

Como metal de adição, foi utilizado arame tubular de \varnothing 1,6 mm, que atende à classificação AWS DIN 8555/MF-10-GF-60-GR.

Trata-se de um arame tubular autoprotégido que deposita uma liga inoxidável, resistente a abrasão e médio impacto, com alta proporção de carbonetos de cromo em uma matriz austenítica tenaz, para revestimento de britadores, cones trituradores de carvão, dentes de caçamba, roscas transportadoras, martelos desfibradores (KESTRA, 2012, p. 10).

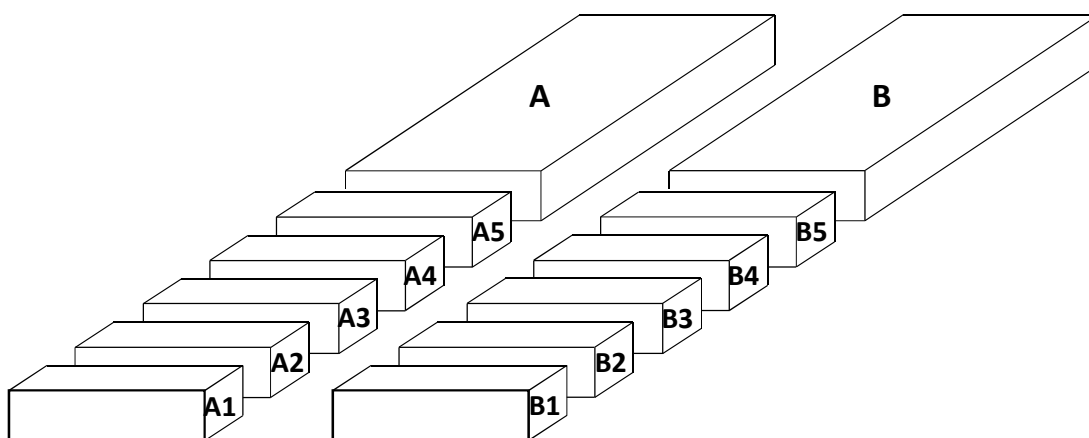
Segundo ESAB (2013, p. 27), a nomenclatura do arame tubular AWS DIN 8555 MF-10-GF-60-GR tem o seguinte significado:

- MF – soldagem ao arco elétrico utilizando-se processo de arames tubulares;
- 10 – com um alto teor de carbono e alto teor de cromo e sem agentes adicionais formadores de carbonetos;
- GF – arame tubular (método de produção);
- 60 – faixa de dureza: $57 < \text{HRC} \leq 62$;
- GR – resistente ao desgaste abrasivo e inoxidável.

5.5 PREPARAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA

Das chapas A e B retificadas, foram retirados dez corpos de prova nas medidas de 13x10x75 mm, sendo cinco de cada chapa. A Figura 38 mostra o detalhe da retirada dos corpos de prova.

Figura 38 – Detalhe do corte para retirada dos corpos de prova.



(a) planejamento de corte.



(b) resultado do corte.

Fonte: AUTOR, 2016

Os corpos de prova retirados foram identificados, por meio de tipagem, como: A1, A2, A3, A4, A5, B1, B2, B3, B4, B5, conforme apresentado na Figura 39.

Figura 39 – Detalhe da identificação dos corpos de prova.



Fonte: AUTOR, 2016

O corte para retirada dos corpos de prova foi realizado utilizando serra horizontal, como apresentado na Figura 40. Também nesta operação, empregou-se sistema de refrigeração com o objetivo de garantir que não ocorressem alterações metalúrgicas no material.

Figura 40 – Corte para retirada dos corpos de prova.



Fonte: AUTOR, 2016

Após o corte, os corpos de prova foram novamente retificados para garantir padronização das medidas. As medidas finais foram verificadas através de micrômetro marca Mitutoyo, modelo 101-137, com resolução de 0,01 mm.

5.6 SOLDAGEM DOS CORPOS DE PROVA

O processo de soldagem das chapas de teste foi realizado com uma máquina de solda marca Eutectic, modelo ArcWeld 400S. O voltímetro e o amperímetro da máquina de solda foram calibrados com padrões rastreáveis a padrões da RBC (Rede Brasileira de Calibração), para garantir confiabilidade das variáveis coletadas durante a soldagem.

Com o intuito de garantir manutenção da distância bico de contato peça constante, além de velocidade de soldagem também constante, a tocha de soldagem foi fixada ao castelo de um torno mecânico e o avanço do torno usado para fazer o deslocamento da tocha sobre a chapa de teste, em um dispositivo de soldagem conforme apresentado na Figura 41.

Figura 41 – Dispositivo de soldagem.



Fonte: AUTOR, 2016

A chapa A foi então submetida ao processo de soldagem com arame tubular em passe único até o cobrimento de toda a superfície. O processo de soldagem foi realizado com os parâmetros indicados na Tabela 5. A Figura 42 mostra esta soldagem em execução.

Tabela 5 – Soldagem da chapa de teste A.

Corrente de soldagem	180 A
Tipo de corrente	CC+
Tensão de soldagem	26 V
Velocidade de soldagem	200 mm/min
Distância de contato bico peça	10 mm
Calor imposto calculado	1,12 kJ/mm

Fonte: AUTOR, 2016

Figura 42 – Soldagem da chapa de teste.



Fonte: AUTOR, 2016

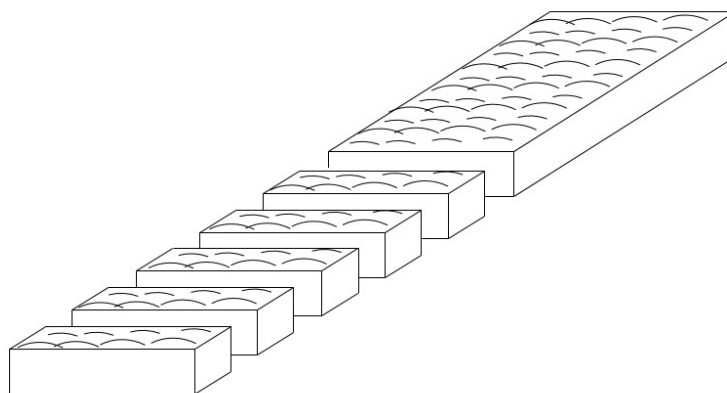
Os cordões de solda foram realizados lado a lado, conforme sequência de soldagem mostrada na Figura 43.

Figura 43 – Sequência de soldagem das chapas de teste.



Da chapa A soldada, foram retirados dez corpos de prova nas medidas de 13x10x75mm, conforme apresentado na Figura 44. Estes corpos de prova foram identificados, através de tipagem, como: A10, A11, A12, A13, A14, A15, A16, A17, A18, A19.

Figura 44 – Retirada dos corpos de prova.



(a) planejamento de corte.



(b) resultado do corte.

A chapa B foi então submetida ao processo de soldagem com arame tubular em passe único até o cobrimento de toda a superfície. O processo de soldagem foi realizado com valor de corrente de soldagem diferente do utilizado na chapa A e mantendo-se os demais parâmetros, como indicados na Tabela 6.

Tabela 6 – Soldagem da chapa de teste B.

Corrente de soldagem	248 A
Tipo de corrente	CC+
Tensão de soldagem	26 V
Velocidade de soldagem	200 mm/min
Distância de contato bico peça	10 mm
Calor imposto calculado	1,55 kJ/mm

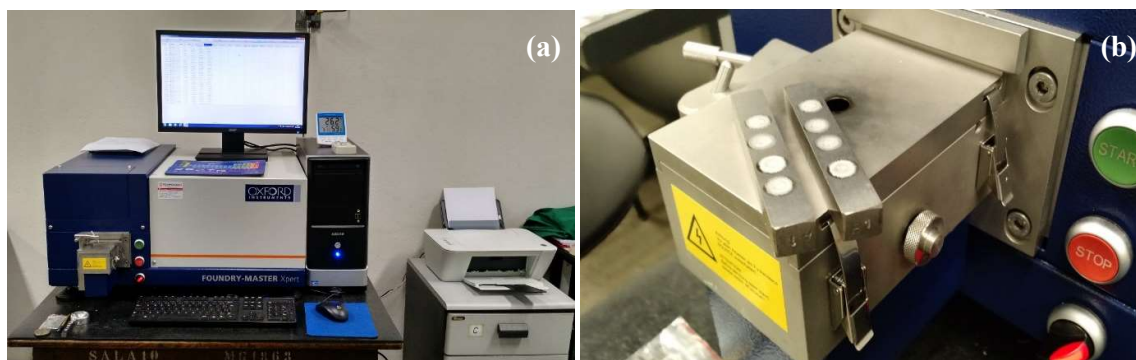
Fonte: AUTOR, 2016

Da chapa B soldada, foram retirados dez corpos de prova nas medidas de 13x10x75mm. Estes corpos de prova foram identificados, através de tipagem, como: B10, B11, B12, B13, B14, B15, B16, B17, B18, B19.

5.7 ANÁLISE DA COMPOSIÇÃO QUÍMICA

Os corpos de prova A1 e B1 foram submetidos a ensaio no espectrômetro de emissão ótica, Oxford Instruments, modelo Foundry Master Xpert, para avaliação da composição química do metal base, como apresentado na Figura 45.

Figura 45 – (a) Espectrômetro Foundry Master Xpert (b) corpos de provas ensaiados.



Fonte: AUTOR, 2016

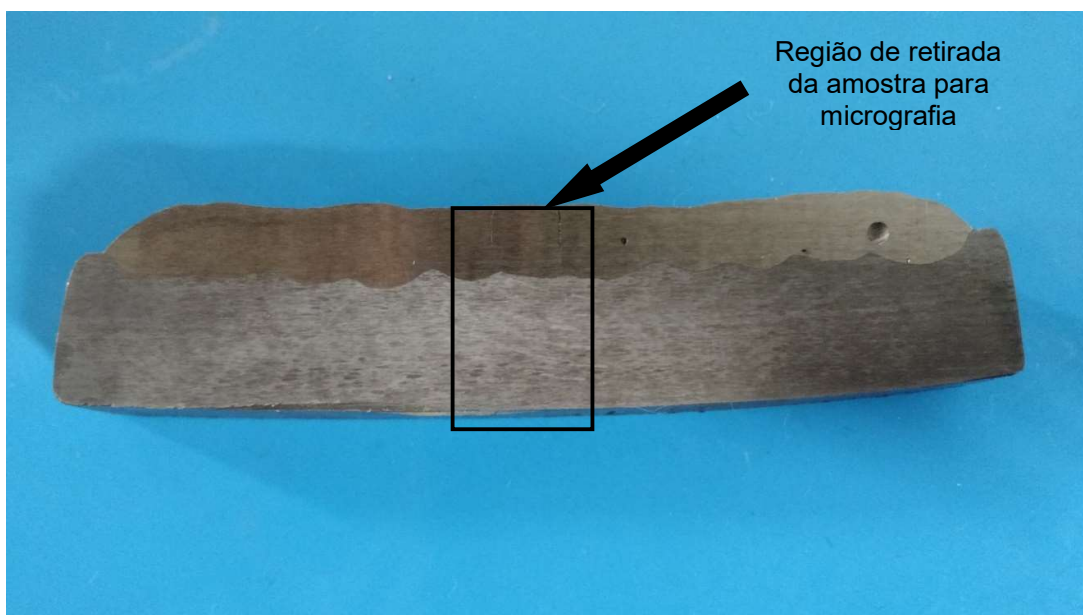
5.8 ANÁLISE METALGRÁFICA

Foi realizada análise metalográfica, por meio das técnicas de macrografia, da seção transversal da chapa de teste soldada, usando os corpos de prova A18 e B18. Para esta análise, o ataque químico foi conduzido por aplicação com o reativo Nital 10%.

Para a realização das análises micrográficas do metal base sem adição de solda de revestimento duro, as amostras foram retiradas do corpo de prova A2.

Para a realização das análises micrográficas do metal base com aplicação de solda de revestimento duro, as amostras foram retiradas dos corpos de prova A14 e B14, na região indicada na Figura 46.

Figura 46 – Região de retirada das amostras para micrografia.



Fonte: AUTOR, 2016

A preparação das amostras foi realizada através do procedimento usual, em lixadeiras e politrizes Struers. Como as amostras já se encontravam retificadas, iniciou-se o lixamento pela lixa de granulometria # 320, passando-as também pelas lixas de granulometria # 400 e # 600. Após o lixamento, as amostras foram polidas com pasta de diamante (9 μ m, 3 μ m e 1 μ m) e o ataque da superfície a ser analisada foi feito por aplicação com reativo Nital 3%.

Após o ataque, as amostras foram analisadas em microscópio Fortel com módulo acoplado a um sistema de aquisição de imagens. O equipamento utilizado é apresentado na Figura 47.

Figura 47 – Microscópio Fortel.



Fonte: AUTOR, 2016

5.9 ANÁLISE DA MICRODUREZA

Para realização do ensaio de microdureza Vickers, o equipamento utilizado foi o Micro Hardness Tester HMV-2, marca Shimadzu, que é apresentado na Figura 48.

Figura 48 – Microdurômetro Micro Hardness Tester HMV-2, marca Shimadzu.



Fonte: AUTOR, 2016

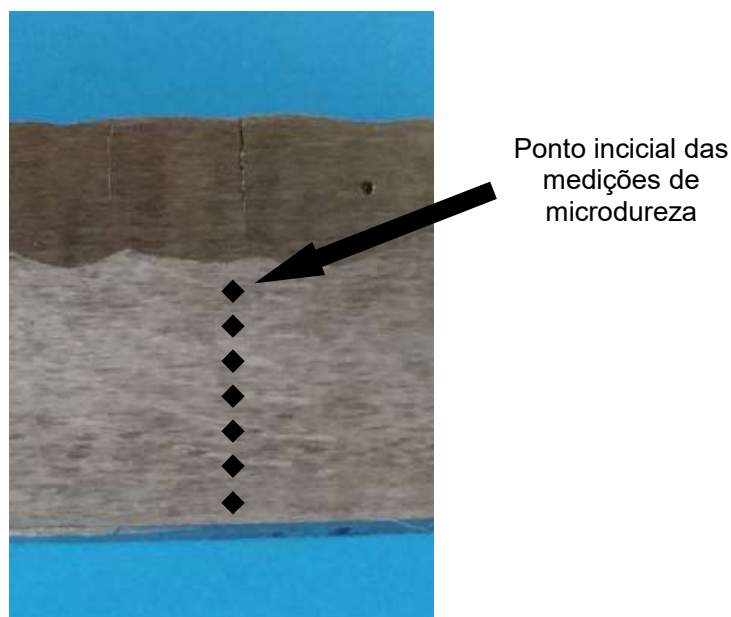
Os ensaios de microdureza do metal base sem adição de solda de revestimento foram realizados no corpo de prova A2, utilizando-se carga de 1 kg e tempo de aplicação de carga de 15 segundos.

Foram realizadas impressões, espaçadas de 0,4 mm ao longo da seção transversal do corpo de prova (espessura da chapa) para se determinar o perfil de dureza do metal base sem adição de solda de revestimento.

Os ensaios de microdureza do metal base com solda de revestimento foram realizados nos corpos de prova A12 e B12, utilizando-se carga de 500 g, já que as impressões obtidas com a carga de 1 kg ficaram grandes e deformadas, dificultando a medição de suas diagonais, e tempo de aplicação de carga de 15 segundos.

Foram realizadas impressões, espaçadas de 0,2 mm ao longo da seção transversal do corpo de prova (espessura da chapa) para se determinar o perfil de dureza do metal base com solda de revestimento. Não foram realizadas medições de microdureza na solda de revestimento duro. A Figura 49 mostra o ponto de início das impressões.

Figura 49 – Representação esquemática das impressões de microdureza Vickers.

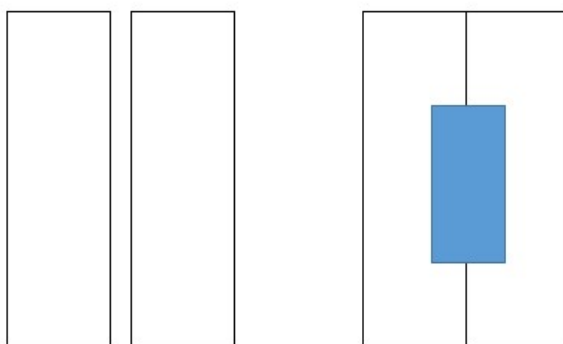


5.10 ENSAIO DE ABRASÃO

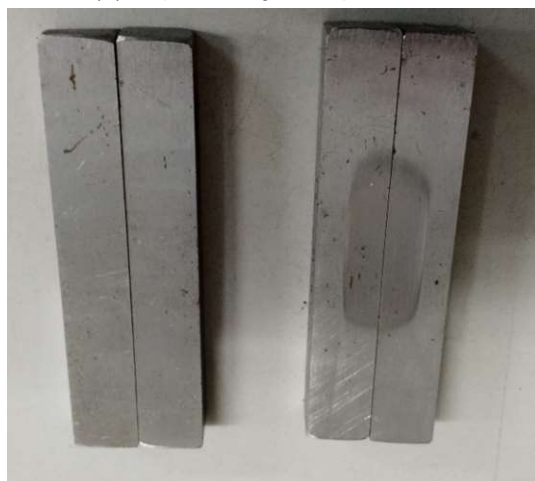
O ensaio de abrasão por roda de borracha com uso de areia seca foi realizado seguindo o procedimento B, conforme estabelecido na ASTM G65-04. Este procedimento emprega carga aplicada de 130 N e um comprimento linear de abrasão de 1436 m.

Os ensaios foram realizados em três grupos de corpos de prova, montados em pares, sendo o primeiro grupo referente ao metal base sem adição de solda de revestimento e o segundo e terceiro grupo referentes ao metal base com solda de revestimento. Em todas as situações, o ensaio foi realizado sobre o metal base. A região de ensaio é apresentada nas Figura 50 e 51.

Figura 50 – Região de ensaio de abrasão do metal base sem solda de revestimento.

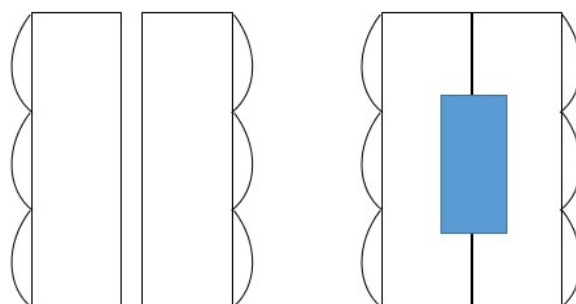


(a) Representação esquemática.



(b) Corpo de prova antes e após o ensaio.

Figura 51 – Região de ensaio de abrasão do metal base com solda de revestimento.



(a) Representação esquemática.



(b) Corpo de prova antes e após o ensaio.

Fonte: AUTOR, 2016

Foram realizados 4 ensaios para cada um dos grupos de corpos de prova, tendo como área de ensaio, a superfície da seção transversal dos corpos de prova (espessura da chapa) e sempre sobre dois corpos de prova montados contra si, de forma que a roda de borracha atuasse igualmente sobre os dois e sempre tendo a região do metal de base como área de atuação.

Os pares montados e ensaiados são apresentados na Tabela 7.

Tabela 7 – Pares de corpos de prova para ensaio de abrasão por roda de borracha.

Ensaio de Abrasão	Pares de corpos de prova			
Metal base sem adição de solda de revestimento	A1 – A3	A4 – A5	B2 – B3	B4 – B5
Metal base com adição de solda de revestimento – Chapa A	A10 – A11	A12 – A13	A15 – A16	A17 – A19
Metal base com adição de solda de revestimento – Chapa B	B10 – B11	B12 – B13	B15 – B16	B17 – B19

Fonte: AUTOR, 2016

Antes do ensaio os corpos de prova foram pesados em balança digital, marca Bel Engineering, com resolução de 0,001 g.

Foi utilizada mistura de areia com 60% de areia lavada e 40% de areia Sílica 45/55, sendo o fluxo de areia foi ajustado, por meio da válvula de esfera, para 360 g/min.

A carga sobre o corpo de prova durante o ensaio foi de 131,05 N e a rotação da roda de borracha de 203,2 rpm.

Para definição e cálculo do tempo de ensaio, o diâmetro externo da roda de borracha foi medido com uso de paquímetro marca Mitutoyo, modelo 530-322, com resolução de 0,05 mm. O valor encontrado para o diâmetro foi de 231,50 mm.

O tempo de ensaio foi então calculado a partir do perímetro da roda de borracha, cujo valor é de 727,28mm. Para atendimento ao percurso necessário ao ensaio, que é estabelecido pela norma ASTM G65-04 como 1436 m, o tempo de ensaio foi então estabelecido como 9 minutos e 43 segundos.

Para medição do tempo de ensaio, foi utilizado cronômetro com resolução de 0,01 segundos.

Após o ensaio, os corpos de prova foram novamente pesados em balança digital, marca Bel Engineering, com resolução de 0,001 g.

Com o intuito de se verificar a manutenção da confiabilidade dos resultados, a cada quatro ensaios de abrasão realizados nos corpos de prova do metal base sem e com solda de revestimento, foi realizado um ensaio no corpo de prova de AISI H13.

CAPÍTULO VI

6 RESULTADOS E DISCUSSÕES

6.1 ESTUDO E DEFINIÇÃO DA AREIA PARA ENSAIO

Os resultados encontrados nos ensaios de abrasão realizados, utilizando os diferentes tipos de areia, nos corpos de prova de AISI H13, estão apresentados no Tabela 8.

Tabela 8 – Resultados de ensaio de abrasão usando diferentes tipos de areia.

Areia	Corpo de Prova	Massa Inicial (g)	Massa Final (g)	Perda de Massa (g)	Perda Volumétrica (mm ³)
Lavada	H13-1	123,1942	122,4517	0,7425	95,68
Lavada	H13-2	123,3006	122,5971	0,7035	90,66
Lavada	H13-3	124,4867	123,6490	0,8377	107,95
Sílica 45/55	H13-2	110,6544	110,5367	0,1177	15,17
Sílica 45/55	H13-3	123,649	123,5585	0,0905	11,66
Sílica 90/100	H13-1	110,4943	108,9693	1,5250	196,52
Sílica 40/50	H13-3	123,5585	122,8108	0,7477	96,35
Média Fina	H13-1	108,9693	107,4066	1,5627	201,28
Fina	H13-2	110,2004	109,6972	0,5032	64,85

Fonte: AUTOR, 2016

A Tabela 9 apresenta o resultado encontrado no ensaio de abrasão com uso da areia normal brasileira fina após peneiramento para ajuste de sua granulometria à norma ASTM G65-04.

Tabela 9– Resultados de ensaio de abrasão com a areia normal brasileira fina peneirada.

Corpo de Prova	Massa Inicial (g)	Massa Final (g)	Perda de Massa (g)	Perda Volumétrica (mm³)
H13-2	101,2936	100,4555	0,8381	108,00

Fonte: AUTOR, 2016

Os ensaios de abrasão realizados com a mistura das areias lavada e Sílica 45/55 na proporção de 50% de cada, apresentaram resultados conforme Tabela 10.

Tabela 10 – Resultados de ensaio de abrasão da mistura de areia lavada e Sílica 45/55 na proporção de 50% de cada.

Corpo de Prova	Massa Inicial (g)	Massa Final (g)	Perda de Massa (g)	Perda Volumétrica (mm³)
H13-2	110,5367	110,2004	0,3363	43,34
H13-2	100,4555	100,1122	0,3433	44,24
H13-3	103,2140	102,9381	0,2759	35,55

Fonte: AUTOR, 2016

A Tabela 11 apresenta os resultados dos ensaios de abrasão realizados com a mistura das areias na proporção de 55% de areia lavada e 45% de areia Sílica 45/55.

Tabela 11 – Resultados de ensaio de abrasão da mistura de areia na proporção de 55% de areia lavada e 45% de areia Sílica 45/55.

Corpo de Prova	Massa Inicial (g)	Massa Final (g)	Perda de Massa (g)	Perda Volumétrica (mm³)
H13-3	110,9517	110,5804	0,3713	47,85
H13-3	110,5804	110,2226	0,3578	46,11

Fonte: AUTOR, 2016

Os ensaios de abrasão realizados com a mistura das areias na proporção de 60% de areia lavada e 40% de areia Sílica 45/55, apresentaram resultados conforme demonstrado na Tabela 12.

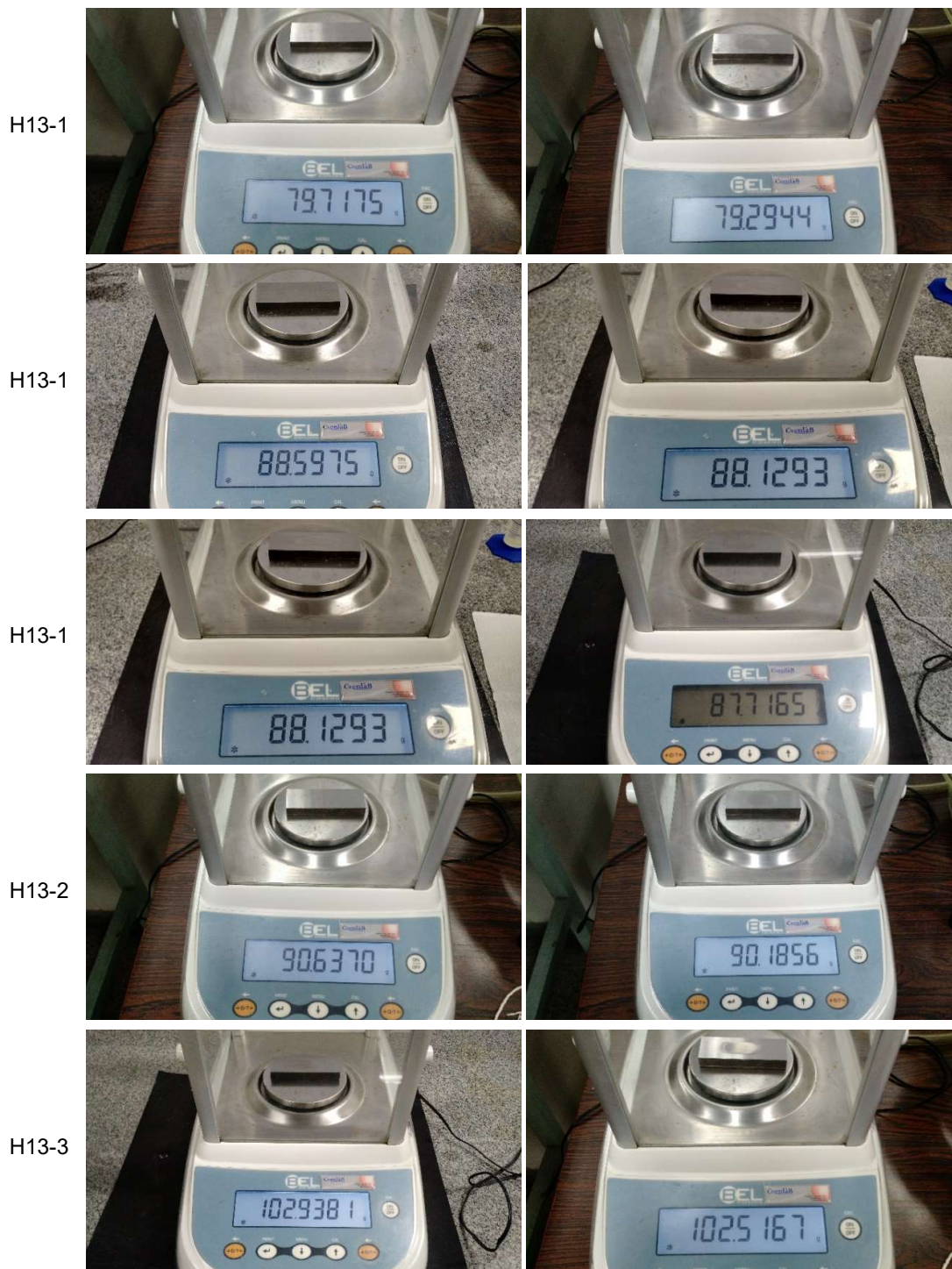
Tabela 12 – Resultados de ensaio de abrasão da mistura de areia na proporção de 60% de areia lavada e 40% de areia Sílica 45/55.

Corpo de Prova	Massa Inicial (g)	Massa Final (g)	Perda de Massa (g)	Perda Volumétrica (mm³)
H13-1	79,7115	79,2944	0,4171	53,75
H13-1	88,5975	88,1293	0,4682	60,35
H13-1	88,1293	87,7165	0,4128	53,20
H13-2	90,6370	90,1856	0,4514	58,17
H13-3	102,9381	102,5167	0,4214	54,30

Fonte: AUTOR, 2016

A Figura 52 apresenta as pesagens dos corpos de prova, realizadas antes e após os ensaios de abrasão, utilizando areia misturada na proporção de 60% de areia lavada e 40% de areia Sílica 45/55.

Figura 52 – Pesagem dos corpos de prova de AISI H13.



Fonte: AUTOR, 2016

Para os resultados dos ensaios realizados com a preparação uma mistura das areias lavada e Sílica 45/55, contendo 60% de areia lavada e 40% de areia Sílica 45/55, foram então calculados a média e o desvio padrão dos cinco ensaios, obtendo-se o resultado de $55,95 \pm 2,80 \text{ mm}^3$. Este resultado encontra-se de acordo com a perda volumétrica média esperada para o aço AISI H13 com dureza na faixa de 47 a 48 HRC, que é de $55,6 \pm 4,2 \text{ mm}^3$, segundo ASTM G65-04.

6.2 ANÁLISE DA COMPOSIÇÃO QUÍMICA

A Tabela 13 apresenta a média dos resultados da análise da composição química do metal base, obtidos nas quatro análises realizadas nos corpos de prova A1 e B1, indicando todos os elementos detectados pelo espectrômetro.

Tabela 13 – Resultados da análise da composição química do metal base.

Elemento Químico	Corpo de Prova A1 (%)	Corpo de Prova B1 (%)	Elemento Químico	Corpo de Prova A1 (%)	Corpo de Prova B1 (%)
C	0,252	0,227	V	0,0054	0,0050
Si	0,251	0,237	W	< 0,01	< 0,01
Mn	1,41	1,34	Pb	0,0047	0,0043
P	0,0124	0,0115	Sn	0,0067	0,0061
S	0,0013	0,0010	Ca	0,0074	0,0074
Cr	0,144	0,140	Zr	0,0023	0,0021
Ni	0,0764	0,0734	Zn	< 0,0005	< 0,0005
Mo	0,0137	0,0134	Bi	0,0095	0,0086
B	0,0008	0,0004	As	0,0055	0,0047
Al	0,0417	0,0432	Se	0,0111	0,0115
Co	0,0087	0,0067	Sb	0,0092	0,0088
Cu	0,135	0,136	Ta	0,0480	< 0,0050
Nb	0,0125	0,0116	Fe	97,5	97,7
Ti	0,0201	0,0184			

A Tabela 14 apresenta a comparação entre os valores especificados pelo fabricante do Hardox® 450 e a média dos resultados obtidos nas quatro análises realizadas em cada um dos dois corpos de prova ensaiados.

Tabela 14 – Comparação entre especificação e resultados da análise química.

Hardox® 450	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	B
Especificado (max %)	0,26	0,70	1,60	0,025	0,010	1,40	1,50	0,60	0,005
Corpo de Prova A1 (%)	0,25	0,25	1,41	0,012	0,001	0,14	0,08	0,01	0,001
Corpo de Prova B1 (%)	0,23	0,24	1,34	0,012	0,001	0,14	0,07	0,01	0,000

Fonte: SSAB, 2013 e AUTOR, 2016

Principalmente levando-se em consideração que os valores estabelecidos pelo fabricante são todos definidos como percentuais máximos, os elementos identificados no metal base utilizado neste trabalho, se enquadram dentro da especificação do aço Hardox® 450.

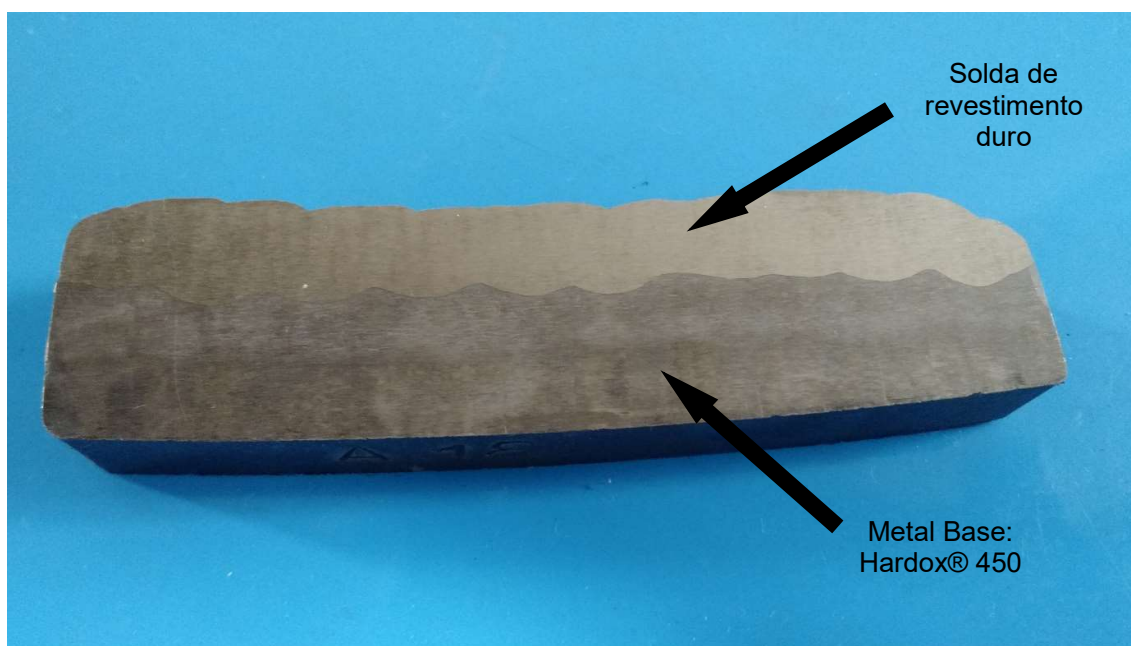
O percentual de cromo encontrado é da ordem de dez vezes menor que o limite máximo estabelecido de 1,40% e o níquel, cujo limite máximo é de 1,50% foi encontrado abaixo de 0,1%.

Apesar de não figurar na especificação de composição química do fabricante, foi identificada a presença de cobre nas amostras ensaiadas, com percentual de 0,14%.

6.3 ANÁLISE METALOGRÁFICA

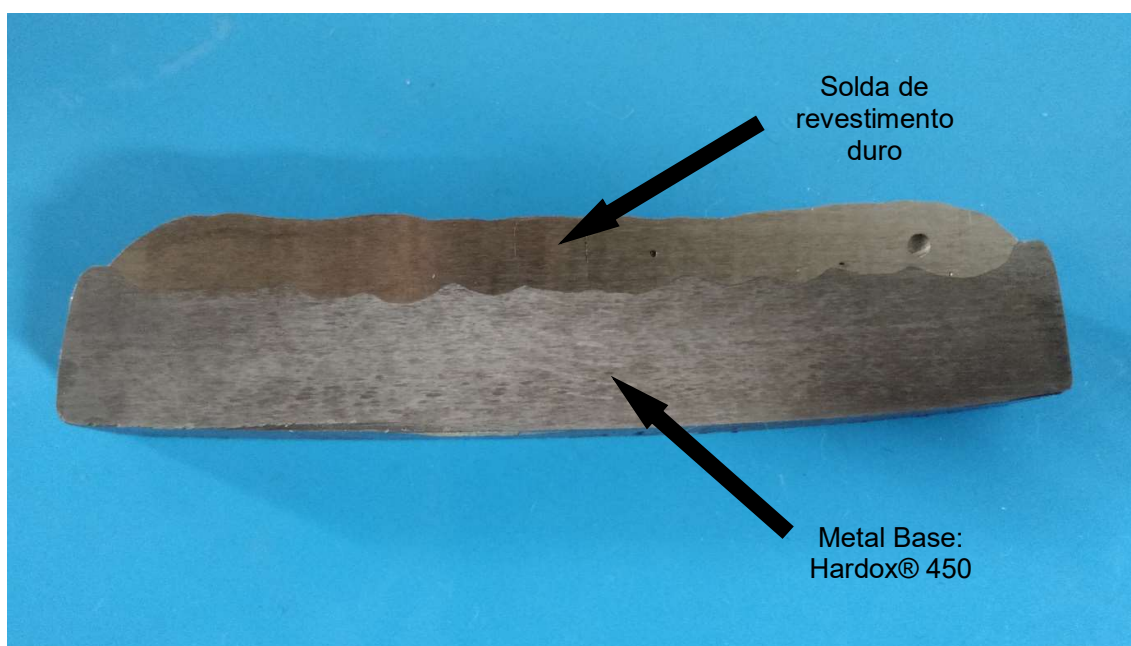
Na análise de macrografia feita na seção transversal da chapa de teste soldada, usando os corpos de prova A18 e B18, pode-se visualizar claramente a região de interface entre o metal de base e a solda de revestimento duro através da coloração bastante diferente nestas duas regiões (Figura 53 e Figura 54).

Figura 53 – Macrografia do corpo de prova A18.



Fonte: AUTOR, 2016

Figura 54 – Macrografia do corpo de prova B18.



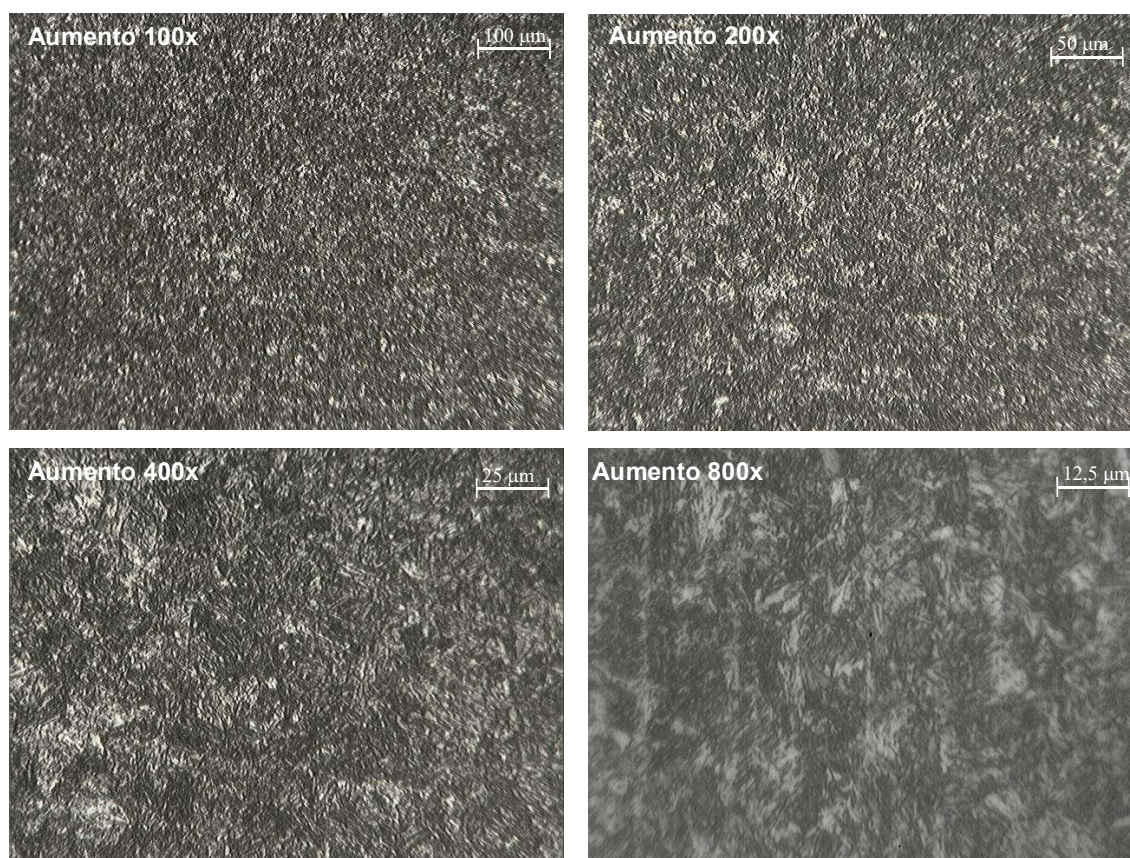
Fonte: AUTOR, 2016

A macrografia permite visualizar claramente a região de interface entre o metal base e a solda de revestimento duro com coloração bastante diferente nestas duas regiões.

Entretanto, não há uma visualização clara da zona termicamente afetada (ZTA) pelo calor imposto no processo de soldagem, o que leva a crer que toda a espessura foi afetada pelo calor, sendo a largura da ZTA superior a 13 mm. Em seus experimentos, Costa (2014, p. 60-61) encontrou, na soldagem de aço Hardox® 450, ZTA da ordem de 23 mm de largura.

A análise micrográfica do metal base sem adição de solda de revestimento apresentou estrutura martensítica, como pode ser observado na Figura 55.

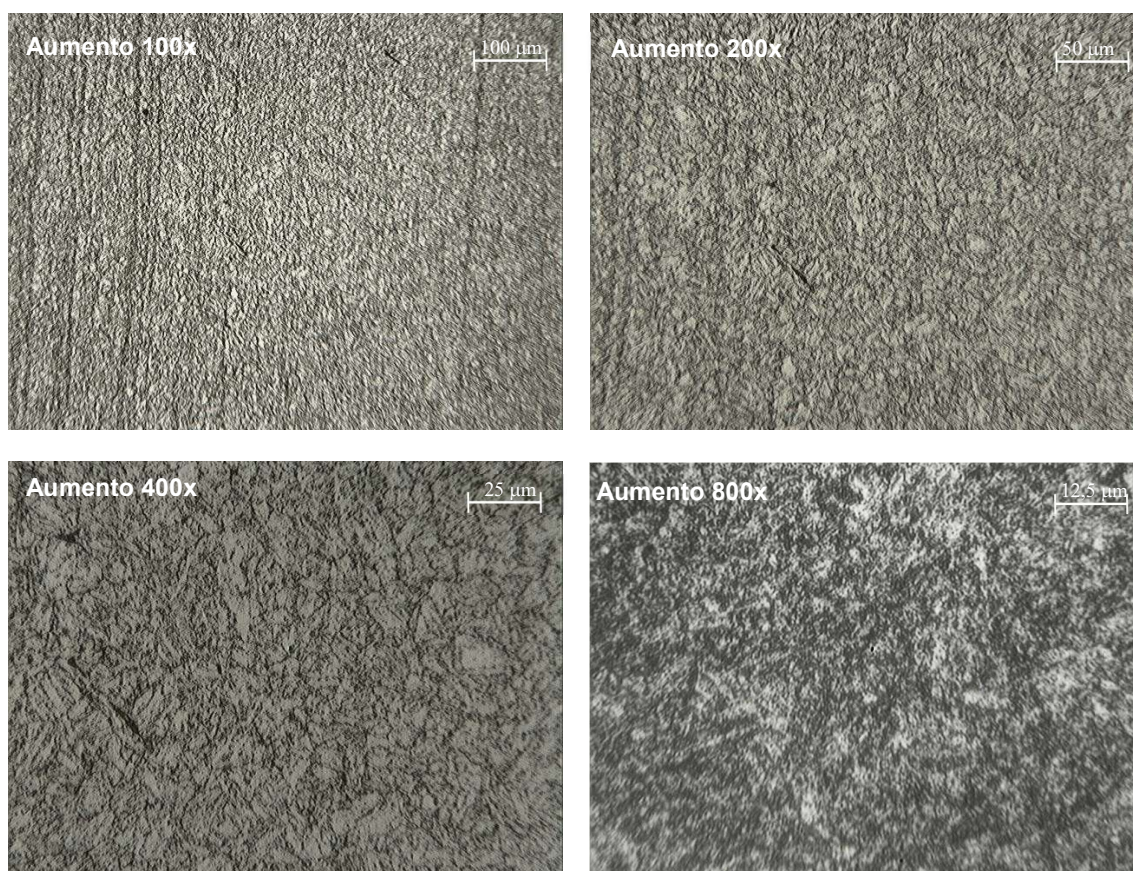
Figura 55 – Micrografia do metal base sem solda de revestimento.



A estrutura martensítica encontrada era a estrutura metalúrgica esperada para o aço Hardox® 450, de acordo com estudos realizados por Adamiak, Górka e Kik (2009, p. 379) e Ulewicz, Mazur e Bokůvka (2014, p. 113).

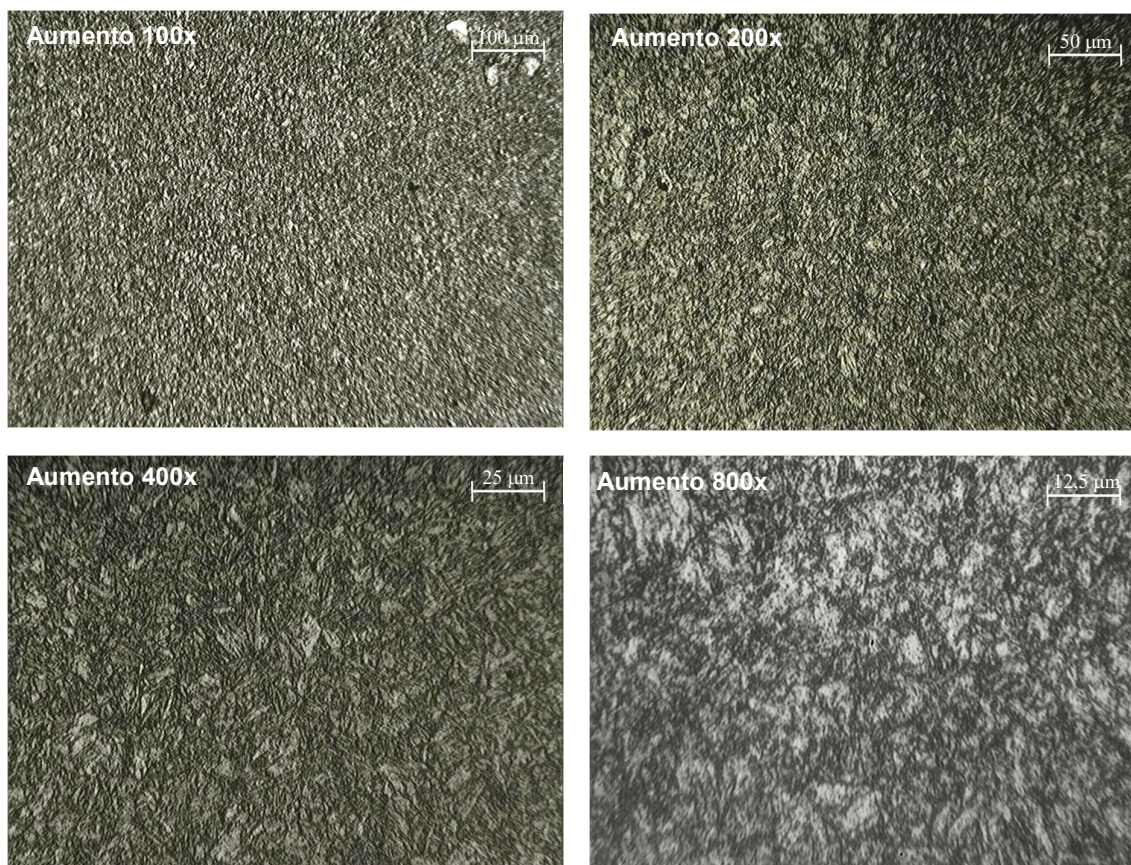
A análise micrográfica do metal base com solda de revestimento apresentou estrutura martensítica revenida, com agulhas menos definidas e com contornos mais definidos, tanto para o corpo de prova A14 quanto para o corpo de prova B14 , como pode ser observado na Figura 56 e na Figura 57.

Figura 56 – Micrografia do metal base com solda de revestimento no corpo de prova A14.



Fonte: AUTOR, 2016

Figura 57 – Micrografia do metal base com solda de revestimento no corpo de prova B14.



Fonte: AUTOR, 2016

Verifica-se que o ciclo térmico de soldagem, por meio do aquecimento do metal base, promoveu o revenimento da estrutura martensítica originalmente encontrada. Esta situação também foi identificada em estudos realizados por Frydman, Konat e Pekalski (2008, p. 1) e por Dudziński, Konat e Pękalski (2008, p. 26).

6.4 ANÁLISE DA MICRODUREZA

Os ensaios de microdureza Vickers realizados no metal base sem adição de solda de revestimento apresentaram os resultados indicados no Tabela 15.

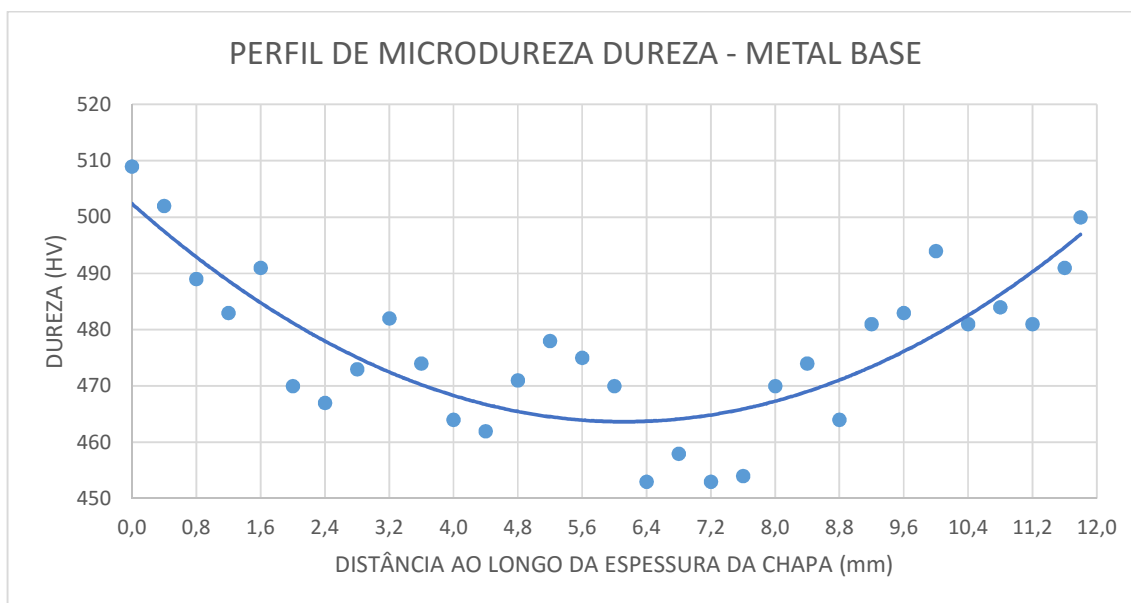
Tabela 15 – Microdureza Vickers do metal base sem adição de solda de revestimento.

Ponto	Microdureza Vickers (HV)
0,0	509
0,4	502
0,8	489
1,2	483
1,6	491
2,0	470
2,4	467
2,8	473
3,2	482
3,6	474
4,0	464
4,4	462
4,8	471
5,2	478
5,6	475
6,0	470
6,4	453
6,8	458
7,2	453
7,6	454
8,0	470
8,4	474
8,8	464
9,2	481
9,6	483
10,0	494
10,4	481
10,8	484
11,2	481
11,6	491
11,8	500

Fonte: AUTOR, 2016

O gráfico da Figura 58 apresenta o perfil de microdureza Vickers encontrado ao longo da espessura do metal base sem adição de solda de revestimento.

Figura 58 – Perfil de microdureza Vickers do metal base sem adição de solda de revestimento no corpo de prova.



Fonte: AUTOR, 2016

Observa-se uma redução da ordem de 8% no valor da dureza no núcleo da chapa, quando comparada com o valor da dureza da região próxima à superfície. Este resultado está relacionado à temperabilidade do material.

Os valores médios dos dois ensaios de microdureza Vickers realizados no metal base com solda de revestimento, nos corpos de prova A14 e B14 apresentaram os resultados indicados no Tabela 16.

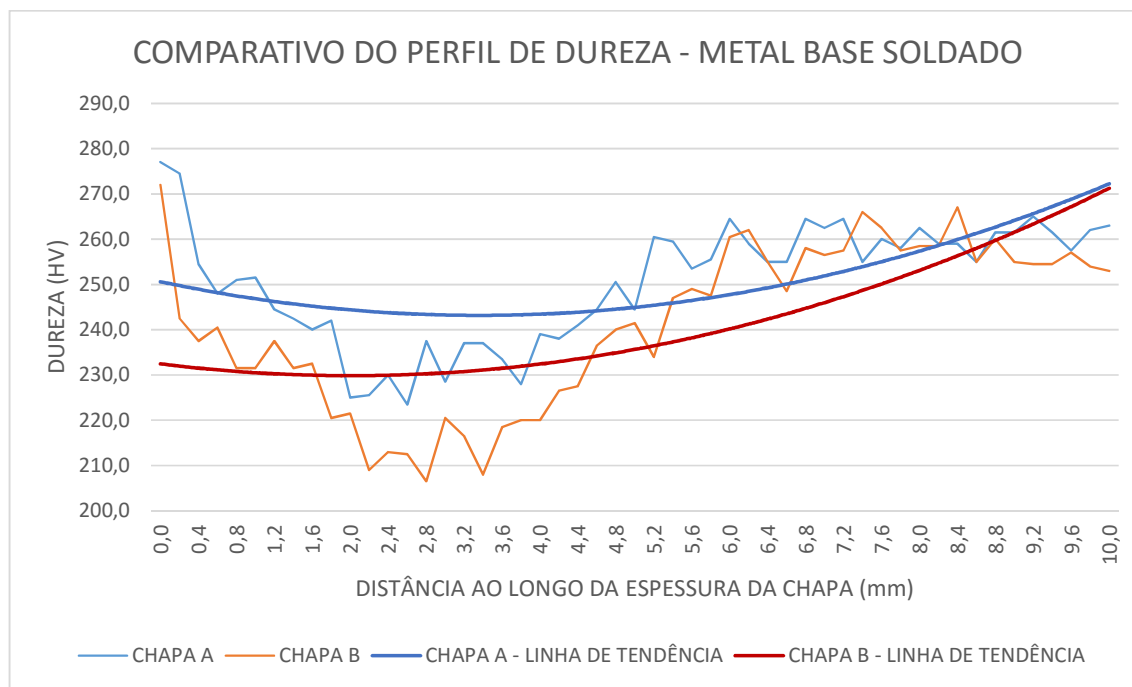
Tabela 16 – Microdureza Vickers do metal base com solda de revestimento.

Ponto	Microdureza Vickers (HV)	
	CP A14	CP B14
0,0	277,0	272,0
0,2	274,5	242,5
0,4	254,5	237,5
0,6	248,0	240,5
0,8	251,0	231,5
1,0	251,5	231,5
1,2	244,5	237,5
1,4	242,5	231,5
1,6	240,0	232,5
1,8	242,0	220,5
2,0	225,0	221,5
2,2	225,5	209,0
2,4	230,0	213,0
2,6	223,5	212,5
2,8	237,5	206,5
3,0	228,5	220,5
3,2	237,0	216,5
3,4	237,0	208,0
3,6	233,5	218,5
3,8	228,0	220,0
4,0	239,0	220,0
4,2	238,0	226,5
4,4	241,0	227,5
4,6	244,5	236,5
4,8	250,5	240,0
5,0	244,5	241,5
5,2	260,5	234,0
5,4	259,5	247,0
5,6	253,5	249,0
5,8	255,5	247,5
6,0	264,5	260,5
6,2	259,0	262,0
6,4	255,0	255,0
6,6	255,0	248,5
6,8	264,5	258,0
7,0	262,5	256,5
7,2	264,5	257,5
7,4	255,0	266,0
7,6	260,0	262,5
7,8	258,0	257,5
8,0	262,5	258,5
8,2	259,0	258,5
8,4	259,0	267,0
8,6	255,0	255,0
8,8	261,5	260,0
9,0	261,5	255,0
9,2	265,0	254,5
9,4	261,5	254,5
9,6	257,5	257,0
9,8	262,0	254,0
10,0	263,0	253,0

Fonte: AUTOR, 2016

O gráfico da Figura 59 apresenta um comparativo do perfil de microdureza Vickers encontrado ao longo da espessura do metal base com solda de revestimento nos corpos de prova A14 e B14.

Figura 59 – Perfil de microdureza Vickers do metal base com solda de revestimento no corpo de prova.

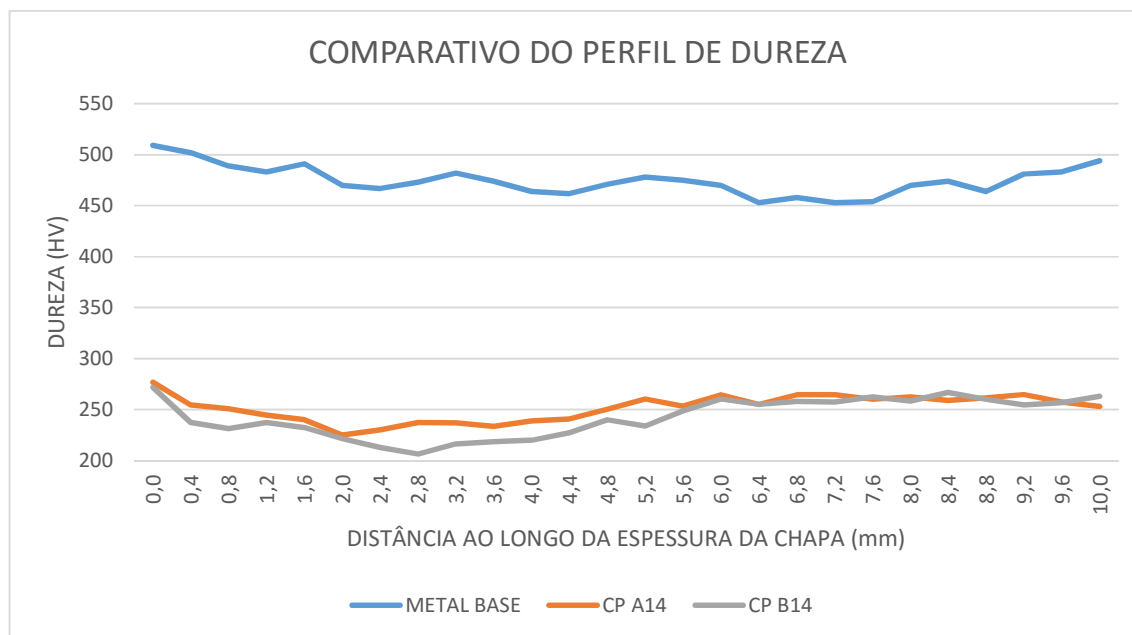


Fonte: AUTOR, 2016

Observa-se bastante semelhança entre o perfil de dureza dos dois corpos de prova A14 e B14, com valores inferiores, da ordem de 4% menores, encontrados no corpo de prova B14. Há uma queda de dureza gradativa até a profundidade (em relação à espessura da chapa a partir da solda de revestimento) de cerca de 3 mm com o aumento gradativo a partir deste ponto.

O gráfico da Figura 60 apresenta um comparativo entre o perfil de microdureza Vickers encontrado ao longo da espessura do metal base com solda de revestimento nos corpos de prova A14 e B14 e o perfil de dureza do metal base sem adição de solda de revestimento.

Figura 60 – Comparativo do perfil de microdureza Vickers do metal base com e sem solda de revestimento no corpo de prova.



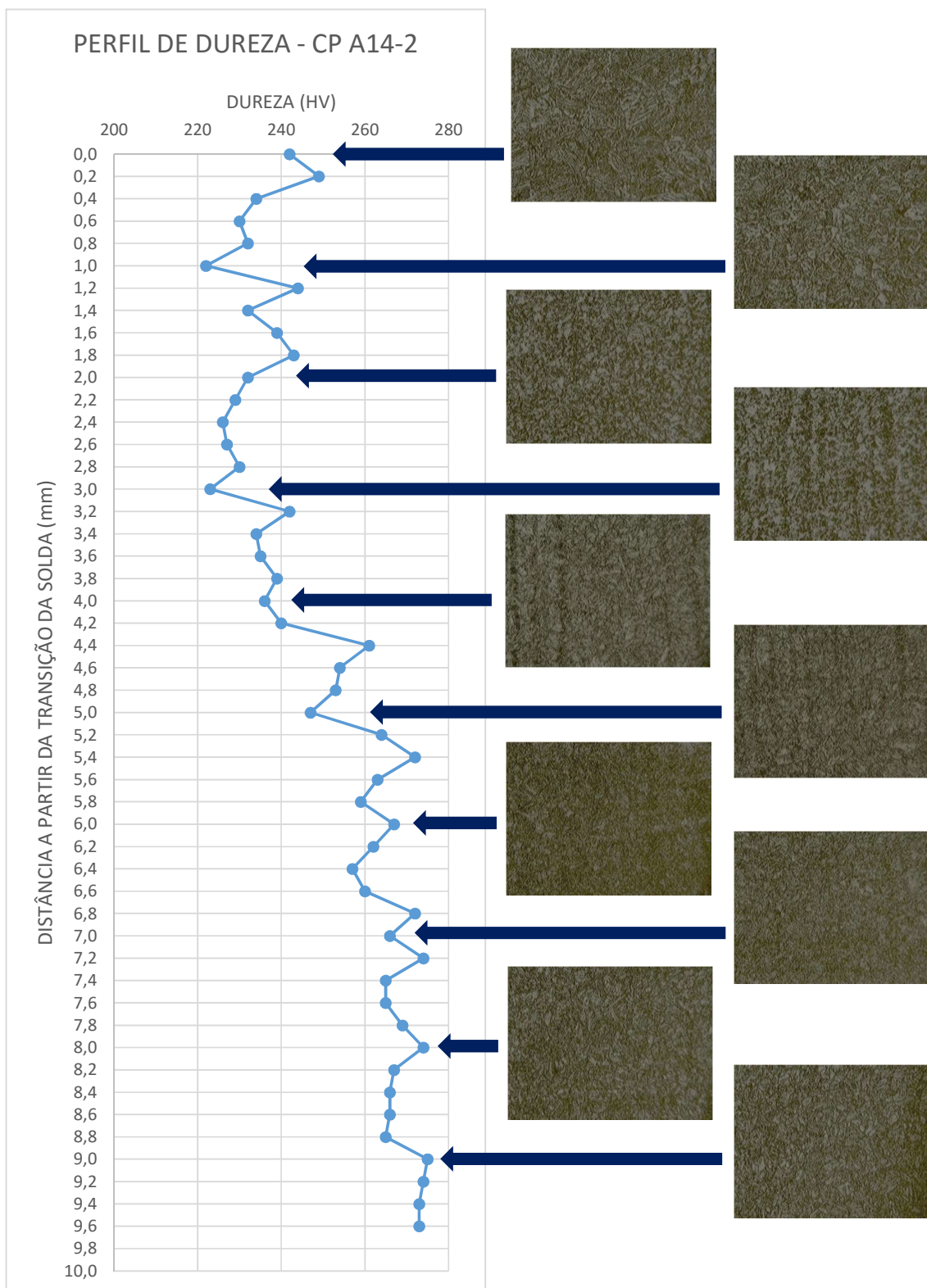
Fonte: AUTOR, 2016

Observa-se que nos corpos de prova que receberam solda de revestimento ocorreu uma queda da ordem de 48% no valor da microdureza Vickers, medida ao longo da espessura do metal base. O valor médio da microdureza caiu de 475 HV no metal base sem solda de revestimento, para 247 HV no metal base com solda de revestimento.

Apesar de focarem em soldagem de união com emprego de processos de soldagem diferentes, esta queda de dureza observada também foi identificada nos estudos realizados por Frydman, Konat e Pekalski (2008, p. 1), nos estudos realizados por Dudziński, Konat e Pękalski (2008, p. 26), nos estudos realizados por Czupryński, Górka e Ślosarczyk (2013, p. 49), nos estudos realizados por Costa (2014, p. 60-61) e nos estudos realizados por Akbarnejad (2012, p. 85).

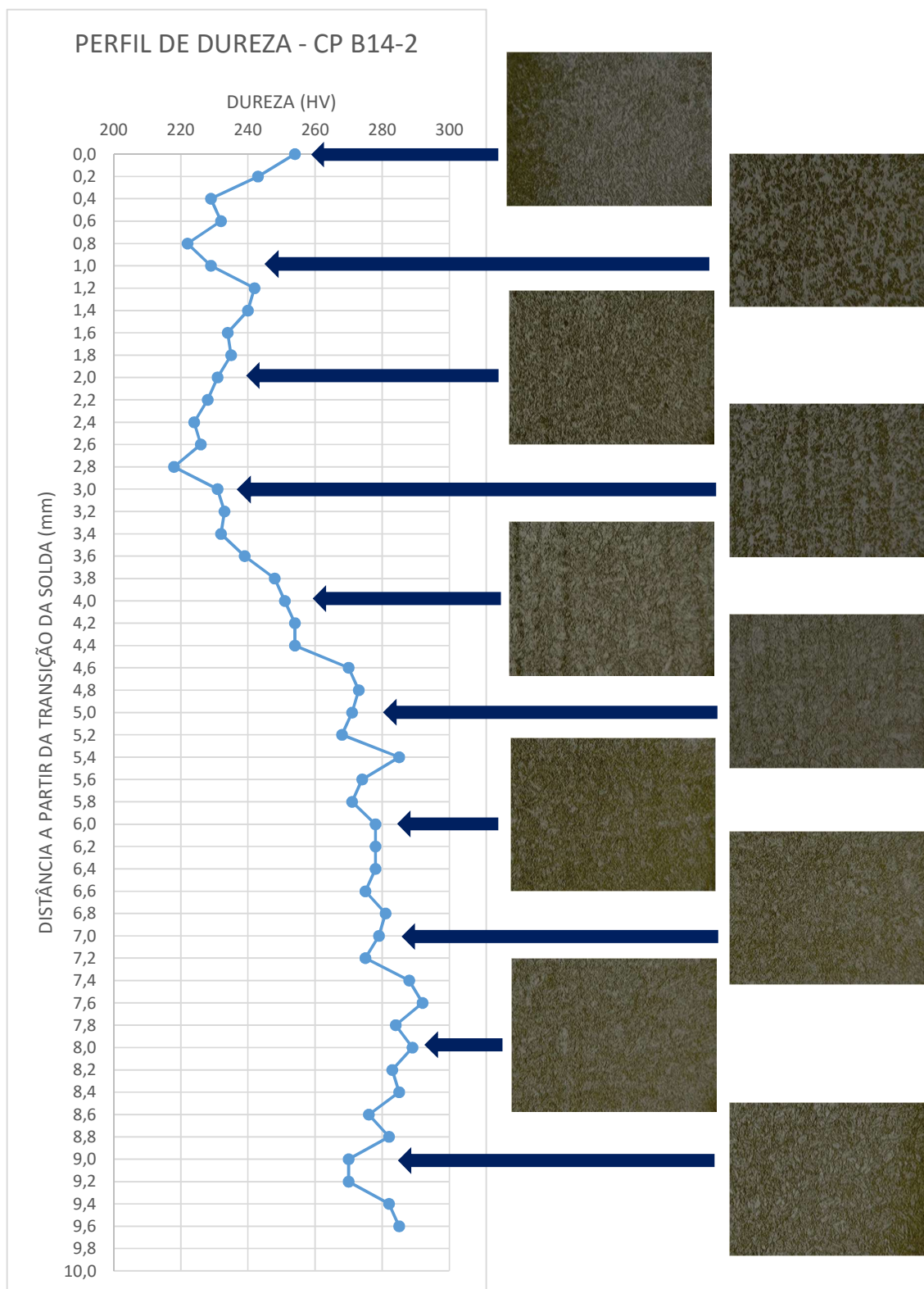
Os gráficos das Figuras 61 e 62 apresentam, para os corpos de prova A14 e B14, o perfil de microdureza Vickers e as respectivas microestruturas encontradas a cada 1 mm de deslocamento. Como já mencionado, a microestrutura encontrada foi martensita revenida, que justifica a queda de dureza observada.

Figura 61 – Perfil de microdureza Vickers e microestrutura do corpo de prova A14.



Fonte: AUTOR, 2016

Figura 62 – Perfil de microdureza Vickers e microestrutura do corpo de prova B14.



Fonte: AUTOR, 2016

6.5 ENSAIO DE ABRASÃO

Os ensaios de abrasão realizados nos corpos de prova do metal base sem adição de solda de revestimento apresentaram os valores mostrados na Tabela 17.

Tabela 17 – Resultados do ensaio de abrasão do metal base sem adição de solda de revestimento.

CORPO DE PROVA	MASSA INICIAL (g)	MASSA FINAL (g)	PERDA DE MASSA (g)	PERDA VOLUMÉTRICA (mm ³)
A1 + A3	141,3560	140,7896	0,5664	72,15
A4 + A5	141,3682	140,8687	0,4995	63,63
B2 + B3	140,3489	139,7481	0,6008	76,54
B4 + B5	141,6570	141,1600	0,4970	63,31

Fonte: AUTOR, 2016

A partir destes resultados, tem-se que o metal base sem adição de solda de revestimento apresentou perda volumétrica média de 68,9 mm³, com desvio padrão de 5,65 mm³.

Os ensaios de abrasão realizados nos corpos de prova do metal base com solda de revestimento na chapa de teste A, apresentaram os valores mostrados na Tabela 18.

Tabela 18 – Resultados do ensaio de abrasão do metal base com solda de revestimento na chapa de teste A.

CORPO DE PROVA	MASSA INICIAL (g)	MASSA FINAL (g)	PERDA DE MASSA (g)	PERDA VOLUMÉTRICA (mm ³)
A10 + A11	219,1178	218,0464	1,0714	136,48
A12 + A13	219,8312	218,7006	1,1306	144,03
A15 + A16	222,5949	221,6359	0,9590	122,17
A17 + A19	218,6801	217,6137	1,0664	135,85

Fonte: AUTOR, 2016

A partir destes resultados, tem-se que o metal de base com solda de revestimento duro na chapa de teste A, apresentou perda volumétrica média de 134,6 mm³, com desvio padrão de 7,88 mm³.

Os ensaios de abrasão realizados nos corpos de prova do metal base com solda de revestimento na chapa de teste B, apresentaram os valores mostrados na Tabela 19.

Tabela 19 – Resultados do ensaio de abrasão do metal base com solda de revestimento na chapa de teste B.

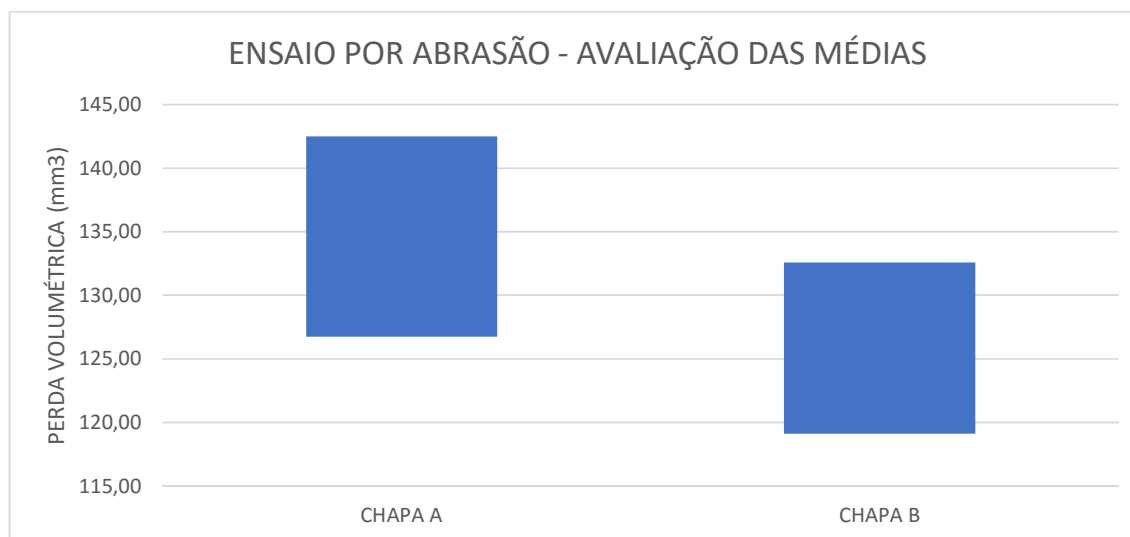
CORPO DE PROVA	MASSA INICIAL (g)	MASSA FINAL (g)	PERDA DE MASSA (g)	PERDA VOLUMÉTRICA (mm ³)
B10 + B11	197,0609	196,0828	0,9781	124,60
B12 + B13	192,4442	191,5239	0,9203	117,24
B15 + B16	191,7486	190,6802	1,0684	136,10
B17 + B19	191,7619	190,7768	0,9851	125,49

Fonte: AUTOR, 2016

A partir destes resultados, tem-se que o metal base com solda de revestimento na chapa de teste B, apresentou perda volumétrica média de 125,9 mm³, com desvio padrão de 6,73 mm³.

Os resultados encontrados nos ensaios de abrasão realizados no metal base com solda de revestimento nas chapas de teste A e B indicam que não há diferença estatística entre as amostras ensaiadas, como observado no gráfico da Figura 63.

Figura 63 – Comparativo das médias e desvio padrão do ensaio por abrasão.



Fonte: AUTOR, 2016

Os ensaios de validação realizados nos corpos de prova de AISI H13 após cada grupo de quatro ensaios de abrasão apresentaram os resultados indicados na Tabela 20.

Tabela 20 – Resultados dos ensaios de validação no aço AISI H13.

CORPO DE PROVA	MASSA INICIAL (g)	MASSA FINAL (g)	PERDA DE MASSA (g)	PERDA VOLUMÉTRICA (mm ³)
H13-1	79,2944	78,8278	0,4666	60,13
H13-2	90,1856	89,7703	0,4153	53,52
H13-3	96,1191	95,7313	0,3878	49,97

Fonte: AUTOR, 2016

Os ensaios de validação realizados nos corpos de prova de AISI H13 apresentaram perda volumétrica média de 54,5 mm³, com desvio padrão de 4,2 mm³. Este resultado está dentro da faixa especificada pela norma ASTM G65-04, o que permite validar os resultados encontrados.

7 CONCLUSÕES

Através dos resultados obtidos e com base nas discussões feitas, pôde-se estabelecer as seguintes conclusões:

- A construção do equipamento de ensaio e o ajuste dos parâmetros de ensaio atendeu aos requisitos estabelecidos na norma ASTM G65-04;
- O metal base usado, Hardox® 450, apresentou composição química, estrutura metalúrgica e dureza de acordo com o esperado para este material;
- O calor imposto pelo processo de soldagem no Hardox® 450, promoveu alteração na sua estrutura metalúrgica do metal base, bem como redução nos valores de sua dureza, para ambos valores de corrente de soldagem utilizados nos experimentos, quando comparado com o metal base sem solda;
- O calor imposto pelo processo de soldagem no Hardox® 450, promoveu redução da sua resistência à abrasão, quando comparado com o metal base sem solda, para ambos valores de corrente de soldagem utilizados nos experimentos, quando comparado com o metal base sem solda;
- Não houve diferença significativa na resistência à abrasão, quando comparados os resultados dos ensaios realizados nos corpos de prova soldados, para ambos valores de corrente de soldagem utilizados nos experimentos.

8 SUGESTÃO DE TRABALHOS FUTUROS

Com base nos resultados obtidos acredita-se que alguns aspectos deveriam ser melhor explorados para a complementação deste trabalho:

- Comparação da resistência ao desgaste de chapas com solda de revestimento, utilizando outros materiais como metal base, tais como ASTM A36 e SAE 1045;

- Comparação da resistência ao desgaste de diversas classes de aços de elevada dureza, tais como classe 400, 450, 500 e 600.

- Avaliação da resistência ao desgaste, por meio do ensaio conforme ASTM G65-04, de diversos materiais utilizados no Brasil, criando-se um referencial para pesquisas.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ADAMIÁK, M.; GÓRKA, J.; KIK, T. Comparison of abrasion resistance of selected constructional materials. **Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering**, v. 37, n. 2, p. 375-380, 2009.

AKBARNEJAD, S. **Investigation on static strength of welded joints**. 2012. 124 f. Dissertação (Mestrado) – Royal Institute of Technology, KTH Vetenskap Och Konst, Estocolmo.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM G65 - 04**: standard test method for measuring abrasion using the dry sand/rubber wheel apparatus, West Conshohocken, 2010.

AMERICAN WELDING SOCIETY. **AWS A3.0M**: standard welding terms and definitions - including terms for adhesive bonding, brazing, soldering, thermal cutting, and thermal spraying, Miami, 2010.

ASM INTERNATIONAL. **ASM Handbook, properties and selection: irons, steels, and high performance alloys**, v. 1, Materials Park, OH, 2005.

BALASUBRAMANIAN, V. et al. Selection of welding process for hardfacing on carbon steels based on quantitative and qualitative factors. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 40, n. 9-10, p. 887-897, 2009.

BUGŁACKI, H.; SMAJDOR, M. Mechanical properties of abrasion-resistant Hardox 400 steel and their welded joints. **Advances in Materials Science**, v. 3, n. 2 (4), p. 5-8, 2003.

COLAÇO, F. H. G. et al. Influência da energia de soldagem no desgaste abrasivo de revestimentos duros aplicados pelo processo FCAW. In: VII CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA, São Luís. **Anais...** São Luís, MA: CONEM, 2012.

COSTA, M. C. M. S.. **Fenômenos de instabilidade do arco na soldagem GMAW com gases de baixo potencial de oxidação**. 2006. 186f. Tese (Doutorado) – Engenharia Metalúrgica e de Minas, CPGEM – EEUFMG, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.

COSTA, M. C. M. S.; BRACARENSE, A. Q. Estudo da influência da corrente de soldagem com arame tubular na quantidade de hidrogênio difusível no metal de solda. In: XV CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA, Águas de Lindóia. **Anais...** Águas de Lindóia, SP: COBEM, 1999.

COSTA, V. M. **Análise da tenacidade de uma junta soldada de um aço resistente à abrasão da série 450 HB**. 2014. 90f. Dissertação (Mestrado) – Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, PPGE3M – EEUFRG, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

COUTINHO, Carlos Bottrel. **Materiais metálicos para engenharia**. Fundação Christiano Ottoni, Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, 1992.

CZUPRYŃSKI, A.; GÓRKA, J.; ŚLOSARCZYK, J. Improving the operating properties of coal mining machinery elements. **Biuletyn Instytutu Spawalnictwa**, n. 4, p. 44-49, 2013.

DIAS, M. F. M.; GOMES, S. I. N. Avaliação da resistência ao desgaste abrasivo a baixa tensão de revestimentos soldados por arco submerso. In: 2º CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, Uberlândia. **Anais...** Uberlândia, MG: COBEF, 2003.

DOWSON, Duncan; DOWSON, Duncan. **History of tribology**. London: Longman, 1979.

DUDZIŃSKI, W.; KONAT, Ł.; PEKALSKI, G. Structural and strength characteristics of wear-resistant martensitic steels. **Archives of Foundry Engineering**, v. 8, n. 2, p. 21-26, 2008.

ESAB. **Catálogo de consumíveis**. ESAB BR, 2013. 37 p.

ESAB. **Processos de soldagem: arames tubulares**. Disponível em: <http://www.esab.com.br/br/pt/education/blog/processo_soldagem_arames_tubulares.cfm>. Acesso em: 16 ago. 2014.

FORTES, C.; ARAUJO, W. **Arames tubulares OK®**. ESAB BR, 2004. 51 p.

FRYDMAN, S.; KONAT, Ł.; PEKALSKI, G. Structure and hardness changes in welded joints of Hardox steels. **Archives of Civil and Mechanical Engineering**, v. 8, n. 4, p. 15-27, 2008.

GARCIA, R. P.; SCOTTI, A. Uma metodologia para Análises Comparativas da Capacidade Produtiva entre Arames Maciços (MIG/MAG) e Tubulares (Eletrodo Tubular). **Soldagem & Inspeção**, São Paulo, v. 16, n. 2, p. 146-155, 2011.

GUIMARÃES, G. C.; DA SILVA, R. F.; DA SILVA, L. C. Soldabilidade de Aços Resistentes à Abrasão da Classe de 450 HB de Dureza. **Soldagem e Inspeção, São Paulo**, v. 16, n. 4, p. 360-368, 2011.

KATO, K.; ADACHI, K. Modern Tribology Handbook. **CRC Press LLC Vol**, v. 2, 2001.

KESTRA. **Arames tubulares**, rev. 01, 2012.

KÖNIG, R. G. **Estudo do desgaste de revestimentos em matrizes de recorte a frio de cabeças de parafusos**. 2007. 142f. Dissertação (Mestrado), Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

LEITE, R. V. M.; MARQUES, P. V. Estudo comparativo da resistência ao desgaste abrasivo do revestimento de três ligas metálicas utilizadas na indústria. aplicadas por soldagem com arames tubulares. **Soldagem & Inspeção**, São Paulo, v. 14, n. 4, p. 329-335, 2009.

MANG, Theo; BOBZIN, Kirsten; BARTELS, Thorsten. **Industrial tribology: tribosystems, friction, wear and surface engineering, lubrication**. John Wiley & Sons, 2011.

MARQUES, P. V.; MODENESI, P. J. **Introdução aos processos de soldagem**. Belo Horizonte: Ed. UFMG Departamento de Engenharia Metalúrgica, 2011. 50 p.

MESSLER JR, R. W. **Principles of welding: processes, physics, chemistry, and metallurgy**. John Wiley & Sons, 2008.

MODENESI, P. J.; MARQUES, P. V.; SANTOS, D. B. **Introdução à metalurgia da soldagem**. Belo Horizonte: Ed. UFMG Departamento de Engenharia Metalúrgica, 2012. 208 p.

NORRISH, John. **Advanced welding processes**. Elsevier, 2006.

RADI, P. A. et al. Tribologia, Conceitos e Aplicações. **13º Encontro de Iniciação Científica e Pós-Graduação do ITA–XIII ENCITA**, 2007.

RAIKOV, S. V. et al. Structure-phase states and wear resistance of deposition surface formed on steel by electric arc method. In: **IOP Conference Series: Materials Science and Engineering**. IOP Publishing, 2015. p. 012066.

RIDDIHOUGH, M. **Hardfacing by welding**. Welding, 1949.

RODRIGUES, L. O. **Análise e otimização de parâmetros na soldagem com arame tubular**. 2005. Dissertação (Mestrado), Instituto de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá, Itajubá.

SHIBE, V.; CHAWLA, V. An overview of research work in hardfacing. **Confab Journals**, v. 2, n. 3, p. 105-110, 2013.

SILVA, R. M. **Estudo do efeito do aporte térmico de soldagem na corrosão sob tensão de ligas de níquel em soldas dissimilares no ambiente de reator nuclear do tipo PWR**. 2010. 130f. Tese (Doutorado) – Engenharia Mecânica – EEUFMG, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.

SSAB. **Data sheet 168en Hardox 450**. 2013. Disponível em: <<http://www.ssab.com>>. Acesso em: 17 maio 2014.

SSAB. **General product information Weldox, Hardox, Armax and Toolox**. v. 11, 2011. Disponível em: <<http://www.ssab.com>>. Acesso em: 17 maio 2014.

SSAB. **Hardox on site: quarry and open pit mine**. 2009. Disponível em: <<http://www.ssab.com>>. Acesso em: 17 maio 2014.

SSAB. **Welding**. v. 3, 2011. Disponível em: <<http://www.ssab.com>>. Acesso em: 17 maio 2014.

ULEWICZ, R.; MAZUR, M.; BOKŮVKA, O. Structure and mechanical properties of fine-grained steels. **Periodica Polytechnica Transportation Engineering**, v. 41, n. 2, p. 111-115, 2014.

ZDRAVECKÁ, E.; TKÁČOVÁ, J.; ONDÁČ, M., Effect of microstructure factors on abrasion resistance of high-strength steels. **Res. Agric. Eng**, v. 60, p. 115-120, 2004.

ZEEMANN, A. **Energia de soldagem**. 2003. Disponível em: <<http://www.infosolda.com.br/artigos>>. Acesso em: 17 maio 2014.

ZUM GAHR, K. H. **Microstructure and wear of materials**. Elsevier, 1987.