



UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ
CENTRO DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA METALÚRGICA E DE MATERIAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA E CIÊNCIA DE
MATERIAIS

FELIPE WENDRIO DA SILVA MARQUES

ESTUDO DO PROCESSO DE SOLDAGEM MIG/MAG PARA APLICAÇÕES DE
REVESTIMENTOS EM AÇOS USANDO A LIGA AWS ERNiCrMo-3 NA POSIÇÃO
HORIZONTAL

FORTALEZA

2022

FELIPE WENDRIO DA SILVA MARQUES

ESTUDO DO PROCESSO DE SOLDAGEM MIG/MAG PARA APLICAÇÕES DE
REVESTIMENTOS EM AÇOS USANDO A LIGA AWS ERNiCrMo-3 NA POSIÇÃO
HORIZONTAL

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciência de Materiais da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do título de mestre em Engenharia e Ciência de Materiais. Área de concentração: Propriedades Físicas e Mecânicas dos Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Marcelo Ferreira Motta.

FORTALEZA

2022

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação
Universidade Federal do Ceará
Sistema de Bibliotecas
Gerada automaticamente pelo módulo Catalog, mediante os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

M317e Marques, Felipe Wendrio da Silva.
Estudo do processo de soldagem MIG/MAG para aplicações de revestimentos em aços usando a liga AWS
ERNiCrMo-3 na posição horizontal / Felipe Wendrio da Silva Marques. – 2022.
201 f. : il. color.

Dissertação (mestrado) – Universidade Federal do Ceará, Centro de Tecnologia, Programa de Pós-
Graduação em Engenharia e Ciência de Materiais, Fortaleza, 2022.
Orientação: Prof. Dr. Marcelo Ferreira Motta.

1. Revestimentos. 2. Ligas de níquel. 3. Soldagem horizontal. 4. Curto-circuito. 5. Curto-circuito
controlado. I. Título.

CDD 620.11

FELIPE WENDRIO DA SILVA MARQUES

ESTUDO DO PROCESSO DE SOLDAGEM MIG/MAG PARA APLICAÇÕES DE
REVESTIMENTOS EM AÇOS USANDO A LIGA AWS ERNiCrMo-3 NA POSIÇÃO
HORIZONTAL

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciência de Materiais da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do título de mestre em Engenharia e Ciência de Materiais. Área de concentração: Propriedades Físicas e Mecânicas dos Materiais.

Aprovada em: 22/12/2022.

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Marcelo Ferreira Motta (Orientador)
Universidade Federal do Ceará (UFC)

Prof. Dr. Cleiton Carvalho Silva
Universidade Federal do Ceará (UFC)

Dr. Raul Gohr Júnior
IMC Soldagem

A minha madrinha/mãe, Helena.

A minha namorada, Isadora.

A todos aqueles que contribuíram para a minha caminhada.

AGRADECIMENTOS

A toda a minha família, em especial a minha madrinha/mãe Helena Taveira e minhas tias Fátima Silva e Socorro Alves por todo o empenho durante a minha formação acadêmica e por sempre acreditarem no meu potencial.

A Isadora Barreto, por estar comigo em todos momentos nos últimos anos e por sempre me incentivar e acreditar nos meus sonhos e na minha carreira acadêmica.

Ao Prof. Dr. Marcelo Ferreira Motta, pela atenção dedicada ao trabalho, pela paciência, amizade, contribuições técnicas e pela humanidade não só durante a orientação, mas em todo o período em que trabalhamos juntos desde a graduação.

Aos professores participantes da banca examinadora, Prof. Dr. Cleiton Carvalho Silva e ao Engenheiro Dr. Raul Gohr Júnior pelo tempo, pelas valiosas colaborações e sugestões.

Aos professores e colegas do Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciência de Materiais, em especial ao colega de turma do mestrado Arthur Lima, que esteve presente nos mais diversos momentos dessa jornada.

A toda a equipe do LPTS, em especial aos professores Hélio Cordeiro de Miranda, Emerson Mendonça Miná, Willys Aguiar e aos colaboradores Ana Karine, Rafaella Silva, Marília Franco, George Matos, Edleusa e Roger.

Aos bolsistas de graduação e de mestrado Lucas Moraes, Livia Cidrão, Camilly Maia, Breno Rocha, Levi e Gabriel Melo.

Um agradecimento especial aos amigos Renato Bezerra, Davi Aires, Anderson Felício, Cleiton, Jáckson e Bruno Lopes que muito contribuíram para que este trabalho obtivesse êxito.

A todos aqueles que não foram citados e não se sentiram contemplados nesta lista, meu muito obrigado também. Perdoem o meu esquecimento.

À Instituição CNPq, pelo apoio financeiro com a manutenção da bolsa de auxílio.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

“A utopia está lá no horizonte. Me aproximo dois passos, ela se afasta dois passos. Caminho dez passos e o horizonte corre dez passos. Por mais que eu caminhe, jamais alcançarei. Para que serve a utopia? Serve para isso: para que eu não deixe de caminhar” (Eduardo Galeano).

RESUMO

O uso de revestimentos por soldagem possui ampla aplicabilidade na indústria por proporcionar ao substrato características como resistência à corrosão e ao desgaste. Alguns aços como os alta resistência e baixa liga (ARBL) e os aços C-Mn são revestidos com ligas especiais, como as ligas de níquel, que possuem excelente resistência à corrosão. Para tornar a técnica de revestimento por soldagem (*weld overlay*) cada vez mais viável e atrativa economicamente, é fundamental a realização de um estudo aprofundado de variáveis operacionais de soldagem com o intuito de produzir revestimentos sem defeitos, com baixo nível de diluição e que atenda às necessidades impostas pela indústria. Assim, este estudo possui como objetivo produzir revestimentos com a liga AWS ERNiCrMo-3 utilizando o processo MIG/MAG na posição horizontal, por meio de um estudo sistemático, possibilitando avaliar o efeito de uma série de variáveis operacionais nas características dos cordões de solda. Foram avaliados os efeitos de alguns níveis de fatores de controle (tensão de referência (U_r), velocidade de alimentação de arame (V_{alim}), inverso da indutância de subida (K_s) e inverso da indutância de descida (K_d)) nos aspectos qualitativos dos passes e em alguns indicadores medidos por meio da aquisição de dados. A partir da seleção dos melhores parâmetros, foi possível selecionar os parâmetros do modo curto-circuito controlado, resultando em passes com melhor estabilidade e com poucos respingos. Ademais, foram avaliados os parâmetros de oscilação da tocha para os tipos de tecimento triangular, *switchback* e da trajetória linear da tocha em algumas variáveis geométricas, em especial na diluição. Para a realização da segunda camada, foram utilizados os testes de Higuchi (metal base temperado) e cordões simples com o metal base na condição como recebida para aplicar o critério de microdureza e de microestrutura para o emprego da técnica de deposição controlada com dupla camada (TDC-DC). O parâmetro de maior energia na segunda camada foi depositado no modo pulsado, com o dobro da energia da primeira camada. Através das análises verificou-se que nenhuma condição foi aprovada por meio dos Diagramas de Decisão. Além disso, os passes no metal base temperado produziram zonas afetadas pelo calor mais extensas e mais refinadas. Os revestimentos produzidos tiveram a ZAC constituída predominantemente por bainita, com presença, em geral, de descarbonetação próximo à interface com a zona fundida. Não foi possível obter reduções significativas de microdureza nos revestimentos pelo não atendimento de todos os critérios necessários para garantir a eficácia da TDC-DC. Além disso, alguns revestimentos apresentaram pontos de descontinuidade entre a ZAC e a zona fundida, mostrando a necessidade do uso de uma maior potência do arco

proporcionado por parâmetros de soldagem e/ou um gás de proteção mais adequado, embora com maior custo.

Palavras-chave: revestimentos; ligas de níquel; soldagem horizontal; curto-circuito; curto-circuito controlado.

ABSTRACT

The use of welding coatings has broad applicability in the industry as it provides the substrate with characteristics such as resistance to corrosion and wear. Some steels, such as HSLA (high strength and low alloy) and C-Mn steels, are coated with special alloys, such as nickel alloys, which have excellent corrosion resistance. The demand for increasing the viability of the application and economic attractiveness of the welding overlay technique makes it essential to carry out an in-depth study of welding operational variables to produce coatings without defects, with a low dilution level, which meets the needs imposed by the industry. Thus, this study aims to produce coatings of the AWS ERNiCrMo-3 by the MIG/MAG welding process in the horizontal position through a systematic study, making it possible to evaluate the effect of a series of operational variables on the characteristics of the weld beads. The effects of certain levels of control factors (reference voltage (U_r), wire feed speed (V_{lim}), inverse of the rise inductance (K_s) and inverse of the fall inductance (K_d)) in the qualitative aspects of the passes and some indicators measured through data acquisition. From selecting the best parameters, it was possible to choose the parameters of the controlled short-circuit mode, resulting in passes with better stability and little splash. Furthermore, the torch oscillation parameters were evaluated for the types of triangular weaving, switchback and the linear trajectory of the torch in some geometric variables, especially in the dilution. The Higurashi test was applied to evaluate the deposition of the second layer using a quenched base metal. Single weld beads were also deposited on as-received base metals, aiming to assess the heat-affected zone (HAZ) microhardness and microstructure profiles for applying the double-layer controlled deposition technique (DL-CDT). The parameter with the highest energy to be deposited in the second layer was deposited in pulsed mode, with twice the heat input of the first layer. Through the analyzes it was verified that no condition was approved through the Decision Diagrams. In addition, passes through the quenched base metal produced more extensive and refined heat-affected zones. The coatings made had the HAZ consisting predominantly of bainite, with the presence, in general, of decarburization near the interface with the fusion zone. It was not possible to obtain significant microhardness reductions in the coatings due to the non-fulfillment of all the necessary criteria to guarantee the effectiveness of DL-CDT. In addition, some coatings showed points of discontinuity between the HAZ and the molten zone, showing the need to use a higher arc power provided by welding parameters and a more suitable shielding gas, although at a higher cost.

Keywords: coatings; nickel alloys; horizontal welding; short circuit; controlled short circuit.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1	– Representação da soldagem MIG/MAG	32
Figura 2	– Representação da transferência metálica do tipo curto-circuito convencional	35
Figura 3	– Representação da transferência metálica do tipo globular	36
Figura 4	– Representação da transferência metálica do tipo goticular	37
Figura 5	– Relação entre taxa de transferência das gotas e corrente de soldagem para a transferência goticular	37
Figura 6	– Representação do modo de transferência pulsado	38
Figura 7	– Curva do modo CCCI (IMC)	40
Figura 8	– Representação do ângulo de ataque da tocha	43
Figura 9	– Configurações para o ângulo de ataque da tocha durante a soldagem	44
Figura 10	– Ângulos de ataque recomendados pra soldagem em diferentes posições no caso da transferência metálica por curto-circuito	45
Figura 11	– Ângulos de ataque recomendados para soldagem em diferentes posições no caso da transferência metálica goticular	46
Figura 12	– Representação do ângulo da tocha	46
Figura 13	– Tipos de tecimento	47
Figura 14	– Representação dos movimentos efetuados pela tocha de soldagem durante a oscilação <i>switchback</i>	49
Figura 15	– Presença de efeito <i>humping</i> na soldagem TIG	50
Figura 16	– Análise de condução de calor usando deslocamento convencional da tocha (a) e <i>switchback</i> (b), (c), (d)	51
Figura 17	– Aspecto superficial do cordão (acima) e cortes das seções AA e BB após preparação metalográfica e ataque químico com Nital 2% na condição puxando-empurrando	53

Figura 18	– Aspecto superficial do cordão (acima) e cortes das seções AA e BB após preparação metalográfica e ataque químico com Nital 2% na condição empurrando-puxando	53
Figura 19	– Representação de aspectos geométricos do cordão de solda	55
Figura 20	– Representação da zona dura (ZD) e da zona macia (ZM) após ensaio de microdureza	58
Figura 21	– Extensão de ZD e ZM para aplicação da técnica TDC-DC	60
Figura 22	– Desenho esquemático com as condições para o cumprimento do critério de microestrutura	62
Figura 23	– Exemplo de Diagrama de Decisão para diferentes condições de soldagem	63
Figura 24	– Presença de precipitados das fases P e μ (liga de níquel 686)	65
Figura 25	– Classificação das ligas de níquel	65
Figura 26	– (A) Bancada de soldagem, (B) Representação da tocha	70
Figura 27	– Fluxograma com etapas do trabalho	72
Figura 28	– Representação da soldagem horizontal dos revestimentos	73
Figura 29	– Metodologia de determinação das variáveis do CCCI (b) a partir da curva do curto-circuito convencional (a)	80
Figura 30	– Parâmetros do tecimento triangular	81
Figura 31	– Vista superior de cordão soldado com a representação das regiões de corte	84
Figura 32	– Vista frontal com a representação das regiões de corte das amostras e uma vista lateral de corte de uma peça	85
Figura 33	– Gráfico representativo do tratamento térmico de têmpera	92
Figura 34	– Desenho esquemático do perfil de microdureza realizado nas amostras soldadas	95
Figura 35	– Gráfico representativo da zona dura (ZD) e da zona macia (ZM) para a condição PTCSSB1C (temperado)	96

Figura 36 – Gráfico representativo da zona dura (ZD) e da zona macia (ZM) para a condição CRCSSB1C (como-recebido)	96
Figura 37 – Delimitação entre ZACGG, ZACGF e ZACIC	98
Figura 38 – Critério adotado para sobreposição de passes	100
Figura 39 – Representação da espessura mínima em uma soldagem de revestimento	100
Figura 40 – Aspecto visual dos passes dos ensaios FC-CC10 e FC-CC11	106
Figura 41 – Relação entre V_{alim} e D.R. (%) para o período de curto-circuito	107
Figura 42 – Relação entre a V_{alim} e as notas dos cordões soldados	108
Figura 43 – Aspectos superficiais gerais dos cordões soldados para cada valor de V_{alim} ...	108
Figura 44 – Relação entre o K_s e o D.R. (%) para o período de curto-circuito	110
Figura 45 – Relação entre o K_s e o D.R. (%) para a derivada subida	111
Figura 46 – Relação entre o K_s e as notas dos cordões soldados	111
Figura 47 – Aspectos superficiais gerais dos cordões soldados para cada valor de K_s	112
Figura 48 – Relação entre o K_d e o D.R. (%) para o período de curto-circuito	114
Figura 49 – Relação entre o K_d e o D.R. (%) para a derivada descida	114
Figura 50 – Relação entre o K_d e as notas dos cordões soldados	115
Figura 51 – Aspectos superficiais gerais dos cordões soldados para cada valor de K_d	116
Figura 52 – Relação entre a U_r e o D.R. (%) para o período de curto-circuito	117
Figura 53 – Relação entre a U_r e as notas dos cordões soldados	118
Figura 54 – Aspectos superficiais gerais dos cordões soldados para cada valor de U_r	118
Figura 55 – Sinal tensão versus corrente segundo os parâmetros selecionados para o curto-circuito convencional	120
Figura 56 – Ajuste do ângulo da tocha	120
Figura 57 – Ângulo formado entre a tocha de soldagem e um eixo perpendicular ao metal base	121
Figura 58 – Gráfico do modo curto-circuito controlado com $V_{alim} = 5$ m/min	122

Figura 59	– Gráfico do modo curto-circuito controlado com $V_{alim} = 6$ m/min	123
Figura 60	– Gráfico do modo curto-circuito controlado com $V_{alim} = 5,5$ m/min	124
Figura 61	– Ensaio de teste com dois parâmetros do tecimento triangular	125
Figura 62	– Cordões soldados usando a técnica <i>switchback</i>	126
Figura 63	– Avaliação qualitativa do efeito da amplitude empregada nos ensaios com <i>switchback</i>	128
Figura 64	– Relações entre comprimentos de recuo e avanço em cordões soldados com a técnica <i>switchback</i>	130
Figura 65	– Avaliação qualitativa do efeito da frequência empregada nos ensaios com <i>switchback</i>	131
Figura 66	– Avaliação qualitativa do efeito da velocidade de soldagem empregada nos ensaios com <i>switchback</i>	132
Figura 67	– Macrografias dos cordões soldados usando a técnica <i>switchback</i>	133
Figura 68	– Efeito da amplitude na largura, reforço, penetração e na razão R/L dos cordões (<i>switchback</i>)	136
Figura 69	– Efeito da amplitude na diluição (<i>switchback</i>)	138
Figura 70	– Efeito da frequência na largura, reforço, penetração e na razão R/L dos cordões (<i>switchback</i>)	139
Figura 71	– Efeito da frequência na diluição (<i>switchback</i>)	141
Figura 72	– Efeito da V_s na largura, reforço, penetração e na razão R/L dos cordões (<i>switchback</i>)	142
Figura 73	– Efeito da V_s na diluição (<i>switchback</i>)	143
Figura 74	– Ensaio com os parâmetros do <i>switchback</i> ajustados	145
Figura 75	– Imagens dos cordões de solda do fatorial completo presente na Tabela 35.....	146
Figura 76	– Macrografias dos passes executados para a verificação do efeito do ângulo de ataque	147

Figura 77	– Efeito do ângulo de ataque na largura, reforço, penetração e na razão R/L dos cordões	148
Figura 78	– Efeito do ângulo de ataque na diluição dos passes	150
Figura 79	– Efeito do tipo de tecimento na largura, reforço, penetração e na razão R/L dos cordões	151
Figura 80	– Efeito do tecimento na diluição dos passes	153
Figura 81	– Macrografias dos ensaios referentes aos passes seguintes ao de ancoramento	155
Figura 82	– Efeito da variação do ângulo dos passes subsequentes ao de ancoramento na largura, reforço, penetração e na razão R/L dos cordões.....	156
Figura 83	– Efeito do ângulo da tocha dos passes subsequentes ao de ancoramento em relação à diluição	158
Figura 84	– Primeira camada soldada usando os parâmetros de oscilação <i>switchback</i>	158
Figura 85	– Cordão de ancoramento da segunda camada, segundo os parâmetros de soldagem definidos na metodologia	159
Figura 86	– Aquisição de dados da condição mais estável para o cordão de ancoramento da segunda camada	159
Figura 87	– Microestrutura do aço ABNT 1045 na condição como recebido (aumento de 500X). Ataque Nital 2% + Picral 4%	160
Figura 88	– Microestrutura do aço ABNT 1045 temperado (aumento de 500X). Ataque Nital 2% + Picral 4%	161
Figura 89	– Mapa de microdureza da condição PTCSS1C	162
Figura 90	– Perfis de microdureza das condições soldadas segundo a aplicação do método de Híguchi	163
Figura 91	– Perfis de microdureza das condições como recebidas.....	164
Figura 92	– Macrografias das amostras tratadas segundo a aplicação do método de Híguchi	166
Figura 93	– Macrografias das amostras na condição como recebida	166
Figura 94	– Representação gráfica dos resultados levantados para a ZD de cada ensaio realizado	167

Figura 95 – Representação gráfica dos resultados levantados para a ZM de cada ensaio realizado	169
Figura 96 – Micrografias da ZACGG e da ZACGF para os ensaios no metal base na condição como recebido (Aumento 200X). Ataque: Nital 2% + Picral 4%	170
Figura 97 – Micrografias da ZACGG e da ZACGF para os ensaios no metal base temperado (Aumento 200X). Ataque: Nital 2% + Picral 4%	171
Figura 98 – Representação gráfica dos resultados levantados para a ZACGG de cada ensaio realizado	172
Figura 99 – Representação gráfica dos resultados levantados para a ZACGG de cada ensaio realizado	173
Figura 100 – Montagem completa da microestrutura dos ensaios com o MB na condição como recebido	175
Figura 101 – Montagem completa da microestrutura dos ensaios com o MB temperado	176
Figura 102 – Diagramas de decisão (MB temperado)	177
Figura 103 – Diagramas de decisão (MB como recebido)	179
Figura 104 – Aspecto visual da realização dos passes subsequentes da segunda camada com ângulo $\theta = 0^\circ$ (Ensaio SCPS1)	180
Figura 105 – Aspecto visual da realização dos passes subsequentes da segunda camada com ângulo $\theta = 10^\circ$ (Ensaio SCPS2)	180
Figura 106 – Revestimento soldado sobre chapa de aço ABNT 1045	181
Figura 107 – Aspectos superficiais gerais dos revestimentos soldados	182
Figura 108 – Macrografias das amostras retiradas dos revestimentos soldados	182
Figura 109 – Mapeamento de microdureza nas amostras dos revestimentos	185
Figura 110 – Comparativo entre os valores de microdureza obtidos usando parâmetros da primeira camada e àqueles obtidos a partir da aplicação da técnica TDC-DC ...	185
Figura 111 – Microestrutura típica encontrada nos revestimentos soldados nesta dissertação. Aumento de 500 X. Ataque Nital 2% e Picral 4%	186
Figura 112 – Descarbonetação presente nos revestimentos soldados	187

Figura 113 – Macrografias do revestimento soldado com o gás de proteção Ar+25% He	188
Figura 114 – Comparação entre os valores de microdureza na ZAC das amostras dos revestimentos R1CRSB e R5CRSB	189

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Parâmetros de ajuste para o modo CCCI	41
Tabela 2 – Composição química do aço estrutural ASTM A36	67
Tabela 3 – Composição química do aço ABNT 1045	67
Tabela 4 – Composição química do metal de adição a ser utilizado no trabalho	68
Tabela 5 – Dimensões do aço ASTM A36 utilizado nos ensaios preliminares	74
Tabela 6 – Fatores de controle (curto-circuito convencional)	75
Tabela 7 – Parâmetros fixos do fatorial completo utilizados nos ensaios preliminares .	75
Tabela 8 – Ensaios do fatorial completo	75
Tabela 9 – Parâmetros com tecimento triangular	81
Tabela 10 – Parâmetros de oscilação da técnica <i>switchback</i>	82
Tabela 11 – Parâmetros fixos do fatorial completo com <i>switchback</i>	82
Tabela 12 – Fatorial completo – <i>switchback</i>	83
Tabela 13 – Parâmetros que se mantiveram inalterados durante estudo do ângulo de ataque e dos tipos de tecimento	87
Tabela 14 – Fatorial Completo para análise do ângulo de ataque e dos tipos de tecimento	87
Tabela 15 – Ensaios para determinação dos passes subsequentes da 1° camada	89
Tabela 16 – Parâmetros de soldagem utilizados na segunda camada	90
Tabela 17 – Ajustes no cordão de ancoramento da segunda camada	91
Tabela 18 – Variáveis presentes no gráfico da Figura 33 e suas funções no tratamento térmico	92
Tabela 19 – Valores aplicados no tratamento térmico de têmpera	93
Tabela 20 – Ensaios para aplicação da técnica TDC-DC	94
Tabela 21 – Ensaios para determinação dos passes subsequentes da 2° camada	99

Tabela 22 – Resultados de D.R. (%) para algumas variáveis referentes ao curto-circuito convencional e da energia de soldagem para uma tensão de referência igual a 19 V	102
Tabela 23 – Resultados de D.R. (%) para algumas variáveis referentes ao curto-circuito convencional e da energia de soldagem para uma tensão de referência igual a 20 V	104
Tabela 24 – Resultados de D.R. (%) para algumas variáveis referentes ao curto-circuito convencional e da energia de soldagem para uma tensão de referência igual a 21 V	105
Tabela 25 – Níveis selecionados para cada um dos fatores de controle analisados	119
Tabela 26 – Parâmetros – CCCI	121
Tabela 27 – Dados médios para a aquisição de dados usando o CCCI	123
Tabela 28 – D.R. (%) do período de CC para duas curvas do modo CCCI	124
Tabela 29 – D.R. (%) do período de CC para os três valores de V_{alim} analisados	124
Tabela 30 – Energia de soldagem, comprimentos de avanço e recuo da tocha e razão R/A calculados para os ensaios com <i>switchback</i>	127
Tabela 31 – Resultados de geometria para os cordões soldados com a técnica <i>switchback</i>	135
Tabela 32 – Resultados selecionados a partir da análise superficial dos passes (<i>switchback</i>)	144
Tabela 33 – Resultados selecionados a partir da análise de diluição (<i>switchback</i>)	144
Tabela 34 – Parâmetros do <i>switchback</i> selecionados	145
Tabela 35 – Ensaios correspondentes à análise do ângulo de ataque (α) e aos tipos de tecimento	146
Tabela 36 – Valores de geometria medidos a partir da variação do ângulo de ataque e do tipo de tecimento	148
Tabela 37 – Valores de geometria medidos a partir da variação do ângulo dos passes seguintes ao de ancoramento	155

Tabela 38 – Dados médios para tensão, corrente o valor de energia de soldagem calculado para o cordão de ancoramento da segunda camada	160
Tabela 39 – Resultados de tensão média, corrente média e energia de soldagem para ensaios no metal base ABNT 1045 nas condições como recebido e tratado ..	161
Tabela 40 – Medições de reforço, penetração e profundidades de zona dura e zona macia para cada amostra soldada com o metal base nas condições tratados e como recebido	167
Tabela 41 – Medições de reforço, penetração e profundidades da ZAC de grãos grosseiros e de grãos finos para cada amostra soldada com o metal base tratado	169
Tabela 42 – Lista com revestimentos soldados e as características de cada camada	181
Tabela 43 – Valores para geometria e diluição dos revestimentos soldados	184
Tabela 44 – Resultados de geometria para o revestimento R5CRSB	188

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

A_1	Área Adicionada (Diluição)
A_2	Área do Metal de Base Fundida (Diluição)
CO_2	Dióxido de Carbono
di_3	Taxa de Variação de Subida da Corrente Durante o Curto em A/ms
D_t	Distância de Tecimento (<i>switchback</i>)
E_s	Energia de Soldagem
Ia_1	Corrente de Pico de Arco
Ia_2	Corrente para Aumento da Taxa de Fusão
Ia_3	Corrente de Manutenção do Arco
Ia_3	Patamar da Corrente Antes do Início do Curto
I_b	Corrente de Base
Ic_1	Corrente de Assentamento de Gota
Ic_2	Corrente de Rompimento da Ponte Metálica
Ic_3	Patamar de Corrente Após o Término do Tempo de Assentamento da Gota
I_p	Corrente de Pico
K_d	Inverso da Indutância de Descida
K_s	Inverso da Indutância de Subida
ta_1	Tempo de Permanência em Ia_1
ta_2	Tempo de Permanência em Ia_2
t_b	Tempo de Base
tc_1	Tempo de Assentamento da Gota
tc_2	Tempo Espera de Reabertura
t_p	Tempo de Pico
tr_1	Tempo de Rampa do Patamar 1 para o Patamar 2
tr_2	Tempo de Rampa do Patamar 2 para o Patamar 3
U_r	Tensão de Referência
V_A	Velocidade de Avanço (<i>switchback</i>)
V_{alim}	Velocidade de Alimentação de Arame
V_R	Velocidade de Recuo (<i>switchback</i>)
V_s	Velocidade de Soldagem
V_t	Velocidade Longitudinal da Tocha (<i>switchback</i>)

γ'	Fase gama linha
2G	Posição de Soldagem Horizontal
A	Comprimento de Avanço (<i>switchback</i>) ou Amperes
AATT	Ângulo de Ataque e Tipo de Tecimento
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
Amp	Amplitude
ANOVA	Análise de Variância
Ar	Argônio
ARBL	Aço de Alta Resistência e de Baixa Liga
ASME	<i>The American Society of Mechanical Engineers</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
AWS	<i>American Welding Society</i>
AWS	<i>American Welding Society</i>
C	Carbono
CC	Curto-Circuito
CC+	Corrente Contínua Positiva
CCC	Curto-Circuito Controlado
CCCI	Curto-Circuito Controlado (ajuste por meio do controle da corrente)
CCCU	Curto-Circuito Controlado (utiliza os conceitos do CCCI e do CC convencional)
CFC	Cúbico de Faces Centradas
CMT	<i>Cold Metal Transfer</i>
Co	Cobalto
CO	Comprimento de Onda
Cr	Cromo
CRCSSB1C	Como Recebido Cordão Simples <i>Switchback</i> Primeira Camada
CRCSS1C	Como Recebido Cordão Simples Sem Tecimento Primeira Camada
CRCSS2C	Como Recebido Cordão Simples Sem Tecimento Segunda Camada
CRCST1C	Como Recebido Cordão Simples Tecimento Triangular Primeira Camada
Cu	Cobre
D	Diluição
D.R.	Desvio Relativo
DBCP	Distância Bico de Contato - Peça

f	Frequência
FC-CC	Fatorial Completo – Curto-Circuito
Fe	Ferro
HDT	Hidrotratamento
He	Hélio
HV	<i>Hardness Vickers</i>
I	Corrente de soldagem
IHM	Interface Homem-Máquina
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
kJ	QuiloJoules
L	Litros
LPTS	Laboratório de Pesquisa e Tecnologia em Soldagem
MB	Metal base
MIG/MAG	<i>Metal Inert Gas/Metal Active Gas</i>
mm	Milímetros
Mn	Manganês
Mn	Manganês
Mo	Molibdênio
Nb	Nióbio
Ni	Níquel
P	Fase P
p	Nível de Significância Estatístico
P	Penetração ou Fósforo
P1	Penetração do Cordão Referente à Energia Utilizada na Primeira Camada
PCPS	Primeira Camada Passes Subsequentes
PSP0	Temperatura Inicial Presente no Interior do Forno
PSP1	Temperatura a Ser Atingida no Primeiro Patamar do Tratamento
PSP2	Temperatura a Ser Atingida no Segundo Patamar do Tratamento
Pt1	Tempo Destinado a Atingir a Temperatura Programada em PSP1
Pt2	Tempo Destinado a Atingir a Temperatura Programada em PSP2
PTCSSB1C	Peça Temperada Cordão Simples <i>Switchback</i> Primeira Camada
PTCSST1C	Peça Temperada Cordão Simples Sem Tecimento Primeira Camada
PTCSST2C	Peça Temperada Cordão Simples Sem Tecimento Segunda Camada

PTCSTT1C	Peça Temperada Cordão Simples Tecimento Triangular Primeira Camada
PZACGF2	Profundidade da Zona Afetada pelo Calor de Grãos Finos da Segunda Camada
PZACGG1	Profundidade da Zona Afetada pelo Calor de Grãos Grosseiros da Primeira Camada
PZACGG2	Profundidade da Zona Afetada pelo Calor de Grãos Grosseiros da Segunda Camada
PZD1	Profundidade da Zona Dura Referente à Energia Utilizada na Primeira Camada
PZD2	Profundidade da Zona Dura Referente à Energia Utilizada na Segunda Camada
PZM2	Profundidade da Zona Macia Referente à Energia Utilizada na Segunda Camada
R	Comprimento de Recuo (<i>switchback</i>)
R	Reforço
R/L	Razão Reforço/Largura
R1	Reforço do Cordão Referente à Energia Utilizada na Primeira Camada
R1CRSB	Revestimento Um Como Recebido <i>Switchback</i>
R2PTSB	Revestimento Dois Peça Temperada <i>Switchback</i>
R3CRST	Revestimento Três Como Recebido Sem Tecimento
R4CRTT	Revestimento Quatro Como Recebido Tecimento Triangular
R5CRSB	Revestimento Cinco Como Recebido <i>Switchback</i>
S	Enxofre
SB	<i>Switchback</i>
SCPS	Segunda Camada Passes Subsequentes
SRP	Sistema de Revestimento de Paredes
ST	Sem Tecimento
STT	<i>Surface Tension Transfer</i>
T	Tempo de Execução de D_t em um único ciclo (<i>switchback</i>)
t	Tempo Necessário para Executar os Ciclos de Avanço e Reversão (<i>switchback</i>)
TDC-DC	Técnica de Deposição Controlada com Dupla Camada
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
TT	Tecimento Triangular
TTPS	Tratamento Térmico Pós-Soldagem
U	Tensão de soldagem
UNS	<i>Unified Numbering System</i>
V	Volts ou Vanádio

W	Tungstênio
ZAC	Zona Afetada pelo Calor
ZACGF	Zona Afetada Pelo Calor de Grãos Finos
ZACGG	Zona Afetada Pelo Calor de Grãos Grosseiros
ZD	Zona Dura
ZM	Zona Macia
α	Ângulo de Ataque da Tocha
γ	Fase gama
θ	Ângulo da Tocha
μ	Fase mi
μm	Micrometros
φ	Vazão de Gás de Proteção
σ	Fase sigma

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	28
2	OBJETIVOS	31
2.1	Objetivo geral	31
2.2	Objetivos específicos.....	31
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	32
3.1	Processo de soldagem MIG/MAG	32
3.1.1	<i>Transferência metálica.....</i>	34
3.1.1.1	<i>Curto-circuito convencional.....</i>	34
3.1.1.2	<i>Transferência globular.....</i>	35
3.1.1.3	<i>Transferência goticular.....</i>	36
3.1.1.4	<i>MIG/MAG pulsado.....</i>	38
3.1.1.5	<i>Curto-circuito controlado.....</i>	39
3.1.2	<i>Variáveis do processo (aspectos operacionais)</i>	41
3.1.2.1	<i>Corrente de soldagem.....</i>	42
3.1.2.2	<i>Tensão de soldagem.....</i>	42
3.1.2.3	<i>Velocidade de soldagem</i>	42
3.1.2.4	<i>Energia de soldagem</i>	43
3.1.2.5	<i>Técnica da Tocha.....</i>	43
3.1.2.6	<i>Oscilação da tocha de soldagem.....</i>	46
3.1.2.6.1	<i>Switchback</i>	49
3.2	Soldagem de revestimentos.....	54
3.2.1	<i>Soldagem de Reparo.....</i>	55
3.2.1.1	<i>Técnica da meia camada.....</i>	56
3.2.1.2	<i>Teste de Higuchi</i>	57
3.2.1.3	<i>Técnica de Deposição Controlada com Dupla Camada (TDC-DC).....</i>	58
3.2.1.3.1	<i>Critério de microdureza.....</i>	60
3.2.1.3.2	<i>Critério de microestrutura</i>	61
3.2.1.3.3	<i>Diagramas de decisão.....</i>	62
3.3	Ligas de níquel.....	63
3.3.1	<i>Classificação das ligas de níquel</i>	65
3.3.2	<i>Liga Inconel 625.....</i>	66
4	MATERIAIS E MÉTODOS	67

4.1	Materiais.....	67
4.1.1	<i>Materiais de base.....</i>	67
4.1.2	<i>Material de adição.....</i>	68
4.1.3	<i>Gás de proteção.....</i>	68
4.2	Equipamentos	69
4.2.1	<i>Equipamentos de soldagem.....</i>	69
4.2.2	<i>Equipamentos de corte, preparação metalográfica e registro de imagens.....</i>	70
4.2.3	<i>Equipamento para realização de ensaio mecânico.....</i>	70
4.2.4	<i>Equipamentos para realização de tratamento térmico.....</i>	71
4.3	Metodologia.....	71
4.3.1	PARTE I: PRIMEIRA CAMADA.....	73
4.3.1.1	<i>1º Fase: Cordão de ancoramento</i>	74
4.3.1.1.1	<i>Etapa 1 – Ensaios preliminares</i>	74
4.3.1.1.2	<i>Etapa 2 – Ensaios Exploratórios.....</i>	79
4.3.1.1.3	<i>Etapa 3 – Exploração de parâmetros de oscilação da tocha usando tecimento triangular e a técnica switchback</i>	81
4.3.1.1.4	<i>Etapa 4 – Definição do ângulo de ataque (α) e a influência do tecimento na diluição 86</i>	
4.3.1.2	<i>2º Fase: Passes subsequentes</i>	88
4.3.2	PARTE II: SEGUNDA CAMADA.....	90
4.3.2.1	<i>1º Fase: Cordão de ancoramento</i>	90
4.3.2.2	<i>2º Fase: Avaliação da técnica TDC-DC.....</i>	91
4.3.2.2.1	<i>Etapa 1 – Soldagem utilizando o teste de Higuchi e o metal base na condição como recebido para a definição das zonas duras (ZD) e zonas macias (ZM).....</i>	91
4.3.2.2.2	<i>Etapa 2 – Aplicação do critério de microdureza e de microestrutura.....</i>	94
4.3.2.3	<i>3º Fase: Passes subsequentes</i>	98
4.3.3	Parte III: Soldagem de revestimentos.....	99
4.3.3.1	<i>Etapa única: Avaliação dos revestimentos.....</i>	99
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	102
5.1	Parte I: Primeira camada	102
5.1.1	<i>1º Fase: Cordão de ancoramento</i>	102
5.1.1.1	<i>Etapa 1 – Ensaios preliminares.....</i>	102
5.1.1.2	<i>Etapa 2 – Ensaios exploratórios</i>	121
5.1.1.3	<i>Etapa 3 – Exploração de parâmetros de oscilação da tocha usando tecimento triangular e a técnica switchback.....</i>	125
5.1.1.4	<i>Etapa 4 – Definição do ângulo de ataque (α) e a influência do tecimento na</i>	

<i>diluição</i>	145
5.1.2 <i>2º Fase: Passes subsequentes</i>	154
5.2 Parte II: Segunda camada	158
5.2.1 <i>1º Fase: Cordão de ancoramento</i>	158
5.2.2 <i>2º Fase: Aplicação da técnica TDC-DC</i>	160
5.2.2.1 <i>Etapa 1 – Soldagem utilizando o teste de Higuchi e o metal base na condição como recebido para a definição das zonas duras (ZD) e zonas macias (ZM)</i>	160
5.2.2.2 <i>Etapa 2 – Aplicação do critério de microdureza e de microestrutura</i>	162
5.2.3 <i>Passes subsequentes</i>	180
5.3 Parte III: Soldagem de revestimentos	180
5.3.1 <i>Etapa única: Avaliação dos revestimentos</i>	180
6 CONSIDERAÇÕES FINAIS	190
7 CONCLUSÃO	192
8 SUGESTÃO DE TRABALHOS FUTUROS	195
REFERÊNCIAS	196

1 INTRODUÇÃO

A aplicação de revestimentos por soldagem é uma prática amplamente utilizada com o objetivo de proporcionar ao substrato características como resistência a corrosão e bons resultados em termos de propriedades mecânicas. Alguns dos principais materiais usados para este fim são as ligas de níquel, que possuem um alto valor agregado e muitas vezes são inviáveis para uso estando em seu estado maciço. Por isso, essas ligas são usadas para revestir materiais “menos nobres”, como por exemplo, aços C-Mn e aços de alta resistência e baixa liga (ARBL) para aplicações específicas como as encontradas na indústria ligada ao setor de petróleo e gás.

Em geral, os revestimentos por soldagem (*weld overlay*) são produzidos através de quatro técnicas: *hardfacing*, *buildup*, *cladding* e *buttering*. Dentre as possibilidades e procedimentos para a deposição dos passes, seja em uma ou mais camadas, objetiva-se como metas principais a garantia de: boa resistência à corrosão ao metal base, propriedades mecânicas favoráveis e importantes características relacionadas à metalurgia do componente soldado.

Diversos estudos vêm sendo realizados ao longo dos anos em centros de pesquisa e universidades com o intuito de obter parâmetros de soldagem adequados para a aplicação em revestimentos que possibilitem que componentes fabricados ou reparados com esta técnica possam resistir às condições agressivas, altas pressões e elevadas temperaturas de trabalho que provocam o desgaste prematuro destes equipamentos, podendo acarretar paradas inesperadas e riscos à segurança dos operadores.

Nesse sentido, o Laboratório de Pesquisa e Tecnologia em Soldagem (LPTS), em parceria com a Petrobras, tem contribuído para a produção de diversos trabalhos acadêmicos como artigos científicos, dissertações e teses usando alguns processos de soldagem a arco elétrico como o MIG/MAG convencional e com duplo arame (AGUIAR, 2010; PESSOA, 2009; SANTIAGO, 2018; BARRETO, 2018) e o processo TIG com alimentação de arame frio (SILVA, 2010; MIRANDA, 2009). Estes trabalhos foram feitos para aplicação em revestimentos usando ligas de níquel com a exploração de parâmetros na posição plana.

Um método que apresenta um grande diferencial na soldagem de revestimentos é a técnica de deposição controlada com dupla camada (TDC-DC). Este procedimento tem como objetivo proporcionar a sobreposição de ciclos térmicos de soldagem e, assim, promover o refino e o revenimento da zona afetada pelo calor de grãos grosseiros (ZACGG) da primeira camada. Esta técnica proporciona resultados que permite a eliminação do uso de tratamento térmico pós-soldagem (TTPS), sendo este um mecanismo caro e de difícil aplicação, principalmente considerando estruturas de grande porte como àquelas comumente encontradas

na indústria do petróleo e gás.

A tese produzida por Pinheiro (2017) tratou parcialmente da soldagem horizontal para fins de simulação de revestimento usando a liga AWS ERNiCrMo-3 sobre aço Cr-Mo (usado na fabricação de tambores de coque) utilizando a TDC-DC. Por se tratar de um estudo fora da posição plana, uma série de ajustes rigorosos como posicionamento, ângulo da tocha, tipo de tecimento, vazão de gás apropriada para proteger adequadamente regiões mais afastadas da poça de fusão são necessários durante o processo de deposição na posição horizontal (efetuado muitas vezes de forma automatizada) de forma a evitar o surgimento de defeitos que exigem um retrabalho em campo para efetuar correções, acarretando mais tempo de equipamento parado.

Dentre os processos a arco voltaico comumente utilizados, o processo MIG/MAG é apontado como um dos principais mecanismos voltados para a produção de revestimentos que atendam a demandas de soldagem multiposicional devido à sua versatilidade, tipos de transferência metálica com aporte de calor e controle adequados, maior produtividade em comparação com outros processos, possibilidade de estabelecimento de elevadas velocidades de soldagem, além da alta qualidade dos depósitos soldados.

Como já introduzido, existe uma série de dificuldades impostas pela soldagem fora da posição plana, podendo acarretar diretamente em perda de qualidade da solda produzida. De um modo geral, para soldagem nas posições vertical, horizontal e sobrecabeça, a gravidade age de modo a causar grande influência na formação do cordão de solda, podendo provocar escorrimento da poça e a formação de defeitos. Para a posição horizontal, alguns problemas encontrados estão relacionados à baixa eficiência de soldagem e alguns defeitos como mordeduras, porosidades e falta de fusão (ZHANG *et al.*, 2014).

Neste sentido, este trabalho tem como proposta a investigação de parâmetros e técnicas de soldagem usando um sistema para revestimento de paredes na posição horizontal, usando a liga de níquel Inconel 625 sobre aço carbono. O trabalho foi estruturado metodologicamente com o intuito de possibilitar a exploração dos recursos disponíveis no equipamento e na fonte de soldagem disponível para a pesquisa de modo a permitir a avaliação da geometria dos passes e da diluição.

Com o objetivo de obter um menor grau de diluição por conta do baixo aporte de calor fornecido à peça, a primeira camada dos revestimentos foi soldada utilizando a fonte no modo curto-circuito controlado. Este aspecto é de fundamental importância devido à necessidade de se ter um nível adequado de resistência à corrosão. Como trazido por Silva (2010) em sua tese, é recomendado que o teor de ferro presente nas camadas depositadas em

revestimentos resistentes a corrosão seja inferior a 5% em aplicações mais rigorosas ou que este percentual esteja no intervalo de 5 a 10% em situações de menor exigência.

A necessidade de impor níveis de energia na segunda camada superiores ao da primeira para o uso da técnica de deposição controlada com dupla camada (TDC-DC) tornou fundamental a utilização do modo pulsado devido à dificuldade de se alcançar determinados patamares de energia usando o curto-circuito controlado. A partir de recomendações obtidas na literatura (AGUIAR, 2001; NIÑO e BUSCHINELLI, 1995; PINHEIRO, 2017) para execução da TDC-DC, foi empregado na segunda camada o dobro da energia depositada na primeira.

2 OBJETIVOS

2.1 Objetivo geral

Realizar um estudo sistemático para a determinação de parâmetros de soldagem adequados para aplicações em revestimentos na posição horizontal, por meio de duas camadas, utilizando a liga de níquel AWS ERNiCrMo-3, sobre aço estrutural a fim de avaliar os efeitos das variáveis operacionais nas características geométricas e na microestrutura dos depósitos soldados.

2.2 Objetivos específicos

- Realizar um estudo exploratório de parâmetros operacionais de soldagem (tensão de referência, velocidade de alimentação de arame, inverso das indutâncias de subida e de descida, tipos de tecimento e seus parâmetros de oscilação, técnica da tocha e ângulo da tocha) para a produção de revestimentos através do processo MIG/MAG na posição horizontal usando os modos de transferência metálica por curto-circuito e curto-circuito controlado na primeira camada e pulsado na segunda camada;
- aplicar planejamentos experimentais por meio de fatoriais completos com o intuito de avaliar os parâmetros operacionais explorados no estudo, a fim de atender às aplicações de revestimentos, como bom aspecto superficial, pouca geração de respingos, ausência de defeitos e boas características geométricas (em especial baixa diluição) com o uso da liga AWS ERNiCrMo-3;
- executar a técnica de Higuchi com o metal base temperado, assim como cordões simples com o metal base na condição como recebido, com o intuito de aplicar os critérios de microdureza e de microestrutura para a soldagem da técnica de deposição controlada com dupla camada (TDC-DC);
- avaliar os revestimentos soldados em termos de formação de defeitos, irregularidades, falta de fusão e comparar a dureza da ZAC com àquelas verificadas para os cordões em simples deposição e caracterizar a ZAC dos revestimentos para verificação dos microconstituintes/fases predominantes.

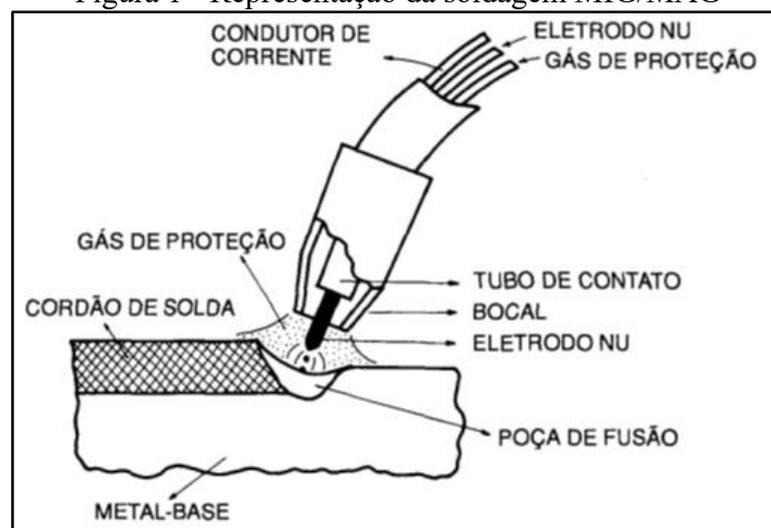
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 Processo de soldagem MIG/MAG

O processo de soldagem denominado MIG/MAG (*Metal Inert Gas/Metal Active Gas*, do inglês) consiste no estabelecimento de um arco elétrico entre a ponta de um eletrodo maciço consumível - que é fornecido de forma contínua - e o metal base (ALIA *et al.*, 1993; MACHADO, 1996; MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2011; SCOTTI e PONOMAREV, 2014). Através deste processo, é possível soldar todos os metais e ligas comerciais como os aços ARBL (aços de alta resistência e baixa liga), aços carbono, ligas de níquel, alumínio e cobre em todas as posições de soldagem, desde que o processo seja parametrizado adequadamente (ALIA *et al.*, 1993).

Para promover a ionização do meio e garantir a proteção da poça de fusão, das gotas em transferência e do próprio metal de adição da ação de contaminantes da atmosfera são utilizados gases de proteção inertes (geralmente argônio, hélio ou uma mistura destes), ativos (normalmente o dióxido de carbono) ou uma mistura entre gases ativos e gases inertes, dependendo dos materiais a serem soldados e da aplicação pretendida (MESSLER, 2004; SCOTTI e PONOMAREV, 2014; ALIA *et al.*, 1993). De forma simplificada, o processo pode ser esquematizado de acordo com a Figura 1.

Figura 1 - Representação da soldagem MIG/MAG



Fonte: Wainer, Brandi e Mello (2004).

A soldagem MIG/MAG pode ser efetuada de forma semiautomática ou automática. Em ambos os casos, a alimentação do arame se dá de forma mecanizada (MARQUES,

MODENESI e BRACARENSE, 2011). Na soldagem semiautomática, o deslocamento da tocha se dá por meio de sua manipulação pelo soldador; na automática, por sua vez, a tocha é movimentada por meios automatizados como robôs ou tartílopes, por exemplo. Nas duas situações, o comprimento do arco é mantido aproximadamente constante pelo próprio equipamento, tanto com a fonte operando no modo tensão constante (controle interno) como no modo corrente constante (controle externo) (SCOTTI e PONOMAREV, 2014).

Dentre as vantagens do processo MIG/MAG, podem ser citadas:

- Alto fator de operação e taxa de deposição, o que faz com que haja um importante potencial para um aumento de produtividade em comparação com os processos TIG e por eletrodos revestidos (NORRISH, 2006);
- Permite a soldagem em todas as posições, o que representa um diferencial em relação à soldagem por arco submerso (ALIA *et al.*, 1993; WAINER, BRANDI e MELLO, 2004).
- Formação de cordões mais longos em um mesmo intervalo de tempo quando comparado com o processo por eletrodos revestidos, pois não há a necessidade de interrupção da soldagem por conta da alimentação contínua do eletrodo (ALIA *et al.*, 1993; SCOTTI e PONOMAREV, 2014);
- Manutenção do comprimento do arco aproximadamente constante, diminuindo a interferência do operador na qualidade do cordão soldado (ALIA *et al.*, 1993);
- Possibilidade de emprego de altas velocidades de soldagem (WAINER, BRANDI e MELLO, 2004);
- Formação de pouca quantidade de fumos e de escória em comparação com os processos por eletrodo revestido e arco submerso (SCOTTI e PONOMAREV, 2014);
- Possibilidade de diferentes tipos de transferência metálica, a depender dos parâmetros e consumíveis utilizados (SCOTTI e PONOMAREV, 2014).

Como desvantagens do processo, podem ser mencionadas:

- Necessidade de correto ajuste dos parâmetros envolvidos na soldagem para atingir depósitos com determinadas características (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2011);
- Maior custo para a aquisição e para a manutenção dos equipamentos, em comparação com o processo por eletrodos revestidos (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2011);
- Exposição do operador a altos níveis de luz e calor advindos do arco elétrico (SCOTTI e PONOMAREV, 2014);

- Taxa de resfriamento mais elevada por conta da ausência ou pouca quantidade de escória, o que pode ser danoso para aços temperáveis (WAINER, BRANDI e MELLO, 2004);
- Limitações para soldagem em campo devido à presença de correntes de ar (WAINER, BRANDI e MELLO, 2004);
- Dificuldades para soldagem em regiões de acesso restrito graças à necessidade da proximidade da tocha em relação à junta (ALIA *et al.*, 1993).

3.1.1 *Transferência metálica*

As formas com que as gotas se destacam do arame em direção à poça de fusão implicam de modo direto na qualidade das soldas produzidas na soldagem MIG/MAG. Parâmetros como corrente, tensão, comprimento do arco, gás de proteção, assim como os materiais envolvidos e diâmetros dos eletrodos utilizados impactam diretamente no tamanho das gotas formadas, na frequência de destacamento, na geração de respingos, na estabilidade do processo e na possibilidade de soldagem multiposicional (SCOTTI e PONOMAREV, 2014; NORRISH, 2006).

Segundo Scotti e Ponomarev (2014), existem algumas classes dentro dos modos de transferência metálica na soldagem MIG/MAG: a classe de modos naturais e a classe de modos controlados. Segundo estes pesquisadores, a classe de modos naturais se divide em dois grupos, intitulados grupo de transferências por contato (com destaque para a transferência por curto-circuito) e o grupo de transferências por voo livre (com destaque para as transferências globular e goticular). Para a classe de modos controlados, para fins do conteúdo abordado neste trabalho, destacam-se os tipos de transferência pulsada e do tipo curto-circuito controlado.

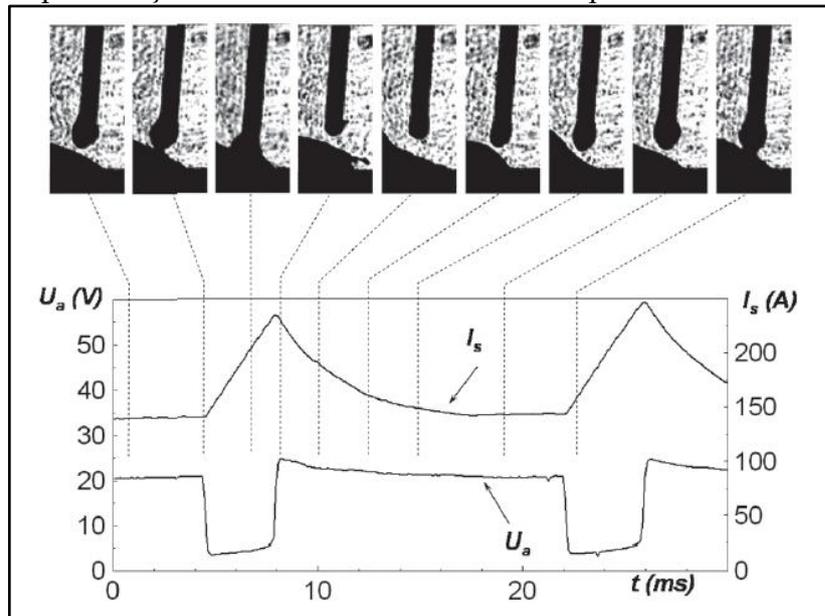
3.1.1.1 *Curto-circuito convencional*

Na Figura 2 está representada a transferência por contato do tipo curto-circuito. Neste caso, as gotas de metal líquido em formação tocam continuamente a poça de fusão, causando curtos-circuitos e o apagamento temporário do arco elétrico (SCOTTI e PONOMAREV, 2014). São utilizados parâmetros com baixos valores de corrente e tensão, de modo que a transferência metálica se dê por meio da ação da tensão superficial (WAINER, BRANDI e MELO, 2014), assim como por conta do efeito *Pinch*, quando a corrente está em um patamar elevado (SCOTTI e PONOMAREV, 2014).

O baixo aporte térmico fornecido ao metal base por conta dos valores de tensão e

corrente característicos deste modo de transferência é ideal para a soldagem de chapas finas e aplicações fora de posição (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2011; SCOTTI e PONOMAREV, 2014; WAINER, BRANDI e MELO, 2014). O correto ajuste de parâmetros como a indutância é fundamental para reduzir a quantidade de respingos gerados e o grau de aleatoriedade do processo (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2011; NORRISH, 2006).

Figura 2 – Representação da transferência metálica do tipo curto-circuito convencional



Fonte: Scotti e Ponomarev (2014).

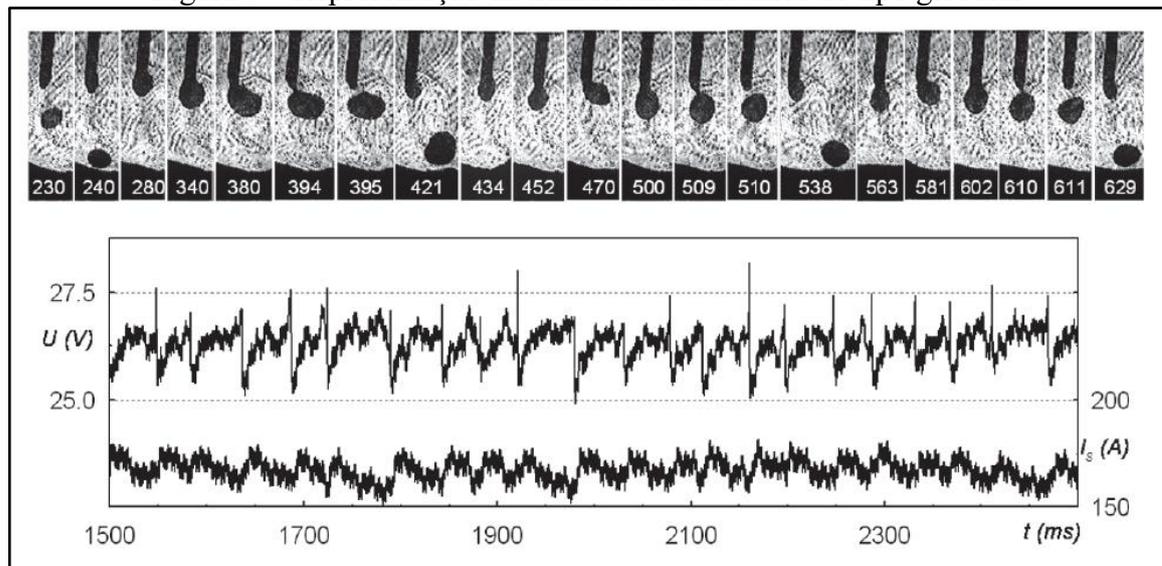
3.1.1.2 Transferência globular

A transferência globular caracteriza-se pelo destacamento de gotas com diâmetro, em geral, maior do que o do eletrodo (Figura 3). Nesse sentido, tem-se que a força predominante que faz com que o metal líquido seja transferido durante a soldagem é aquela por conta da gravidade, superando as forças devido à tensão superficial e a eletromagnética. O arco possui um maior grau de estabilidade em comparação com a transferência por curto-circuito, embora ainda tenha como características a presença de respingos (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2011).

Os valores de tensão utilizados para a obtenção da transferência globular podem variar de intermediários a altos e os de corrente média são baixos (NORRISH, 2006), qualquer que seja o gás de proteção utilizado (ALIA *et al.*, 1993; WAINER, BRANDI e MELLO, 2004). Os valores de corrente empregados fazem com que as forças eletromagnéticas que agem na gota

não desempenhem um papel preponderante no seu desprendimento da ponta do arame. Como as gotas se destacam do eletrodo em direção ao metal base por ação da força gravitacional, este tipo de transferência se torna mais viável na posição plana (ALIA *et al.*, 1993; SCOTTI & PONOMAREV, 2014).

Figura 3 – Representação da transferência metálica do tipo globular

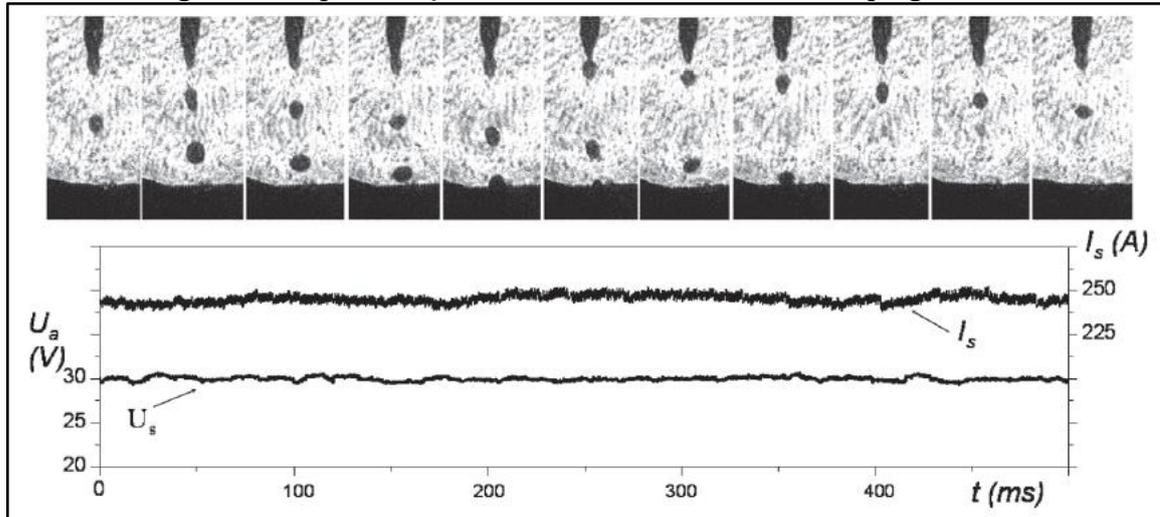


Fonte: Scotti e Ponomarev (2014).

3.1.1.3 Transferência goticular

À medida que a corrente de soldagem atinge níveis mais elevados, a frequência de transferência das gotas metálicas aumenta e o tamanho delas diminui, ficando menores do que o diâmetro do eletrodo (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2011; NORRISH, 2006). Isto é válido para os casos onde se utilizam gases de proteção à base de argônio (NORRISH, 2006; SCOTTI e PONOMAREV, 2014; MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2011) e polaridade CC+ (SCOTTI e PONOMAREV, 2014). Neste processo, a força que predomina nas gotas é a eletromagnética e este tipo de transferência metálica é denominado goticular. Como pode ser visto através da Figura 4, as gotas são projetadas em direção à poça de fusão de forma axial.

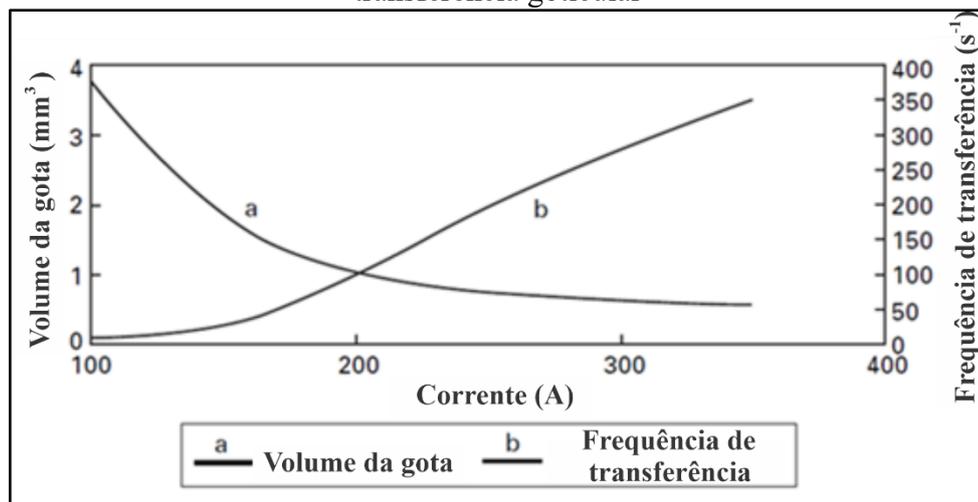
Figura 4 - Representação da transferência metálica do tipo goticular



Fonte: Scotti e Ponomarev (2014).

A relação entre a taxa de transferência e a corrente usada no processo pode ser vista na Figura 5. A obtenção da transferência goticular é obtida quando se ultrapassa uma determinada faixa de corrente denominada corrente de transição, que depende, dentre outros fatores, do tipo e diâmetro do eletrodo e do gás de proteção empregado (SCOTTI e PONOMAREV, 2014).

Figura 5 - Relação entre taxa de transferência das gotas e corrente de soldagem para a transferência goticular



Fonte: Adaptado de Norrish (2006).

Embora seja mais estável, garante uma maior penetração e permita a formação de cordões com padrões geométricos de melhor regularidade (SCOTTI e PONOMAREV, 2014), este modo de transferência possui melhor aplicação na soldagem na posição plana (MARQUES,

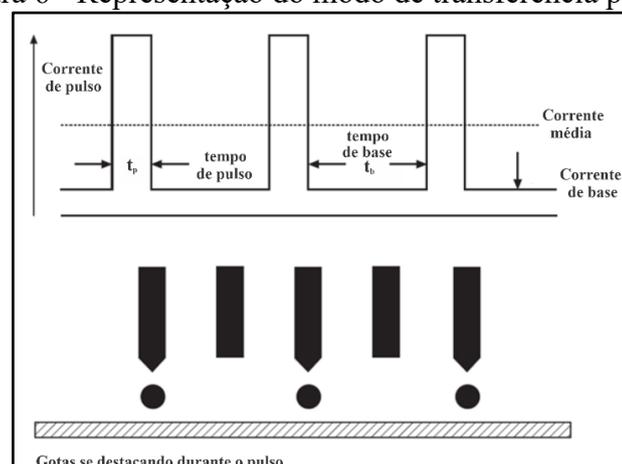
MODENESI e BRACARENSE, 2011; SCOTTI e PONOMAREV, 2014). Isso se explica pelo fato de que são formados cordões mais volumosos, resultantes do maior nível energético imposto (valores elevados de tensão e corrente de soldagem) (NORRISH, 2006). Um outro fator a ser levado em consideração diante do que foi mencionado anteriormente é a dificuldade para a deposição de passes em chapas finas.

3.1.1.4 MIG/MAG pulsado

O aprimoramento dos equipamentos de soldagem, em especial o advento das fontes eletrônicas, levou ao desenvolvimento de técnicas com controle da corrente, ou seja, se tornou viável ao operador programar o comportamento deste parâmetro de forma imposta e cíclica (SCOTTI e PONOMAREV, 2014). Estas novas tecnologias permitiram que os tipos de transferência metálica convencionais, como os exemplos citados nos parágrafos anteriores, pudessem ser aperfeiçoados para uso em aplicações específicas.

Neste sentido, o modo pulsado caracteriza-se como uma forma de controle da corrente de soldagem, permitindo que este parâmetro varie em dois patamares, intitulados corrente de pico (I_p) (acima da corrente de transição) e corrente de base (I_b) (abaixo da corrente de transição). Nesta configuração, a corrente média fica abaixo da corrente de transição, mas ainda assim garante uma transferência metálica goticular (SCOTTI e PONOMAREV, 2014; WAINER, BRANDI e MELLO, 2004), sendo este o principal objetivo do método (NORRISH, 2006). Na Figura 6 é possível verificar um esquema representativo do modo pulsado, onde cada um dos níveis de corrente é imposto durante um determinado período de tempo (tempo de pico (t_p) para (I_p) e tempo de base (t_b) para (I_b)).

Figura 6 - Representação do modo de transferência pulsado



Fonte: Adaptado de Norrish (2006).

Na prática, o nível mais baixo de corrente permite que o arco se mantenha aberto (MEISSLER, 2004), além de ser responsável pelo início da fusão do eletrodo (WAINER, BRANDI e MELLO, 2004) e do desenvolvimento da gota no arame (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2011). Quando estabelecida a corrente de pico, há o destacamento da gota, que deve ocorrer de preferência no final do pico (SCOTTI e PONOMAREV, 2014).

Por conseguir englobar as principais características das transferências por curto-circuito e goticular, segundo afirma Scotti e Ponomarev (2014), o modo pulsado permite a soldagem de chapas finas, assim como a soldagem em todas as posições por conta do menor aporte térmico fornecido ao material de base (SCOTTI e PONOMAREV, 2014; WAINER, BRANDI e MELLO, 2004). Como resultado do correto ajuste de parâmetros, garantem-se cordões com boa regularidade, bom aspecto superficial e livre de respingos.

3.1.1.5 Curto-circuito controlado

O modo de controle da corrente intitulado curto-circuito controlado surgiu como uma forma de aprimoramento da transferência do tipo curto-circuito convencional. A proposta foi a de buscar reduzir os seguintes aspectos encontrados no modo convencional: quantidade de respingos, baixa molhabilidade, transferência metálica irregular, dentre outros (DIRENE FILHO, 2014). Além das características mencionadas, outros objetivos a serem alcançados com este método são possibilitar um maior controle térmico da poça de fusão (SCOTTI e PONOMAREV, 2014), proporcionar o controle da penetração para qualquer valor de velocidade de alimentação de arame (DIRENE FILHO, 2014) e permitir o uso em aplicações especiais, como execução de passes de raiz, soldagem de chapas finas e soldagem multiposicional.

A correta parametrização da corrente de soldagem (este parâmetro rege a transferência metálica em si, embora possua dependência de ajustes de indutância e da escolha do metal de adição) e do seu comportamento durante a utilização do modo por curto-circuito é fundamental para garantir um arco mais estável e, conseqüentemente, menor quantidade de respingos e uma poça mais estável e homogênea (SCOTTI e PONOMAREV, 2014).

Nesse sentido, foram desenvolvidas algumas patentes por empresas de todo o mundo, destacando-se a STT (*Surface Tension Transfer*) desenvolvida pela Lincoln (EUA), Fastroot concebida pela Kemppi (Finlândia), CMT (*Cold Metal Transfer*) produzida pela Fronius (Áustria), além da CCC, que foi projetada pela IMC, empresa brasileira.

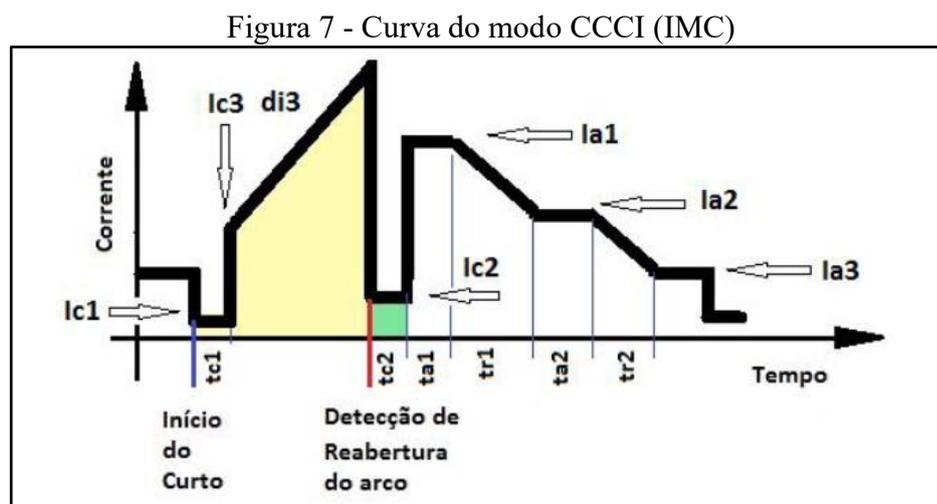
Independentemente da patente e da metodologia utilizada pelas empresas citadas

acima, a meta é agir sobre três momentos distintos do processo por curto-circuito: no início da transferência metálica, durante a transferência propriamente dita e no período em que o arco está aberto (SCOTTI e PONOMAREV, 2014).

É importante garantir que o contato inicial da gota com a poça de fusão se dê em correntes baixas, fazendo com que haja a ação adequada da tensão superficial no sentido de puxar a gota de forma suave em direção à poça de fusão (CAIMACAN *et al.*, 2015; SCOTTI e PONOMAREV, 2014); ademais, é fundamental que a transferência em si se dê em valores adequados deste mesmo parâmetro e que, por fim, a corrente seja baixa no momento em que haja o desprendimento das gotas na fase final do curto-circuito para evitar a presença de explosões do metal líquido (DIRENE FILHO, 2014; SCOTTI e PONOMAREV, 2014).

No caso da patente desenvolvida pela IMC, tem-se a possibilidade de ajuste de dois tipos de curto-circuito controlado: CCCI, que se dá por meio do controle da corrente e CCCU, que possui aspectos similares ao CCCI, mas também com algumas semelhanças ao curto-circuito presente no MIG/MAG convencional.

Para o tipo CCCI, que será utilizado nos experimentos práticos deste trabalho, é possível observar na Figura 7 a curva e os parâmetros necessários para a parametrização do processo. A região em amarelo simboliza o período de ocorrência do curto-circuito e a região em verde representa a região de reabertura do arco.



Fonte: DIGIPLUS A7 – Manual de Instruções (2015).

O comportamento da fonte se dá da seguinte forma: no início da ocorrência do curto-circuito, a corrente imposta sofre uma redução de I_{a3} para I_{c1} e permanece neste valor durante o intervalo de tempo denominado t_{c1} . O valor reduzido da corrente permite o contato inicial suave da gota com a poça de fusão. Após o término do período t_{c1} , a corrente sobe para

o valor I_{c3} . Na sequência, I_{c3} sofre um aumento progressivo na sua intensidade através de uma taxa denominada d_{i3} . Esta subida da corrente se dará até o instante em que o sistema da fonte consiga identificar o momento que antecede a reabertura do arco. Antes da abertura, a corrente se reduz para I_{c2} e permanece neste valor durante um tempo intitulado t_{c2} . Após esta fase, ocorre a reabertura do arco e a corrente sobe para I_{a1} e permanece neste patamar durante um tempo t_{a1} . Em seguida, a corrente sofre uma redução em formato de rampa durante o tempo t_{r1} e atinge o valor I_{a2} , permanecendo com este valor por um tempo t_{a2} . Na última etapa do processo, a corrente desce novamente em rampa até o valor I_{a3} durante o tempo t_{r2} . A corrente permanece neste patamar até que ocorra um novo curto-circuito.

As variáveis descritas acima, segundo o manual do equipamento, são especificadas de acordo com as denominações presentes na Tabela 1.

Tabela 1 - Parâmetros de ajuste para o modo CCCI

Variável	Denominação segundo manual da fonte
I_{a1}	Corrente de pico de arco
I_{a2}	Corrente para aumento da taxa de fusão
I_{a3}	Corrente de manutenção do arco
d_{i3}	Taxa de variação de subida da corrente durante o curto em A/ms
t_{r1}	Tempo de rampa do patamar 1 para o patamar 2
t_{r2}	Tempo de rampa do patamar 2 para o patamar 3
t_{c1}	Tempo de assentamento da gota
t_{c2}	Tempo espera de reabertura
I_{c1}	Corrente de assentamento de gota
I_{c2}	Corrente de rompimento da ponte metálica

Fonte: DIGIPLUS A7 – Manual de Instruções (2015).

3.1.2 Variáveis do processo (aspectos operacionais)

Nos próximos tópicos serão dados breves comentários acerca de parâmetros de soldagem passíveis de manipulação de forma direta ou indireta pelo operador e suas respectivas influências nas características operacionais do processo.

3.1.2.1 Corrente de soldagem

A corrente de soldagem (I) é a variável de ajuste que possui maior impacto na taxa de deposição, no volume da poça fundida, no tipo de transferência metálica, no reforço e na penetração do cordão de solda. Em fontes do tipo tensão constante, é possível ajustar a corrente através da variação da V_{alim} ¹ (MACHADO, 1996; ALIA *et al.*, 1993). Isso porque, para estas fontes, como a tensão se mantém praticamente inalterada, mudanças na V_{alim} provocam alterações no comprimento do arco e conseqüentemente em seu estado físico², variando o sinal de corrente (ALIA *et al.*, 1993). Ademais, a V_{alim} é uma variável representativa do consumo (taxa de fusão do arame-eletrodo), de forma que o seu aumento tende a causar maior produção (SCOTTI e PONOMAREV, 2014). Para condições em que a velocidade de soldagem permanece inalterada, maiores valores de corrente impactam em cordões mais profundos e em poças mais volumosas (SCOTTI e PONOMAREV, 2014).

3.1.2.2 Tensão de soldagem

A tensão de soldagem (U) possui grande influência na largura do cordão de solda e, assim como a corrente, tem impacto direto no tipo de transferência metálica e afeta a potência do arco. Considerando todas as demais variáveis constantes, como gás de proteção e corrente, a tensão é proporcional ao comprimento do arco. Arcos longos (tensões elevadas) podem produzir cordões mais largos e com menor reforço (menos convexos) e com menores níveis de penetração (SCOTTI e PONOMAREV, 2014). Arcos excessivamente longos podem causar porosidade, respingos e mordeduras. Já o uso de arcos curtos (tensões baixas) pode acarretar cordões estreitos e convexos (MACHADO, 1996; ALIA *et al.*, 1993).

3.1.2.3 Velocidade de soldagem

Em termos do ajuste da velocidade de soldagem (V_s), é possível observar que velocidades baixas acarretam cordões mais volumosos e de maior largura; velocidades altas, por sua vez, produzem cordões mais estreitos (MACHADO, 1996). No entanto, para V_s muito

¹ Velocidade de alimentação do arame.

² Isso acontece porque o arco se caracteriza, em grande parte, como uma força contraeletromotriz, ou seja, trata-se de uma espécie de fonte de tensão constante em série com uma resistência. Isso pode ser visto através de um ciclograma.

baixas, o arco passa a agir diretamente sobre a poça de fusão e não mais sobre o metal base, o que proporciona menores níveis de penetração (ALIA *et al.*, 1993). Para V_s muito elevadas, pode haver o aparecimento de defeitos como costa de dragão (efeito *humping*) devido ao depósito insuficiente de metal fundido no trajeto percorrido pela tocha (MACHADO, 2007; ALIA *et al.*, 1993; SCOTTI e PONOMAREV, 2014).

3.1.2.4 Energia de soldagem

A energia bruta de soldagem pode ser definida segundo a Equação 1, que relaciona tensão (U), corrente (I) e velocidade de soldagem (V_s):

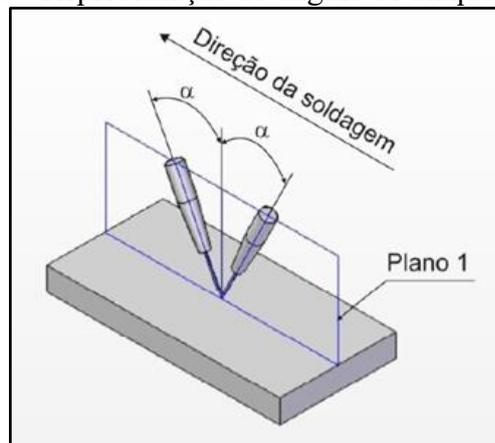
$$E_s = \frac{U \times I}{v_s} \left(\frac{\text{kJ}}{\text{mm}} \text{ ou } \frac{\text{kJ}}{\text{cm}} \right) \quad (1)$$

Como visto acima, a energia nada mais é do que uma relação entre a potência elétrica do arco e a velocidade de soldagem.

3.1.2.5 Técnica da Tocha

O ângulo de ataque da tocha (que será identificado neste trabalho através da letra grega α) possui um papel importante na definição de aspectos geométricos dos passes. Em termos de localização espacial, este ângulo é aquele formado entre a tocha e um eixo perpendicular ao metal base. Este eixo, por sua vez, está localizado em um plano que corta o substrato longitudinalmente, como mostra a Figura 8 (AGUIAR, 2010).

Figura 8 - Representação do ângulo de ataque da tocha

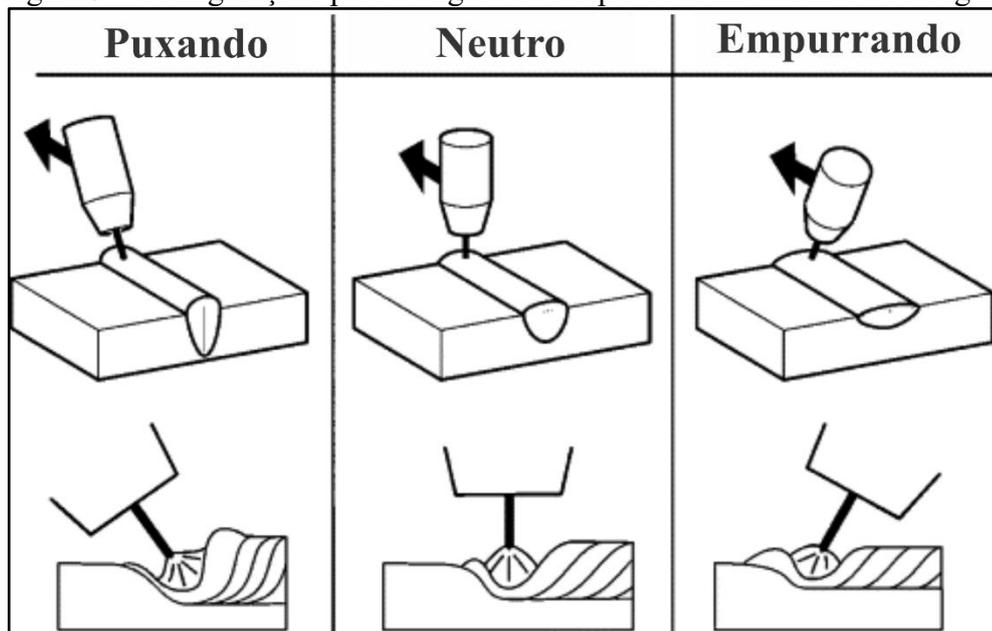


Fonte: Adaptado de Aguiar (2010).

Existem três configurações possíveis para a tocha de soldagem em relação ao ângulo de ataque usado, de acordo com a definição dada anteriormente: posição neutra, ou seja, a tocha está posicionada perpendicularmente à peça, e as posições “puxando” e “empurrando”, como mostra a Figura 9.

É sabido pela literatura que a utilização da tocha de soldagem no sentido “puxando” age de forma a produzir soldas com maior nível de penetração. Uma das explicações para este fenômeno é que o jato de plasma atua de modo a favorecer uma melhor conexão do arco com o metal base no fundo da poça (SCOTTI e PONOMAREV, 2014; WAINER, BRANDI e MELLO, 2004; WEMAN, 2012). Já com o uso da tocha de soldagem no sentido “empurrando”, o arco age de modo a melhorar a molhabilidade do metal base por conta do calor fornecido na região à frente da formação do cordão, o que resulta em cordões com maior largura e menores níveis de penetração (SCOTTI e PONOMAREV, 2014; WAINER, BRANDI e MELLO, 2004; WEMAN, 2012).

Figura 9 - Configurações para o ângulo de ataque da tocha durante a soldagem



Fonte: Adaptado de Weman (2012).

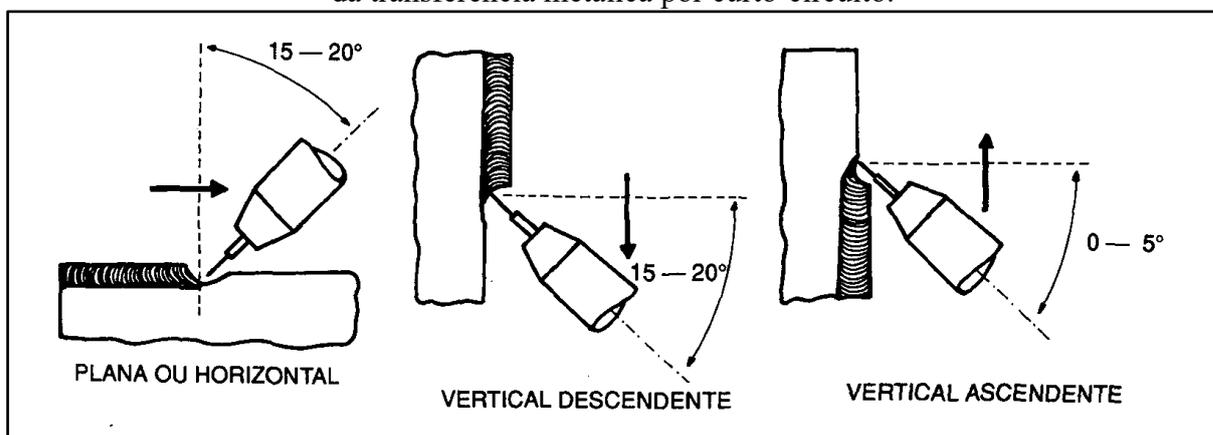
Na obra de Scotti e Ponomarev (2014) acerca da soldagem MIG/MAG, estes pesquisadores alertam para a necessidade de levar em consideração outros aspectos que possam interferir na formação do cordão de solda, ou seja, os fenômenos descritos acima podem sofrer interferência de outras variáveis usadas no processo.

Em sua tese de doutorado, Aguiar (2010) fez um estudo sistemático para avaliar uma série de variáveis operacionais do processo MIG/MAG por meio do método de Taguchi e,

assim, selecionar as melhores condições para produzir revestimentos usando ligas de níquel. Dentre as variáveis analisadas, este pesquisador usou três ângulos de ataque da tocha: 0° , -15° (empurrando) e 15° (puxando). O intuito era avaliar o efeito destes ângulos em aspectos geométricos, como a diluição. Com o uso de corrente constante pulsada, Aguiar verificou que o ângulo da tocha neutro (0°) gerou soldas com valores de diluição mais baixos do que com os outros ângulos analisados, indo de encontro ao que mostra a literatura. Uma das justificativas utilizadas no trabalho para este resultado foi que houve a ação da alta viscosidade do metal de adição no sentido de impossibilitar uma atuação mais forte do arco no metal base. Já utilizando a transferência metálica por curto-circuito, Aguiar encontrou cordões de solda com menores níveis de penetração obtidos mediante o uso do ângulo de ataque no sentido “empurrando”, estando de acordo com o que diz a literatura.

Outros aspectos importantes que devem ser levados em consideração em relação à seleção do ângulo de ataque são os casos da soldagem multiposicional e o respectivo tipo de transferência metálica a ser utilizado. Para os casos do uso da transferência do tipo curto-circuito convencional, Wainer, Brandi e Mello (2004) recomendam as faixas angulares para a tocha de soldagem mostradas na Figura 10.

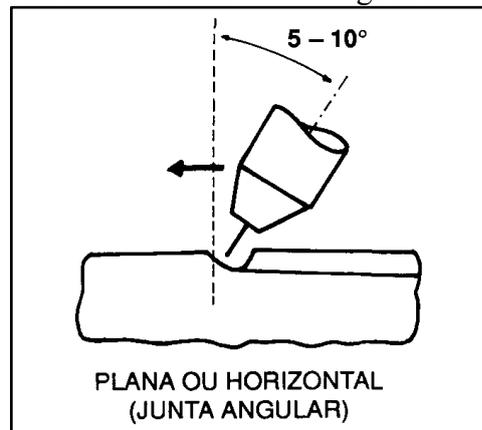
Figura 10 - Ângulos de ataque recomendados para soldagem em diferentes posições no caso da transferência metálica por curto-circuito.



Fonte: Wainer, Brandi e Mello (2004).

No uso da transferência metálica goticular, as altas energias impostas e a consequente formação de poças mais volumosas limitam a soldagem apenas na posição plana ou do tipo junta angular na horizontal, como pode ser visto na Figura 11.

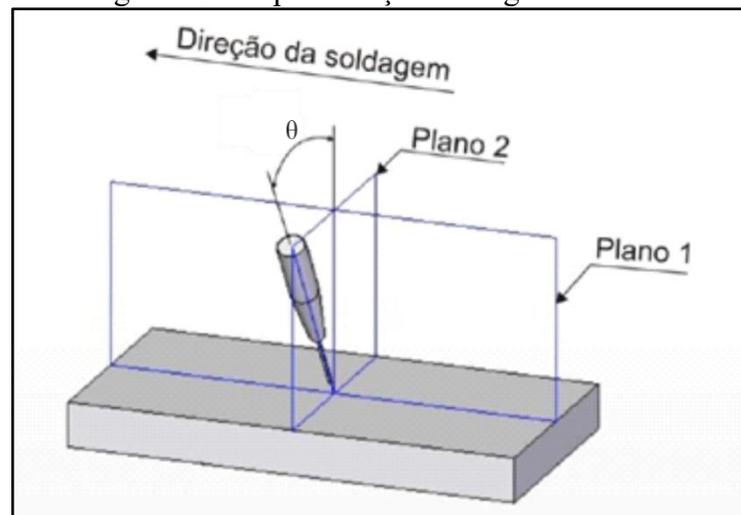
Figura 11 - Ângulos de ataque recomendados para soldagem em diferentes posições no caso da transferência metálica goticular.



Fonte: Wainer, Brandi e Mello (2004).

Além do ângulo de ataque da tocha (α), também é possível alterar o ângulo formado entre o eixo da tocha e o plano que corta transversalmente o metal base (Plano 2 da Figura 12).

Figura 12 - Representação do ângulo da tocha



Fonte: Adaptado de Aguiar (2010).

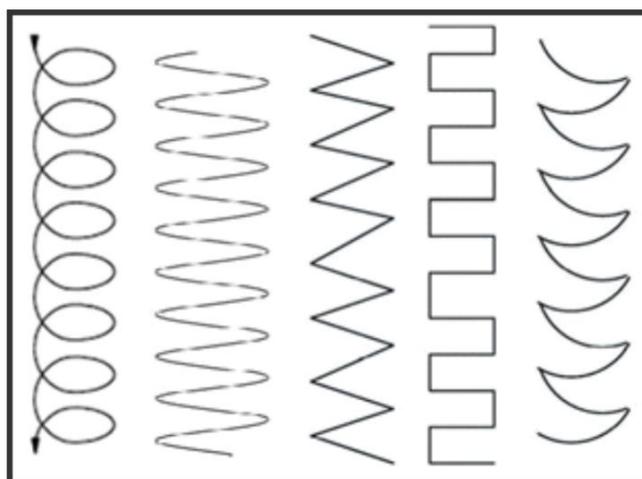
Este ângulo é geralmente aplicado, em soldagem automatizada, para aplicações fora da posição plana. Neste trabalho será usada a letra grega θ para designar este ângulo.

3.1.2.6 Oscilação da tocha de soldagem

O uso do tecimento ou oscilação da tocha de soldagem (Figura 13) é uma técnica que consiste no espalhamento do arco durante a realização do cordão de solda com o objetivo de promover um controle da geometria dos passes (SCOTTI e PONOMAREV, 2014). No caso

da soldagem de união, a movimentação da tocha contribui para uma melhoria da molhabilidade nas laterais da junta por conta do aquecimento do metal base nestas regiões. Este processo acarreta menor probabilidade de defeitos como falta de fusão (SCOTTI e PONOMAREV, 2014), uma maior estabilidade da poça na soldagem multiposicional (CORAINI *et al.*, 2011) e uma melhor eficiência na soldagem (GUZMAN-FLORES *et al.*, 2017).

Figura 13 – Tipos de tecimento



Fonte: Pereira (2019).

Em essência, a maior distribuição do arco e da transferência metálica promovidas pela técnica acarretam a realização de cordões de solda de maior largura em comparação com trajetórias lineares da tocha. Além disso, a tendência deste fenômeno é a produção de passes com menor reforço e menor penetração (SCOTTI e PONOMAREV, 2014). A menor relação reforço/largura (R/L) resultante contribui para uma menor possibilidade de formação de concentradores de tensão. Além disso, menores níveis de penetração podem ser indicativos de diluição baixa, característica adequada para soldagem de revestimentos.

Diversos estudos disponibilizados na literatura investigaram o efeito da aplicação de diferentes tipos de tecimento em relação à geometria dos passes e à diluição, aspectos dimensionais de juntas, microestruturas resultantes e propriedades mecânicas.

Tasalloti *et al.* (2014) analisaram em seu estudo os possíveis efeitos do uso da oscilação da tocha e de diferentes tipos de arame na soldagem MIG/MAG em relação a aspectos como qualidade da junta, microestrutura resultante e microdureza. Foram feitas soldagens de filete de materiais dissimilares (aço inoxidável 304L e aço estrutural de baixa liga S355MC). Segundo os resultados obtidos, o uso do tecimento não acarretou alterações microestruturais e de microdureza, mas contribuiu para uma redução da diluição dos passes.

O efeito do tecimento em aspectos microestruturais e de propriedades mecânicas também foi explorado por Guzman-Flores *et al.* (2017). Estes pesquisadores utilizaram os tipos de oscilação sinusoidal, circular, triangular e linear da tocha juntamente com diferentes valores de tensão, corrente e velocidade de soldagem para a união de juntas de aço ASTM A36 através do processo MIG/MAG. Os resultados mostraram que as trajetórias linear, sinusoidal e circular produziram cordões em que houve um aumento da largura da zona afetada pelo calor (ZAC) e um pequeno aumento na resistência ao escoamento em comparação com os passes obtidos com a oscilação triangular. A maior largura foi encontrada para o uso da trajetória linear da tocha. O uso do tecimento triangular produziu soldas com maior tenacidade na região da ZAC, que possuía uma microestrutura de ferrita de grãos grosseiros. A oscilação do tipo circular produziu zonas afetadas pelo calor com maiores valores de dureza, embora menos resistentes ao impacto.

Na soldagem MIG/MAG de alumínio de juntas de topo, Coraini *et al.* (2011) investigaram, dentre outras variáveis, o efeito da aplicação de três tipos de tecimento na ocorrência de deformações angulares nestes materiais. Foi verificado por meio de análises estatísticas que os efeitos produzidos pela aplicação de tecimento não foi significativo para provocar distorções e problemas dimensionais.

Além do uso do tecimento para a soldagem de união, outros estudos também foram dedicados a explorar o uso desta técnica para a soldagem de revestimentos (AGUIAR, 2010; MIRANDA, 2009; PESSOA, 2009; PINHEIRO, 2017; SILVA, 2010).

Miranda *et al.* (2015) analisaram a influência do tecimento sobre a soldagem de cordões em simples deposição utilizando a liga de níquel Inconel 625 sobre o aço ASTM A516 Gr. 60 utilizando o processo TIG com alimentação de arame, visando uma aplicação em revestimentos. Foram comparados o uso do tecimento triangular com o uso do deslocamento linear da tocha, assim como foi avaliado o efeito da variação da energia de soldagem em três níveis. Os ensaios feitos com o uso do tecimento resultaram em cordões com menores relações reforço/largura (R/L) por conta da presença de cordões mais largos e que se distribuíram melhor no metal base. Além disso, os cordões executados com o uso da técnica produziram passes com menores níveis de penetração e de diluição, condições estas que apontam para o potencial deste procedimento para aplicação em revestimentos.

Pessoa (2009), em sua dissertação, fez uma investigação de parâmetros de soldagem usando o processo MIG/MAG por meio da transferência metálica por curto-circuito de modo a produzir revestimentos voltados para aplicação no setor de petróleo e gás natural. Utilizando a metodologia de Taguchi para sistematizar os experimentos, este pesquisador utilizou como fatores de controle a tensão de referência, velocidade de soldagem, gás de proteção, metal de

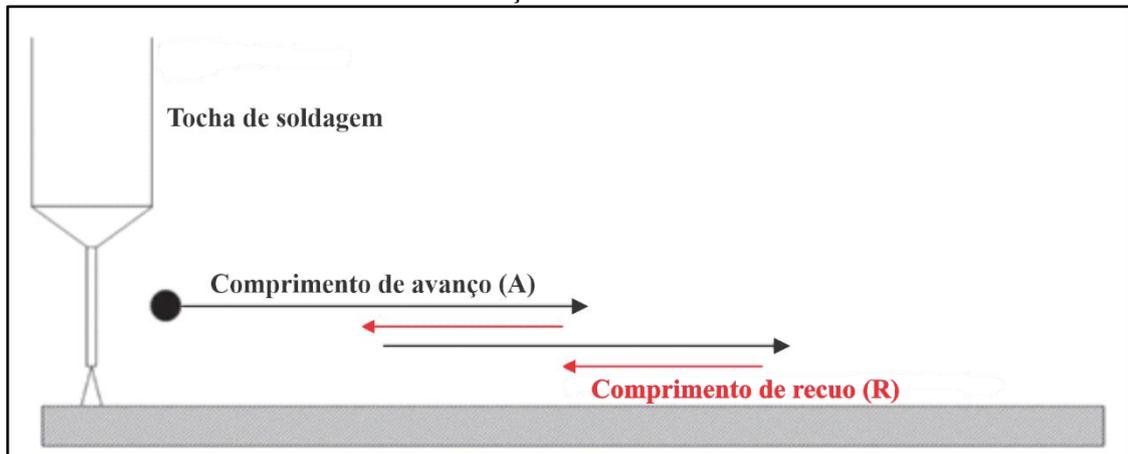
adição (ligas de níquel), além do tipo de tecimento (sem oscilação, duplo oito e triangular). Foi utilizado como metal base o aço ASTM A516 Gr. 60. Assim como Miranda *et al.* (2015), Pessoa verificou que o uso do tecimento para a realização dos passes contribuiu para a soldagem de cordões com baixa razão reforço/largura (R/L), condição esta importante para a soldagem de revestimentos, pois diminui o risco do aparecimento de vazios entre passes. Nos passes sem o uso de tecimento verificou-se a formação de cordões com altos valores da razão R/L.

Além dos tipos de tecimento explorados nos trabalhos citados nos parágrafos anteriores, tem-se um caso específico que vem sendo estudado ao longo dos últimos anos: a oscilação da tocha denominada *switchback*. Mais detalhes desta técnica serão dados no próximo tópico.

3.1.2.6.1 *Switchback*

A técnica *switchback* consiste na oscilação longitudinal da tocha de soldagem de forma que esta executa movimentos de avanço e recuo ao mesmo tempo em que percorre uma trajetória pré-determinada para a realização do cordão de solda (Figura 14).

Figura 14 - Representação dos movimentos efetuados pela tocha de soldagem durante a oscilação *switchback*



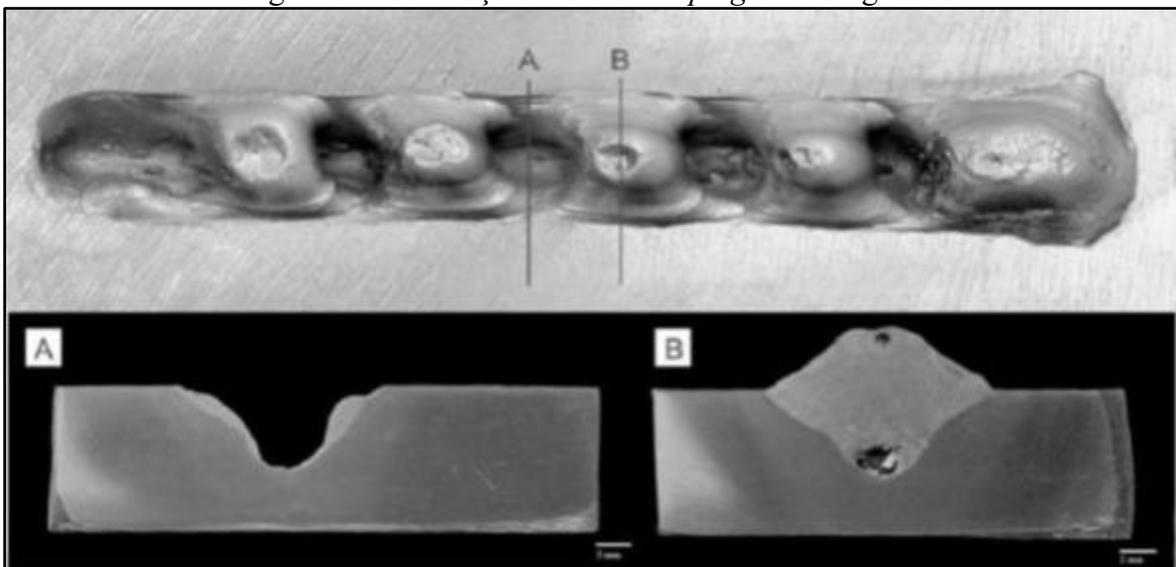
Fonte: Adaptado de Almeida *et al.* (2012).

Após a abertura do arco, a tocha começa o seu movimento de afastamento em relação ao ponto inicial, deslocando-se inicialmente para frente em uma determinada extensão, denominada comprimento de avanço (A), que ocorre no mesmo sentido de deslocamento de soldagem. Em seguida, a tocha recua uma certa distância, denominada comprimento de recuo (R) e que se dá no sentido oposto ao de deslocamento de soldagem. Estes movimentos se

alternam à medida que a tocha se desloca em direção ao ponto final. Os movimentos de avanço e recuo podem ser feitos com a mesma velocidade ou com velocidades distintas.

Assim como para os outros tipos de tecimento já abordados, é necessário haver um ajuste adequado dos parâmetros do *switchback*, como frequência e amplitude de oscilação. Segundo relatado por Teixeira (2018), considerando que os parâmetros da técnica estejam adequadamente configurados, é possível estabelecer velocidades de soldagem mais elevadas do que com o uso de trajetórias convencionais e conseguir cordões sem o aparecimento de irregularidades e defeitos, como a presença do efeito *humping* (Figura 15), garantindo melhorias na produtividade do processo (GIL, 2019).

Figura 15 - Presença de efeito *humping* na soldagem TIG



Fonte: Schwedersky (2011).

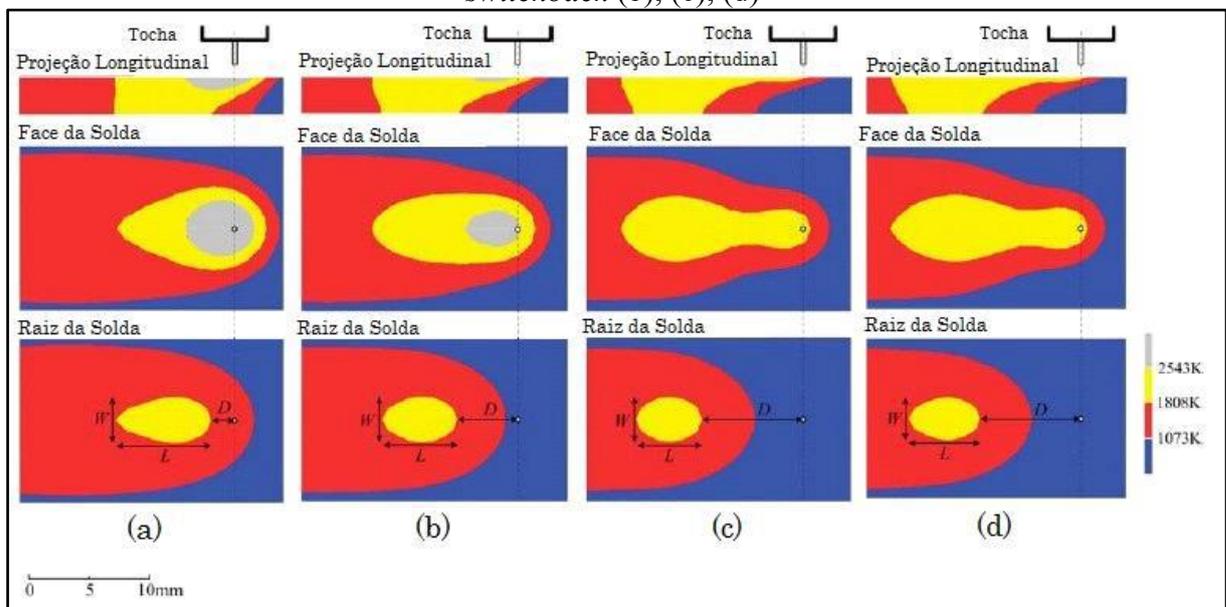
O estudo produzido por Bruecker (2007) *apud* Almeida (2018) utilizando a técnica *switchback* na soldagem MIG/MAG por meio da transferência pulsada usando chapas finas de 3,0 mm de espessura mostrou ser possível atingir um aumento de 60% na velocidade limite de soldagem em comparação com a soldagem sem o uso da técnica, obtendo-se cordões com penetração e acabamento aceitáveis.

Almeida (2018) também explorou a velocidade limite de soldagem usando a técnica de oscilação longitudinal para soldagem de juntas sobrepostas com 1 mm de folga e para a soldagem na posição filete sobrecabeça por meio do processo MIG/MAG pulsado. No primeiro caso, foi possível a obtenção de um aumento na velocidade de soldagem de 35 cm/min para 60 cm/min, ou seja, um aumento de 71%. No segundo caso, na soldagem sobrecabeça, conseguiu-se o mesmo aumento na velocidade limite de soldagem. Em ambos os casos não foram

encontrados problemas como falta de preenchimento de metal ou falta de simetria na penetração.

Verificou-se em outros estudos que a técnica *switchback* também pode proporcionar um maior controle da poça de fusão. Neste aspecto, no trabalho publicado por Kaneko *et al.* (2007), investigou-se o comportamento da poça de fusão na soldagem usando a oscilação longitudinal da tocha. O foco do estudo baseou-se em questões operacionais e utilizou-se uma ferramenta de simulação computacional para análise térmica com o propósito de determinar parâmetros de soldagem para uso em juntas de topo de aço carbono de 3,2 mm de espessura (chapas finas). Na Figura 16 é possível verificar o perfil térmico das quatro condições estudadas.

Figura 16 - Análise de condução de calor usando deslocamento convencional da tocha (a) e *switchback* (b), (c), (d)



Fonte: Adaptado de Kaneko *et al.* (2007) *apud* Teixeira (2018).

No primeiro experimento, representado pela letra (a) na Figura 16, foi feita uma soldagem usando deslocamento linear da tocha. Os demais ensaios, (b), (c) e (d) foram soldados usando a técnica *switchback*. Através dos resultados coletados pôde-se concluir que, nos passes soldados com a técnica, foi possível a obtenção de passes com poças de fusão de menores dimensões na raiz da solda, sendo um indicativo de que há melhores condições de resfriamento destas poças. Este fenômeno se tornou ainda mais evidente quando do uso de velocidades de avanço da tocha maiores que as de reversão.

Almeida (2018) também constatou em seu estudo que há um maior controle da poça de fusão por meio do uso do *switchback*. Ele atribuiu este resultado a um menor patamar de temperatura alcançado nesta condição. Este fato fez com que houvesse um aumento da viscosidade do metal fundido. Além disso, conseguiu-se soldar com maiores aberturas de juntas

(juntas de topo com chanfro em I) sem o risco de causar a perfuração do passe de raiz.

No trabalho de mestrado realizado por Gil (2019) usando a soldagem MIG/MAG com corrente contínua e corrente pulsada, foram avaliados os efeitos da técnica *switchback* não apenas na qualidade dos depósitos e em aspectos geométricos, mas também em termos microestruturais e de zona afetada pelo calor (ZAC). Analisou-se tanto soldas com passes isolados como soldas de amanteigamento usando como metal base o aço ASTM A182 F22 e as ligas de níquel AWS ER NiCrMo-4 e Hastelloy® C276 como metais de adição.

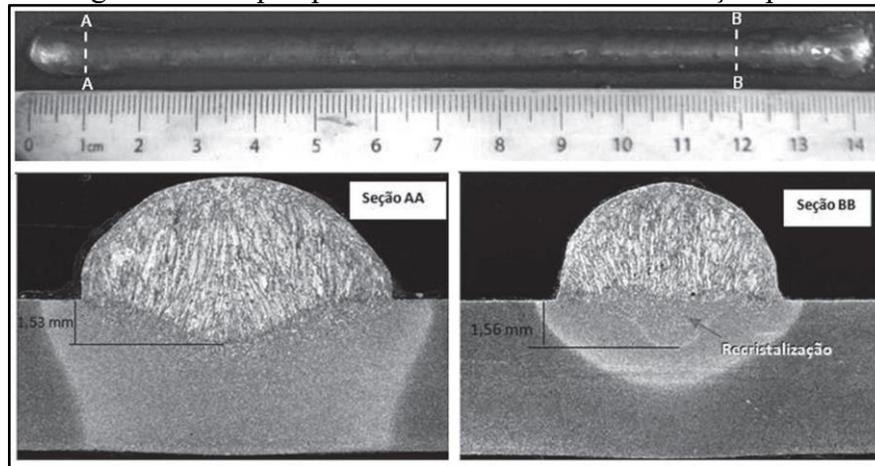
Nos passes isolados, foram obtidos passes com boas relações R/L, bom aspecto superficial, além da ausência de defeitos como trincas e mordeduras. Também foram observadas diminuições na dureza (ensaio Vickers) na região de interface entre metal de solda e metal base em comparação com as soldas produzidas sem o uso da técnica. Nas soldas de amanteigamento, verificou-se a presença de menores extensões de ZAC nas soldagens com o uso do *switchback*, além de uma redução na formação de fases secundárias ricas em Mo tanto para corrente contínua quanto para corrente pulsada.

Em termos de resultados com relação ao comportamento de solidificação do metal de adição obtido por meio do *switchback*, Almeida *et al.* (2012) avaliaram o efeito do ângulo de ataque e do comprimento de reversão nas características do metal fundido. Para isso, foram utilizados como metal base um aço carbono baixa liga e como metal de adição o aço AWS ER 70S-6. As soldagens foram feitas por meio do processo MIG/MAG pulsado.

Para estudar o efeito da reversão, estes pesquisadores fizeram um ensaio na condição puxando-empurrando, com apenas uma reversão, onde o cordão produzido tinha um comprimento de 140 mm. Na Figura 17 é possível detectar que na macrografia representativa da seção AA foi encontrada a presença de grãos colunares na estrutura de solidificação do metal de solda. Ademais, percebe-se que a ZAC resultante dessa região é maior do que a verificada na seção BB. Isto pode ser justificado pelo fato de que, no momento da reversão da tocha, a poça de fusão ainda estava no estado líquido, fazendo com que o calor imposto nesta região fosse equivalente a duas vezes o calor de um único passe.

Já na macrografia da seção BB, é possível verificar uma recristalização dos grãos colunares na região inferior do cordão, característica esta que pode ser relacionada ao fenômeno produzido em soldagens multipasses. Logo, nesta região, no momento da reversão, o passe inicial já teria solidificado e ocorre a soldagem de um passe sobre outro passe, causando a recristalização da região mostrada na figura.

Figura 17 - Aspecto superficial do cordão (acima) e cortes das seções AA e BB após preparação metalográfica e ataque químico com Nital 2% na condição puxando-empurrando

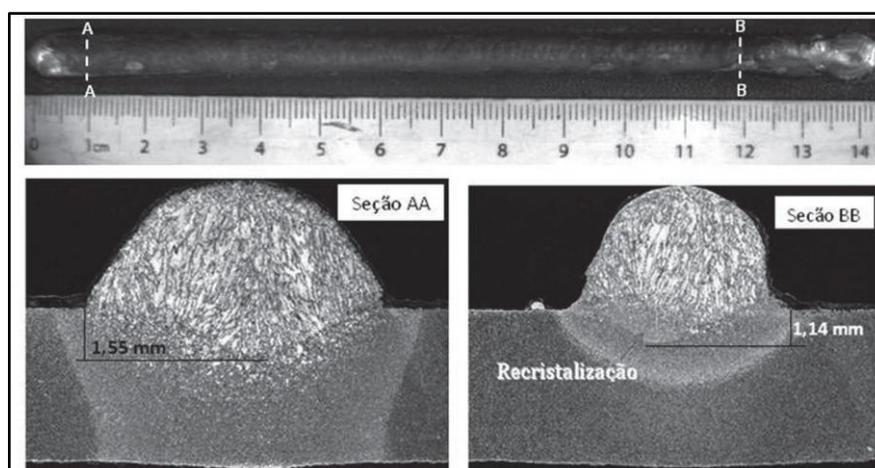


Fonte: Almeida *et al.* (2012).

Na Figura 18 é possível verificar os resultados para o uso da tocha nos sentidos empurrando-puxando. Nesta imagem, a recrystalização verificada na seção BB foi menor do que a encontrada na condição empurrando-puxando. A justificativa encontrada pelos pesquisadores se baseou no efeito da inclinação da tocha na penetração dos passes segundo o que aponta a literatura.

Na condição puxando-empurrando, como a tocha avança no sentido de puxar o arco, há a tendência para a formação de um cordão com maior penetração do que no recuo, quando a tocha avança no sentido empurrando. Esta menor penetração no recuo fez com que o passe anteriormente depositado no avanço não tivesse sido completamente refundido, de modo que ficou uma maior área para permitir a recrystalização dos grãos.

Figura 18 - Aspecto superficial do cordão (acima) e cortes das seções AA e BB após preparação metalográfica e ataque químico com Nital 2% na condição empurrando-puxando



Fonte: Almeida *et al.* (2012).

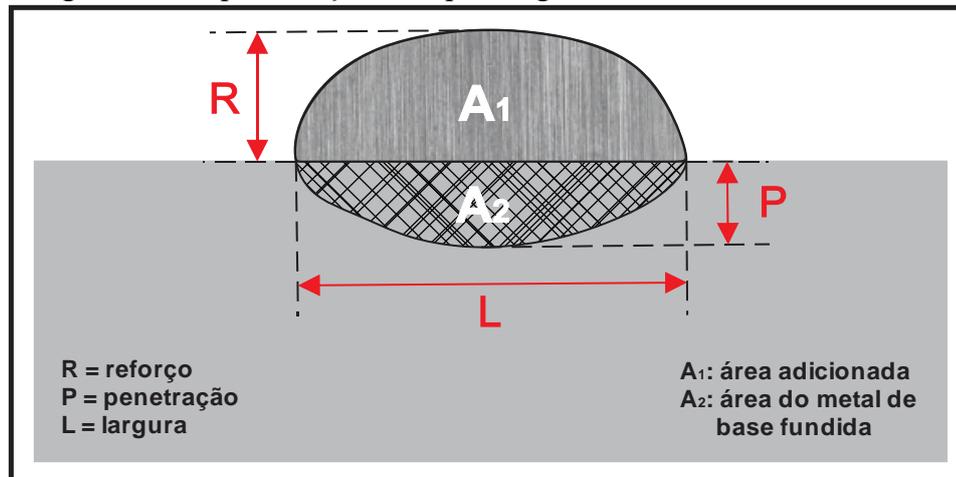
3.2 Soldagem de revestimentos

A aplicação de revestimentos por soldagem (*weld overlay*) consiste na deposição de cordões de solda adjacentes uns aos outros, em uma ou mais camadas, por meio de diferentes técnicas e tem como papel fornecer a um determinado material de base propriedades e características que não são intrínsecas a ele, como por exemplo, resistência à corrosão e ao desgaste.

Dentro da categoria dos revestimentos por soldagem, é possível, ainda, classificá-los em quatro tipos: *hardfacing*, *buildup*, *weld cladding* e *buttering* (amanteigamento). *Hardfacing* consiste na aplicação de um revestimento duro com o objetivo de atribuir ao substrato resistência ao desgaste, abrasão, impacto, erosão, escoriação ou cavitação. A técnica *buildup*, por sua vez, é utilizada com o intuito de restaurar as dimensões de um determinado componente que sofreu algum tipo de desgaste. A função da técnica *weld cladding* é a de fornecer a um material de base resistência à corrosão através da aplicação de uma ou mais camadas por soldagem. Por fim, a técnica *buttering* ou amanteigamento é usada com o intuito de possibilitar algum efeito metalúrgico desejado à junta. Para isso, empregam-se processos de soldagem para promover a união por meio da deposição de uma ou mais camadas (ALIA *et al.*, 1993).

Uma diferença fundamental entre a soldagem de revestimentos e a soldagem de união é que, no primeiro caso, é fundamental que não haja uma grande mistura do metal de adição com o metal de base. Esse detalhe é importante, pois contribui para garantir uma boa resistência à corrosão graças à baixa contaminação do ferro com o metal adicionado. Em outras palavras, é fundamental que os passes depositados em um revestimento possuam um baixo nível de diluição (Equação 2), ou seja, que a participação do substrato (A_2) em relação à zona fundida total ($A_1 + A_2$) seja baixa (Figura 19).

Figura 19 - Representação de aspectos geométricos do cordão de solda



Fonte: Elaborado pelo autor.

$$\text{Diluição (D)} = \frac{A_2}{A_1 + A_2} \times 100 (\%) \quad (2)$$

Nesse sentido, é importante também que os depósitos soldados possuam um baixo nível de penetração (pouca influência do metal base na zona fundida), assim como altos reforços (possibilitando a deposição de um menor número de camadas) e grandes larguras (para garantir uma baixa convexidade ou baixa razão reforço/largura (R/L), evitando, assim, o aparecimento de concentradores de tensão, além de contribuir para aumentar a produtividade).

A norma internacional ISO 10423 (2003), que rege critérios de construção de equipamentos do setor de petróleo e gás, aponta para os percentuais máximos de ferro em massa a serem obtidos a uma distância de 3 mm da superfície do metal de base (FE 5, $Fe \leq 5\%$; FE 10, $5\% < Fe \leq 10\%$) considerando um revestimento feito usando o arame Inconel 625.

No caso da norma da Petrobras N-1707 (1999), que trata sobre o projeto de vasos de pressão com revestimento, é apontado que o revestimento por soldagem deve conter um reforço mínimo de 3 mm e recomenda também a deposição de mais de uma camada para minimizar a ação do ferro do substrato nas características finais do revestimento no que diz respeito à resistência à corrosão.

3.2.1 Soldagem de Reparo

Diversos equipamentos utilizados nos mais variados campos industriais, em especial em ambientes agressivos e com exposição a altas pressões e temperaturas necessitam, em algum momento de suas vidas úteis, do uso de soldagem para reparo dessas estruturas.

No entanto, a aplicação deste processo, em geral por fusão, para a correção de algum defeito, eliminação de trincas, ou até mesmo para produzir um revestimento pode trazer alguns problemas. Isso porque a imposição de calor de forma localizada, característico dos processos de soldagem, produz durante o resfriamento o surgimento de tensões residuais, além de possibilitar, a depender do material e dos parâmetros de soldagem utilizados, o surgimento de microestruturas duras e frágeis e, conseqüentemente, problemas em relação às propriedades mecânicas. Um dos impactos diretos desse conjunto de fatores mencionados é o aparecimento de trincas no material que podem levá-lo ao colapso, trazendo conseqüências drásticas para as vidas humanas presentes no local, além de causar impactos ambientais e materiais.

Nesse sentido, são aplicadas técnicas com o objetivo de reduzir as distorções produzidas durante a soldagem com a conseqüente minimização das tensões residuais, além de contribuir para a formação de microestruturas que acarretem propriedades mecânicas mais adequadas para a aplicação do material.

Uma das técnicas empregadas para a obtenção dos resultados descritos no parágrafo anterior é a utilização de tratamento térmico pós-soldagem (TTPS). Para esta finalidade podem ser utilizados fornos ou instalações de grande porte, propiciando os tratamentos que se dão por meio de chama ou resistência elétrica (CRUZ, 2006). Na prática, o uso de TTPS acaba gerando altos custos tanto por conta da realização do tratamento em si, quanto pela necessidade da montagem de grandes instalações quando é necessário o uso desta ferramenta em equipamentos de grande porte. Além disso, também deve ser levado em conta o tempo para realização do procedimento, que vai depender de cada aplicação específica (COZZA, 2019; OLIVEIRA, 2010).

Nos tópicos a seguir serão tecidos comentários sobre outras técnicas, como a meia camada, o teste de Higuchi e a dupla camada.

3.2.1.1 Técnica da meia camada

A técnica da meia camada, indicada pelo código ASME BPV (Seção XI, artigo IWA-4000), consiste na realização de uma camada de soldagem que deve, na seqüência, ter metade de sua altura removida por meio de esmerilhamento para posterior realização de uma segunda camada. O objetivo é promover o refino e o revenimento da zona afetada pelo calor de grãos grosseiros (ZACGG) da primeira camada por meio da sobreposição de ciclos térmicos (AGUIAR, 2001).

Higuchi *et al.* (1980) realizaram um estudo comparativo entre uma soldagem de reparo utilizando a técnica da meia camada e um procedimento de soldagem convencional seguido de

TTPS utilizando como substrato um aço baixa liga. Foram avaliados aspectos dos cordões soldados por meio de macrografias, análise microestrutural e de propriedades mecânicas, indicando que a performance usando a técnica se mostrou superior ao método convencional, assim como se comprovou a sua efetividade em prevenir problemas de tenacidade na ZAC.

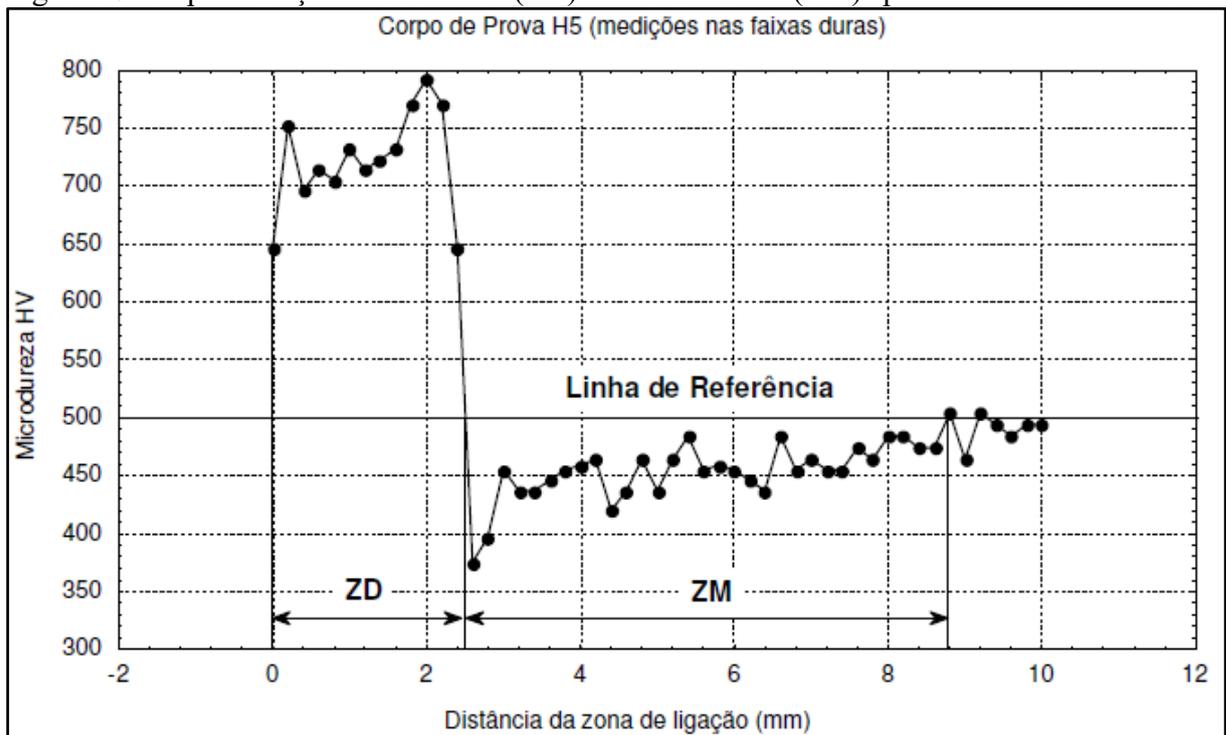
No entanto, a necessidade da retirada de metade da espessura da primeira camada por esmerilhamento, que se trata de um processo trabalhoso e que impõe dificuldade para que seja realizado com uniformidade e precisão, torna este procedimento menos atrativo do que a técnica da dupla camada (AGUIAR, 2001).

3.2.1.2 Teste de Higuchi

O teste de Higuchi, descrito por este pesquisador em seu trabalho experimental com aços baixa liga (HIGUCHI *et al.*, 1980), consiste na realização de cordões de solda em simples deposição usando diferentes energias de soldagem em chapas temperadas e não revenidas com o intuito de se obter as extensões das zonas retemperadas (zonas duras) e das zonas revenidas (macias) presentes na ZAC. Com esses dados reunidos, é possível selecionar as energias a serem utilizadas na primeira e na segunda camada (AGUIAR, 2001) da técnica desejada (meia camada ou dupla camada, por exemplo).

O conhecimento das zonas duras e macias se dá por meio de ensaios de microdureza. A metodologia consiste na realização de perfis em seções transversais dos cordões soldados com o intuito de se definir os limites de cada uma dessas regiões e conseqüentemente as suas extensões. Pode-se definir a zona dura (ZD) como aquela que se estende desde a linha de fusão ($X = 0$) até a região em que a dureza corresponde àquela verificada no metal base. A zona macia (ZM), por sua vez, possui a sua extensão limitada pelo fim da ZD até a região em que a dureza se iguala a do metal base (AGUIAR, 2001). Um gráfico representativo da varredura realizada por meio de ensaio de microdureza, destacando a localização das zonas duras e macias, segundo o trabalho de dissertação produzido por Aguiar (2001), está mostrado na Figura 20.

Figura 20 - Representação da zona dura (ZD) e da zona macia (ZM) após ensaio de microdureza



Fonte: Aguiar (2001).

3.2.1.3 Técnica de Deposição Controlada com Dupla Camada (TDC-DC)

A técnica de deposição controlada com dupla camada consiste na sobreposição de ciclos térmicos de soldagem obtida por meio do uso de níveis de energia adequados em cada camada, de modo a possibilitar o refino e o revenimento da zona afetada pelo calor de grãos grosseiros (ZACGG) da primeira camada (AGUIAR, 2001; ANDRADE, 2016; AZEVEDO, 2002; CRUZ, 2006; CAVALCANTE, 2016; PINHEIRO, 2017). Em relação à técnica da meia camada, não há a necessidade de se retirar mecanicamente metade da espessura da primeira camada depositada (AGUIAR, 2001; CRUZ, 2006; CAVALCANTE, 2016), sendo, por isso, uma vantagem do ponto de vista operacional e econômico.

Em essência, é necessário que haja o devido controle das variáveis envolvidas no processo para que a técnica seja desempenhada de forma satisfatória, sendo necessário, portanto, a medição da altura média da primeira camada, a determinação das energias de soldagem, o ajuste do ângulo do eletrodo, a medição da profundidade da região de grãos grosseiros, a profundidade refinada pela segunda camada, a correta seleção das temperaturas iniciais e de interpasse, entre outras (CAVALCANTE, 2016; PINHEIRO, 2017).

Além disso, a técnica pode alcançar resultados satisfatórios de modo a não necessitar da realização de TTPS, havendo, assim, ganhos em termos econômicos e de tempo

(CAVALCANTE, 2016). Isso é conseguido devido à correta escolha das energias a serem empregadas em cada camada, é possível que a ZACGG da primeira camada seja refinada e revenida o suficiente para a aplicação desejada, podendo cumprir, assim, valores mínimos de tenacidade e dureza máxima (ANDRADE, 2016; CAVALCANTE, 2016).

O Laboratório de Pesquisa e Tecnologia em Soldagem (LPTS) vem contribuindo na produção de diversos trabalhos acadêmicos que tratam deste tema. Cavalcante (2016), em sua dissertação, utilizou os eletrodos AWS ER NiCrMo-3 e AWS ER 80S-B2 (soldagem dissimilar e soldagem similar) sobre aço Cr-Mo (ASTM A387 Gr. 11) por meio da soldagem MIG/MAG. Através da aplicação dos critérios necessários para o atendimento da técnica TDC-DC, foi possível formar zonas afetadas pelo calor (ZAC) refinadas e com um valor de dureza máximo de 237 HV, que esteve de acordo com as normas técnicas utilizadas no trabalho para a aplicação específica requerida (tambores de coque).

Andrade (2016) estudou o uso de aços inoxidáveis sobre aço Cr-Mo e Cr-Mo-V para aplicação em reparo por soldagem de modo a se evitar a utilização de TTPS. Para o aço 2,25 Cr – 1 Mo, os melhores resultados encontrados foram através da combinação das energias de 0,7 kJ/mm (1º camada) e 1,9 kJ/mm (2º camada) usando tecimento triangular e gás de proteção Ar + 4% CO₂. Para o aço 2,25 Cr – 1 Mo – 0,25 V os melhores resultados encontrados foram através da combinação das energias de 1,0 kJ/mm (1º camada) usando tecimento triangular e gás de proteção Ar + 38% He + 4% CO₂ e 2,5 kJ/mm (2º camada) usando tecimento triangular e gás de proteção Ar + 4% CO₂. Em termos de dureza alcançada, o aço 2,25 Cr – 1 Mo apresentou valores aproximados de 250 HV a 0,5 mm de distância da interface com a zona fundida, dentro do que é estabelecido por norma. Para o aço 2,25 Cr – 1 Mo – 0,25 V os valores alcançados foram em torno de 280 HV.

Pinheiro (2017) estudou a aplicação da técnica TDC-DC na posição plana e na posição horizontal (ASME 2G). Na posição 2G foi aplicada a técnica tanto objetivando a simulação de reparo de tambores de coque como de reatores de HDT. Foi possível a obtenção de bons resultados com cordões estáveis e ausentes de defeitos. No entanto, por conta do comportamento da poça de fusão durante a deposição dos passes, este pesquisador alertou para a necessidade de ajustes tanto no ângulo da tocha quanto no seu posicionamento.

A seguir serão discutidos os critérios de microdureza e microestrutura para o uso da técnica TDC-DC, além do uso dos diagramas de decisão.

3.2.1.3.1 Critério de microdureza

A realização do critério de microdureza é feita tomando como base o Teste de Higuchi relatado no tópico 3.2.1.2, ou seja, são realizados cordões simples no metal base em questão (não necessariamente temperado, mas nas condições de trabalho requeridas) com as energias de soldagem propostas. Na sequência, são feitos cortes nas seções transversais dos cordões para possibilitar a medição do reforço e da penetração. Além disso, deve ser executado um ensaio de microdureza em cada amostra de forma que o perfil produzido percorra a zona fundida, passe pela linha de fusão ($X=0$), pela ZAC e seja concluído no metal base.

Assim como no Teste de Higuchi, os valores obtidos através dos ensaios de microdureza são utilizados para definir as extensões das zonas duras (ZD) e das zonas macias (ZM). A referência utilizada para a definição dessas zonas é a seguinte: a extensão da ZD é medida a partir da linha de fusão ($X = 0$) até o ponto considerado como limite para o início da ZM; a extensão da zona macia, por sua vez, abrange desde o fim da zona dura até o ponto em que a dureza corresponda àquela verificada para o metal base (PINHEIRO, 2017). A relação das energias a serem aplicadas na primeira e na segunda camada devem produzir extensões de ZD e ZM que contemplem o que está proposto na Figura 21.

Figura 21 - Extensão de ZD e ZM para aplicação da técnica TDC-DC



Fonte: Aguiar (2001).

Matematicamente, a aplicação do critério de microdureza deve obedecer às equações abaixo, de modo que possa ser garantido o revenimento da ZACGG da primeira camada e que não haja uma retêmpera da zona dura da primeira camada (ANDRADE, 2016;

CAVALCANTE, 2016; PINHEIRO, 2017):

$$R1 + P1 \geq PZD2 \quad (3)$$

$$PZM2 \geq PZD1 \quad (4)$$

Onde:

R1 = reforço do cordão referente à energia utilizada na primeira camada;

P1 = penetração do cordão referente à energia utilizada na primeira camada;

PZD2 = profundidade da zona dura referente à energia utilizada na segunda camada;

PZM2 = profundidade da zona macia referente à energia utilizada na segunda camada;

PZD1 = profundidade da zona dura referente à energia utilizada na primeira camada.

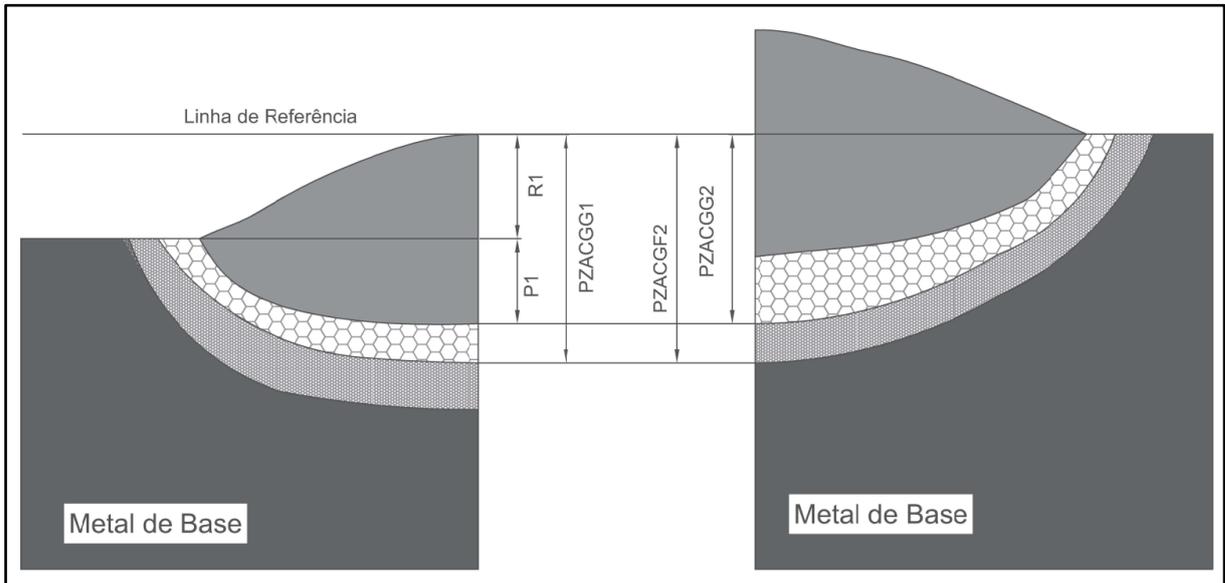
O atendimento do que está proposto na Equação 3 visa assegurar que não haverá a sobreposição das zonas duras de cada camada, ou seja, que a ZD da primeira camada não seja retemperada. Assim, ZD2 irá se sobrepor à zona fundida da primeira camada. A consequência do cumprimento da Equação 4 é fazer com que a ZM da segunda camada promova um amaciamento da ZD da primeira camada, fazendo, assim, o revenimento desta região.

3.2.1.3.2 Critério de microestrutura

O critério de microestrutura foi desenvolvido pelo Laboratório de Engenharia de Soldagem da Universidade Federal do Ceará por meio de estudos realizados com a aplicação da técnica da dupla camada com o aço ASTM A516 Gr. 70 (UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ, 2008).

Em linhas gerais, o método visa realizar a sobreposição da zona afetada pelo calor de grãos finos (ZACGF) da segunda camada com a zona afetada pelo calor de grãos grosseiros (ZACGG) da primeira camada. Este processo possibilita o refino e revenimento da ZACGG da primeira camada. Além disso, o critério de microestrutura tem como objetivo impedir que haja a sobreposição da ZACGG da segunda camada com a ZACGG da primeira camada. Para cumprir estes requisitos, é necessário encontrar os parâmetros de soldagem adequados. A Figura 22 ilustra os requisitos necessários para o cumprimento do critério de microestrutura.

Figura 22 - Desenho esquemático com as condições para o cumprimento do critério de microestrutura



Fonte: Pinheiro (2017).

Em termos matemáticos, o critério de microestrutura se baseia nas seguintes equações (ANDRADE, 2016; CAVALCANTE, 2016; PINHEIRO, 2017):

$$R1 + P1 \geq PZACGG2 \quad (5)$$

$$PZACGF2 \geq PZACGG1 \quad (6)$$

Onde:

R1 = reforço do cordão referente à energia utilizada na primeira camada;

P1 = penetração do cordão referente à energia utilizada na primeira camada;

PZACGG2 = profundidade da zona afetada pelo calor de grãos grosseiros da segunda camada;

PZACGF2 = profundidade da zona afetada pelo calor de grãos finos da segunda camada;

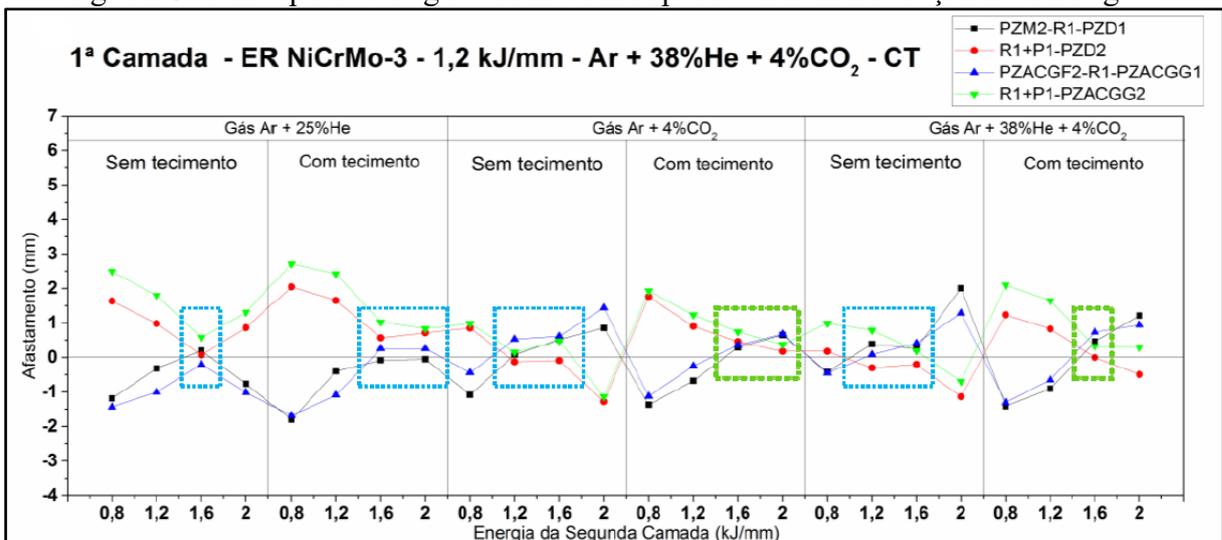
PZACGG1 = profundidade da zona afetada pelo calor de grãos grosseiros da primeira camada.

3.2.1.3.3 Diagramas de decisão

Os Diagramas de Decisão são gráficos desenvolvidos pela equipe do Laboratório de Pesquisa e Tecnologia em Soldagem (UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ, 2008) em estudos de dupla camada com o aço ASTM A516 Gr. 70 com o intuito de representar em um único diagrama os resultados da aplicação dos critérios de microdureza e de microestrutura, permitindo, assim, uma análise mais rápida dos resultados.

Nestes diagramas estão presentes, no eixo das abscissas, as energias de soldagem empregadas nos ensaios com cordão simples; no eixo das ordenadas estão representados os afastamentos, ou seja, os valores calculados referentes às Equações 3, 4, 5 e 6. Nesse sentido, as condições consideradas aprovadas, ou seja, as energias a serem selecionadas para compor a primeira e a segunda camada soldadas, serão aquelas em que os afastamentos forem maiores ou iguais a zero. Na Figura 23 está representado um Diagrama de Decisão.

Figura 23 - Exemplo de Diagrama de Decisão para diferentes condições de soldagem



Fonte: Cavalcante (2016).

3.3 Ligas de níquel

As ligas de níquel são materiais de engenharia desenvolvidos para atuar em diferentes ambientes corrosivos, como os encontrados em processos químicos, petroquímicos, ambientes marítimos, na área de transporte, além das indústrias aeroespacial, de petróleo e gás, de conversão de energia entre outros.

A capacidade de atuação dessas ligas pode incluir uma ampla faixa de temperaturas, desde aquelas consideradas criogênicas até 1200°C, conseguindo, dessa forma, garantir resistência e ductilidade. Isto se deve ao fato da matriz austenítica CFC (cúbica de faces centradas) do níquel se manter inalterada desde a temperatura de solidificação até o zero absoluto (DUPONT *et al.*, 2009).

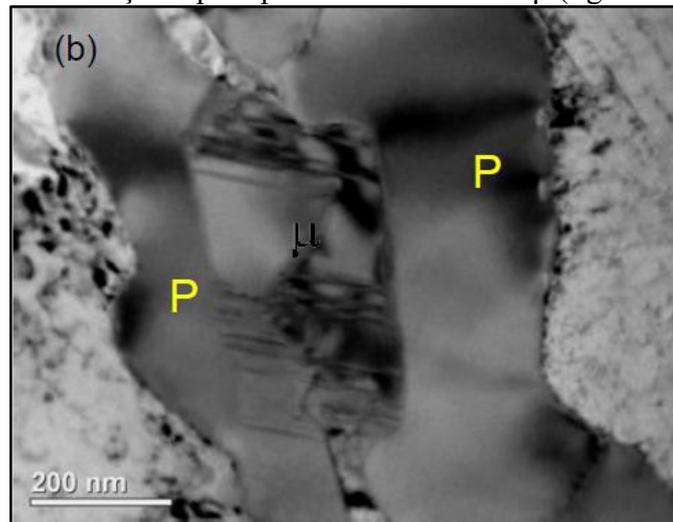
Dentre as principais características destes materiais destacam-se a resistência à corrosão em altas temperaturas e em ambientes aquosos, alta resistência mecânica em temperatura ambiente e em altas temperaturas, assim como ductilidade e tenacidade em baixas

temperaturas e propriedades elétricas específicas (DUPONT *et al.*, 2009). A versatilidade apresentada por essas ligas está atribuída, por exemplo, à compatibilidade metalúrgica do níquel com uma série de elementos de liga como Cr, Mo, Nb, Co, Fe, Cu e W. Este processo proporciona às ligas de níquel propriedades únicas e particulares (AGARWAL e KLOWER, 2001).

O cromo e o molibdênio são considerados os elementos de liga de maior relevância para estes materiais. O primeiro elemento citado possui como principal função atribuir resistência à corrosão em ambientes oxidantes; o segundo atua dando resistência à corrosão em ambientes redutores (HODGE, 2006). Além destes, o carbono também pode ser adicionado à rede FCC do níquel como um elemento de aumento de resistência, mas deve estar presente em concentrações baixas, principalmente levando em consideração o caso de ligas resistentes à corrosão (HODGE, 2006).

O número de elementos de liga, assim como suas concentrações presentes na matriz austenítica do níquel podem, além de serem benéficas para o material, trazer desafios e problemas em termos microestruturais. Isso porque várias ligas monofásicas, como por exemplo as ligas 622 e 625, possuem em sua composição química uma quantidade de elementos de liga acima do limite de solubilidade, o que pode proporcionar a formação de fases secundárias frágeis se o material for exposto a temperaturas altas durante um intervalo de tempo específico (DUPONT *et al.*, 2009). Já nas superligas bifásicas ($\gamma + \gamma'$), pode ocorrer a formação de fases frágeis (Figura 24) com microestruturas complexas (σ , P, μ , Laves) em situações de exposições em elevadas temperaturas em períodos de tempo longos, assim como durante o processo de solidificação por conta da microsegregação provocada por baixas taxas de difusão de elementos de liga substitucionais (DUPONT *et al.*, 2009).

Figura 24 - Presença de precipitados das fases P e μ (liga de níquel 686)

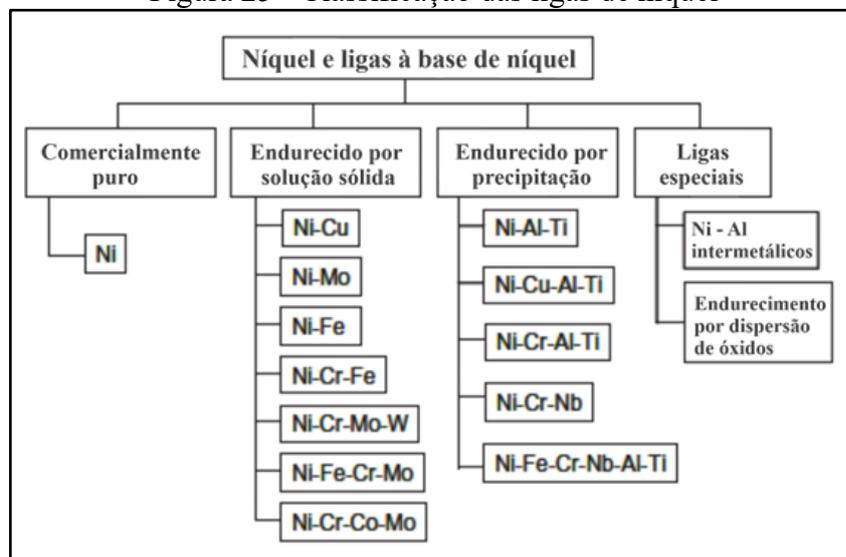


Fonte: Silva (2010).

3.3.1 Classificação das ligas de níquel

Convencionalmente as ligas de níquel são denominadas por seus nomes comerciais ou pelo nome dado pelo fabricante do material (DUPONT *et al.*, 2009), como por exemplo, a liga INCONEL® 625, que também pode ser chamada de AWS ERNiCrMo-3, segundo a classificação da *American Welding Society* (AWS), UNS06625 segundo a classificação da *Unified Numbering System* (UNS) ou simplesmente de liga 625. Na Figura 25 é possível verificar um diagrama com a classificação das ligas de níquel tomando como base a composição química.

Figura 25 - Classificação das ligas de níquel



Fonte: Adaptado de Dupont *et al.* (2009).

3.3.2 Liga Inconel 625

A liga Inconel 625 é uma liga Ni-Cr-Mo-Nb endurecida por solução sólida pertencente à primeira geração das ligas à base de níquel, sendo produzida inicialmente na década de 1960 para atender a serviços de alta temperatura, como no caso das turbinas a vapor e a gás (CIESLAK *et al.*, 1988; DUPONT, 1996; HODGE, 2006; SILVA *et al.*, 2013).

Com o passar do tempo, ela passou a ser aplicada também em ambientes em que se exige boa resistência ao desgaste, como àqueles na presença de cloretos, graças à sua boa performance nestes serviços (WILSON *et al.*, 1991). Outra aplicação frequente desta liga é na indústria aeroespacial devido às suas propriedades de alta resistência mecânica, boa resistência à fadiga térmica e mecânica, resistência à oxidação, além de ótima soldabilidade e brasabilidade. É utilizada frequentemente em soldagem dissimilar por conta de sua resistência, ductilidade e capacidade de admitir percentuais consideráveis de diluição de outras ligas (EISELSTEIN e TILLACK, 1958). Por possuir um custo elevado para ser aplicada de forma maciça em determinadas estruturas, esta liga é aplicada em revestimentos por soldagem em alguns aços como os C-Mn e baixa liga (SILVA *et al.*, 2013) e aços Cr-Mo (DUPONT, 1996). O resultado é a produção de componentes de alto desempenho e ampla aplicabilidade na indústria.

Além das características já mencionadas, a liga 625 possui uma elevada resistência à corrosão em ambientes agressivos, em especial em ambientes marinhos (CIESLAK *et al.*, 1988; SILVA *et al.*, 2013) e meios clorídricos aquosos (SILVA *et al.*, 2018). A ampla faixa de temperatura e pressão que garantem ao material boa resistência à corrosão permitiu sua utilização na área de processamento químico (EISELSTEIN e TILLACK, 1958).

Por se tratar de uma liga de níquel em que há a presença de elementos químicos como cromo, molibdênio e nióbio na matriz gama-CFC do Ni, a liga 625 possui boa resistência à corrosão por pites, por frestas e intergranular. Ademais, este material não é designado para tratamento térmico por já alcançar as propriedades requeridas com os elementos químicos em solução sólida (SILVA *et al.*, 2018). Em se tratando de aplicações submarinas, como é o caso da indústria do petróleo e gás, além de boa resistência à corrosão por pites e por frestas, a liga também possui alta resistência à fadiga e à tração, além de resistência à corrosão sob tensão para resistir a ambientes com presença dos íons cloretos (EISELSTEIN e TILLACK, 1958).

4 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste item serão descritos os materiais que foram aplicados no trabalho, os equipamentos utilizados, assim como a metodologia de pesquisa planejada para o cumprimento dos objetivos propostos.

4.1 Materiais

4.1.1 Materiais de base

Para a realização da Parte I e da 1ª fase da Parte II do trabalho (estas nomenclaturas serão mostradas no diagrama presente no item 4.3) foi utilizado como metal base o aço estrutural ASTM A36. A composição química deste material, segundo norma técnica, está disposta na tabela abaixo:

Tabela 2 - Composição química do aço estrutural ASTM A36

Metal base	Composição química (% em peso)				
ASTM A36	C	Mn	P	S	Si
	0,28 máx.	0,60 – 0,90	0,04 máx.	0,05 máx.	0,40 máx.

Fonte: ASTM A36/A36M – 19 (2019).

A partir da Parte II do trabalho foi utilizado como material de base o aço ABNT 1045, que possui composição química especificada na Tabela 3, de acordo com norma técnica:

Tabela 3 - Composição química do aço ABNT 1045

Metal base	Composição química (% em peso)			
ABNT 1045	C	Mn	P	S
	0,43 – 0,50	0,60 – 0,90	0,040 máx.	0,050 máx.

Fonte: ABNT NBR NM 87:2000 (Errata 2) (2004).

A escolha do material de base ASTM A36 para ser utilizado na Parte I se deu pelo fato deste material ser um aço de baixo custo, permitindo que os parâmetros iniciais de soldagem pudessem ser testados sem riscos de desperdício de material mais nobre. Além disso, este aço possui grande disponibilidade no LPTS (local de realização das práticas).

Na Parte II optou-se, na grande maioria dos experimentos, pelo uso do material de

base ABNT 1045 por conta deste aço possuir características de composição química que tornasse mais acentuada a probabilidade do surgimento de resultados mais significativos em termos metalúrgicos devido ao maior percentual de carbono presente, como a precipitação da fase martensita dura e frágil.

Esta dissertação tem um foco mais expressivo na exploração de técnicas e de parâmetros operacionais do processo de soldagem MIG/MAG na posição horizontal usando um Sistema de Revestimento de Paredes. Desta forma, decidiu-se por não utilizar um material de base mais nobre, como por exemplo, um aço ARBL ou Cr-Mo, com ampla aplicação no setor de petróleo e gás.

4.1.2 *Material de adição*

O metal de adição utilizado no trabalho foi o arame AWS ERNiCrMo-3 (similar à liga UNS N06625 – Inconel 625). A composição química desta liga de níquel, segundo norma técnica, está disposta na Tabela 4:

Tabela 4 - Composição química do metal de adição a ser utilizado no trabalho

Metal de adição	Composição química (% em peso)						
	C	Mn	Fe	P	S	Si	Nb + Ta
AWS	0,10 máx.	0,50 máx.	5,0 máx.	0,02 máx.	0,015 máx.	0,50 máx.	3,15 – 4,15
ERNiCrMo-3	Cu	Ni	Al	Ti	Cr	Mo	Outros
	0,50 máx.	58,0 mín.	0,40 máx.	0,40 máx.	20,0 – 23,0	8,0 – 10,0	0,5 máx.

Fonte: AWS A5.14 (1997).

A escolha deste arame-eletrodo se deu por conta de sua ampla utilização na indústria no ramo da soldagem de revestimentos, assim como na fabricação e reparo de diversos componentes e equipamentos.

4.1.3 *Gás de proteção*

O gás de proteção selecionado para a realização das soldagens foi o argônio puro (100% Ar). A escolha deste consumível em especial se deu por conta de seu baixo custo. Após a realização de todas as soldagens previstas nas três partes em que o trabalho se divide (Figura 27), foi executado um revestimento usando o gás de proteção Ar + 25% He para fins de comparação com os resultados obtidos utilizando apenas argônio puro. A adição do gás He para

compor o gás de proteção teve o objetivo de ampliar a potência do arco voltaico e consequentemente obter aumentos na penetração e diluição. Embora vá de encontro ao objetivo dos revestimentos, esta medida foi tomada por conta dos resultados apresentados com o uso do argônio puro.

4.2 Equipamentos

Os equipamentos utilizados para o desenvolvimento do trabalho podem ser divididos em quatro categorias:

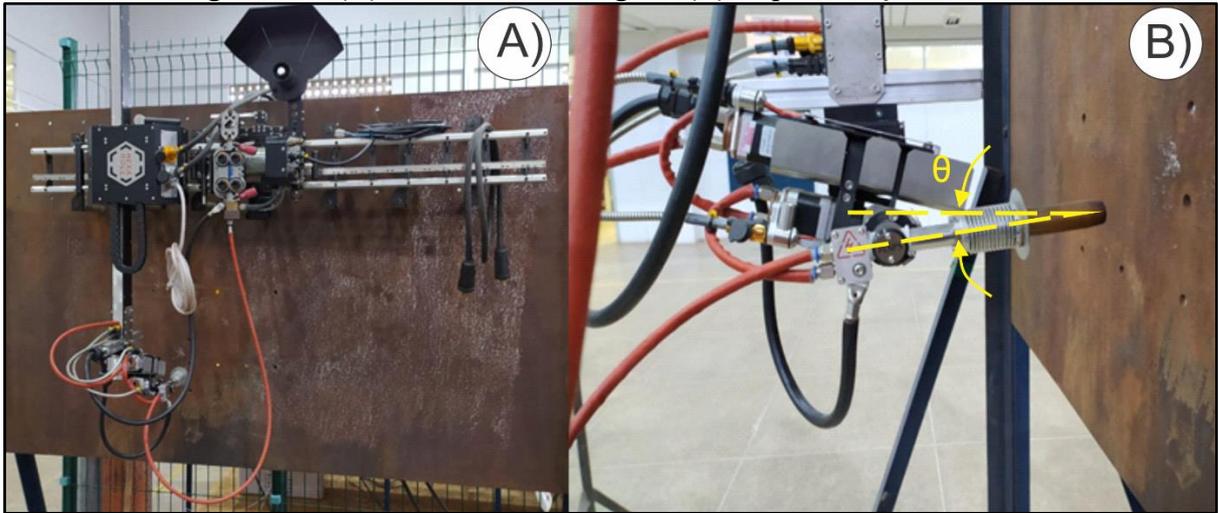
- equipamentos de soldagem;
- equipamentos de corte, preparação metalográfica e registro de imagens;
- equipamento para realização de ensaio mecânico;
- equipamento para realização de tratamento térmico.

4.2.1 Equipamentos de soldagem

Os equipamentos para a realização de todas as etapas que envolvem os procedimentos de soldagem são:

- Sistema de Revestimento de Paredes (SRP), com sistema de alimentação integrado e tocha MIG/MAG com refrigeração a gás (Figura 26);
- fonte multiprocesso IMC Digiplus com sistema de refrigeração integrado (Figura 26);
- sistema de aquisição de dados presente no sistema da fonte.

Figura 26 – (A) Bancada de soldagem, (B) Representação da tocha



Fonte: Elaborado pelo autor.

4.2.2 Equipamentos de corte, preparação metalográfica e registro de imagens

Neste item estão listados os equipamentos que serão utilizados após a realização das soldagens, possibilitando a medição das características geométricas requeridas e a análise microestrutural das amostras:

- serra fita;
- lixadeira rotativa;
- politriz automática;
- soprador térmico;
- reagentes químicos (Nital 2% e Picral 4%);
- máquina fotográfica digital;
- régua metálica;
- estereomicroscópio;
- microscópio ótico.

4.2.3 Equipamento para realização de ensaio mecânico

- Microdurômetro automático LECO LM110AT.

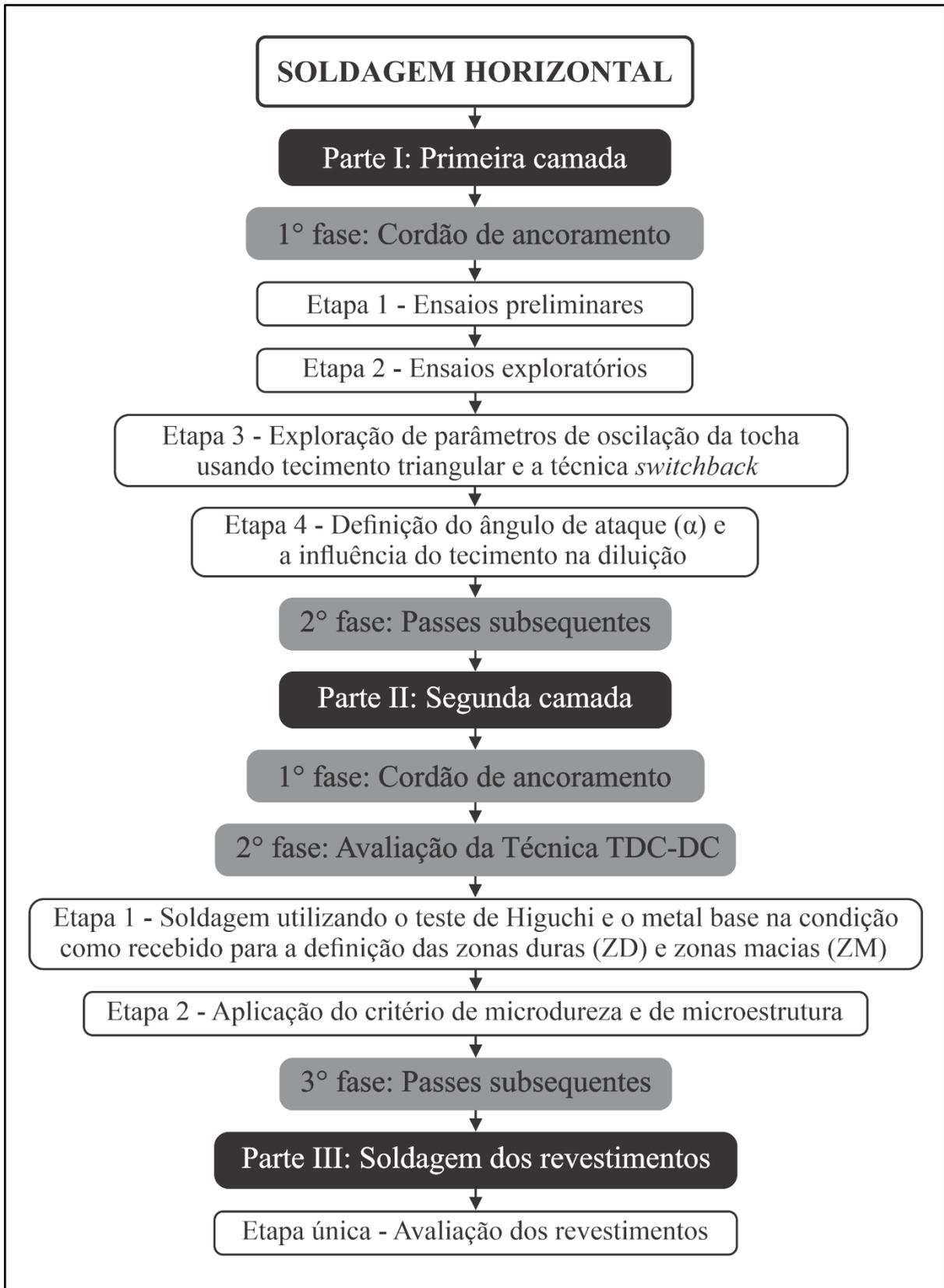
4.2.4 Equipamentos para realização de tratamento térmico

- Forno mufla JUNG TB30012.

4.3 Metodologia

O trabalho experimental foi dividido em três partes, como mostra o fluxograma da Figura 27. Cada uma das fases e suas respectivas etapas serão descritas em detalhes a partir do tópico 4.3.1.

Figura 27 - Fluxograma com etapas do trabalho

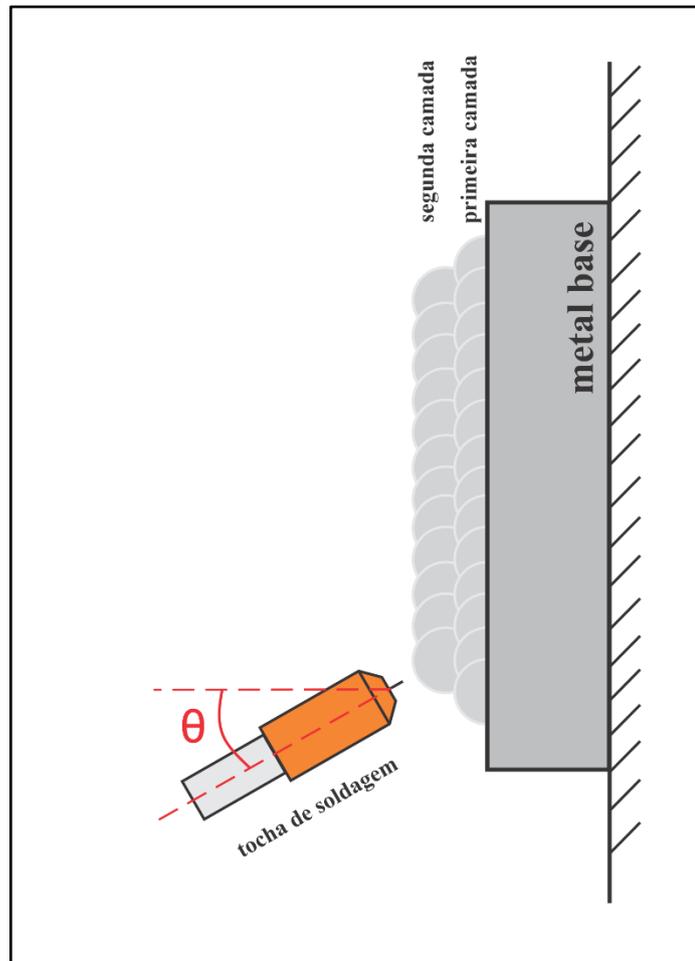


Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Figura 28 está mostrada uma representação da soldagem horizontal a ser

efetuada nessa dissertação, onde é possível visualizar a peça de trabalho fixada, as duas camadas depositadas, assim como a tocha de soldagem.

Figura 28 – Representação da soldagem horizontal dos revestimentos



Fonte: Elaborada pelo autor.

4.3.1 Parte I: Primeira camada

A Parte I do trabalho se concentrou na investigação de parâmetros de soldagem para a execução da primeira camada dos revestimentos. Nos itens a seguir serão especificados os procedimentos utilizados para a determinação do primeiro passe (1º Fase), que foi denominado nesta dissertação como cordão de ancoramento, assim como a metodologia utilizada para a realização dos passes seguintes (2º Fase).

4.3.1.1 1ª Fase: Cordão de ancoramento

O estudo experimental para a soldagem do primeiro cordão da primeira camada dos revestimentos foi dividida em quatro etapas:

- Etapa 1 – Ensaio preliminares;
- etapa 2 – Ensaio exploratório;
- etapa 3 – Exploração de parâmetros de oscilação da tocha usando tecimento triangular e a técnica *switchback*;
- etapa 4 – Definição do ângulo de ataque (α) e a influência do tecimento na diluição.

Nos ensaios preliminares (Etapa 1) foram investigados parâmetros de soldagem usando o modo de transferência metálica do tipo curto-circuito convencional. Tomando como base os resultados obtidos, os ensaios exploratórios (Etapa 2) tiveram como foco a aplicação do modo curto-circuito controlado (CCC). Na Etapa 3 foram explorados parâmetros de oscilação da tocha de soldagem por meio de duas técnicas: tecimento triangular e *switchback*. O objetivo foi a obtenção de parâmetros de tecimento que oferecessem características adequadas para a soldagem de revestimentos. Na última etapa desta fase, foram avaliados os efeitos de diferentes ângulos de ataque da tocha (α) na geometria dos cordões. Foram aplicados simultaneamente os três tipos de movimentação da tocha utilizados nesta primeira fase do trabalho (sem tecimento, tecimento triangular e *switchback*).

4.3.1.1.1 Etapa 1 – Ensaio preliminares

A primeira etapa, intitulada “Ensaio preliminares”, teve como foco a investigação e seleção de parâmetros de soldagem para a realização do cordão de ancoramento. Para isso, fez-se um estudo sistemático utilizando cordões de solda em simples deposição por meio da transferência metálica por curto-circuito convencional. O material base utilizado nesta etapa foi o aço ASTM A36. As suas dimensões estão especificadas na Tabela 5:

Tabela 5 – Dimensões do aço ASTM A36 utilizado nos ensaios preliminares

Material	Dimensões (mm)
ASTM A36	185 x 36 x 12,7

Fonte: Elaborada pelo autor.

O trabalho experimental se deu por meio da execução de um fatorial completo que

teve como base os seguintes fatores de controle: tensão de referência (U_r), velocidade de alimentação de arame (V_{alim}), o inverso da indutância de subida (K_s) e o inverso da indutância de descida (K_d). Foram selecionados três níveis para cada um dos fatores de controle, como pode ser visto na Tabela 6.

Tabela 6 - Fatores de controle (curto-circuito convencional)

Parâmetros	Níveis
Tensão de referência (U_r) [V]	19, 20, 21
Velocidade de alimentação do arame (V_{alim}) [m/min]	5, 6, 7
Inverso da indutância de subida (K_s)	60, 100, 130
Inverso da indutância de descida (K_d)	60, 100, 130

Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Tabela 7 estão elencadas as demais variáveis utilizadas no estudo e que se mantiveram constantes durante todos os experimentos do fatorial completo.

Tabela 7 - Parâmetros fixos do fatorial completo utilizados nos ensaios preliminares

Condições fixas	Valor
Distância bico de contato-peça (DBCP) [mm]	18
Velocidade de soldagem (V_s) [cm/min]	21
Tipo de tecimento	Sem tecimento (ST)
Ângulo da tocha (θ) [°]	10
Ângulo de ataque (α) [°]	0
Vazão do gás de proteção (L/min)	16

Fonte: Elaborada pelo autor.

Dessa forma, o fatorial completo ficou organizado de acordo com a tabela a seguir, totalizando 81 experimentos:

Tabela 8 - Ensaios do fatorial completo

Ensaio	U_r (V)	V_{alim} (m/min)	K_s	K_d
FC-CC1	19	5	60	60
FC-CC2	19	5	60	100
continua				

Tabela 8 - Ensaios do fatorial completo

Ensaio	Ur (V)	V_{alim} (m/min)	Ks	Kd
FC-CC3	19	5	60	130
FC-CC4	19	5	100	60
FC-CC5	19	5	100	100
FC-CC6	19	5	100	130
FC-CC7	19	5	130	60
FC-CC8	19	5	130	100
FC-CC9	19	5	130	130
FC-CC10	19	6	60	60
FC-CC11	19	6	60	100
FC-CC12	19	6	60	130
FC-CC13	19	6	100	60
FC-CC14	19	6	100	100
FC-CC15	19	6	100	130
FC-CC16	19	6	130	60
FC-CC17	19	6	130	100
FC-CC18	19	6	130	130
FC-CC19	19	7	60	60
FC-CC20	19	7	60	100
FC-CC21	19	7	60	130
FC-CC22	19	7	100	60
FC-CC23	19	7	100	100
FC-CC24	19	7	100	130
FC-CC25	19	7	130	60
FC-CC26	19	7	130	100
FC-CC27	19	7	130	130
FC-CC28	20	5	60	60
FC-CC29	20	5	60	100
FC-CC30	20	5	60	130
FC-CC31	20	5	100	60

continuação

Tabela 8 - Ensaios do fatorial completo

Ensaio	Ur (V)	V_{alim} (m/min)	Ks	Kd
FC-CC32	20	5	100	100
FC-CC33	20	5	100	130
FC-CC34	20	5	130	60
FC-CC35	20	5	130	100
FC-CC36	20	5	130	130
FC-CC37	20	6	60	60
FC-CC38	20	6	60	100
FC-CC39	20	6	60	130
FC-CC40	20	6	100	60
FC-CC41	20	6	100	100
FC-CC42	20	6	100	130
FC-CC43	20	6	130	60
FC-CC44	20	6	130	100
FC-CC45	20	6	130	130
FC-CC46	20	7	60	60
FC-CC47	20	7	60	100
FC-CC48	20	7	60	130
FC-CC49	20	7	100	60
FC-CC50	20	7	100	100
FC-CC51	20	7	100	130
FC-CC52	20	7	130	60
FC-CC53	20	7	130	100
FC-CC54	20	7	130	130
FC-CC55	21	5	60	60
FC-CC56	21	5	60	100
FC-CC57	21	5	60	130
FC-CC58	21	5	100	60
FC-CC59	21	5	100	100
FC-CC60	21	5	100	130
FC-CC61	21	5	130	60
continuação				

Tabela 8 - Ensaios do fatorial completo

Ensaio	Ur (V)	V_{alim} (m/min)	Ks	Kd
FC-CC62	21	5	130	100
FC-CC63	21	5	130	130
FC-CC64	21	6	60	60
FC-CC65	21	6	60	100
FC-CC66	21	6	60	130
FC-CC67	21	6	100	60
FC-CC68	21	6	100	100
FC-CC69	21	6	100	130
FC-CC70	21	6	130	60
FC-CC71	21	6	130	100
FC-CC72	21	6	130	130
FC-CC73	21	7	60	60
FC-CC74	21	7	60	100
FC-CC75	21	7	60	130
FC-CC76	21	7	100	60
FC-CC77	21	7	100	100
FC-CC78	21	7	100	130
FC-CC79	21	7	130	60
FC-CC80	21	7	130	100
FC-CC81	21	7	130	130
conclusão				

Fonte: Elaborada pelo autor.

Após a conclusão de todos os ensaios, partiu-se para a análise dos passes depositados, tanto em termos de estabilidade dos sinais coletados (tensão e corrente) quanto dos aspectos superficiais dos cordões (análise qualitativa). Para a escolha das melhores condições, ou seja, dos níveis considerados mais relevantes em relação a cada fator de controle, foram utilizados os seguintes critérios:

- Avaliação da estabilidade dos sinais de tensão e corrente coletados pela aquisição de dados durante a realização dos passes. Para o fator de controle U_r foram observados

os dados referentes ao D.R. (%)³ do período de curto-circuito. Para a avaliação da V_{alim} foi utilizado o mesmo procedimento citado anteriormente. Para K_s foi usado, além do D.R. (%) do período de curto circuito, o valor de D.R. (%) para a derivada subida. Para K_d foi usado, além do D.R. (%) do período de curto circuito, o valor de D.R. (%) para a derivada descida. Estes dados foram empregados em uma análise de variância (ANOVA), permitindo a geração de gráficos que permitissem a tomada de decisão;

- Análise qualitativa dos passes, ou seja, os passes soldados foram julgados segundo os aspectos superficiais apresentados. Para isso, foram atribuídas notas (0 a 5, onde 0 representa um cordão irregular e 5 representa um cordão considerado adequado para a aplicação requerida) para cada cordão e posteriormente foi feita uma análise de variância (ANOVA) com a geração de gráficos que permitissem uma visualização mais clara dos resultados. Este critério foi considerado como prioritário na decisão final.

Para os estudos estatísticos desta etapa, assim como de toda esta dissertação, um resultado terá relevância estatística quando um fator denominado nível de significância (p) calculado durante as análises de variância foi menor que 0,05, considerando um intervalo de confiança de 95%. Este fator estará presente nos gráficos gerados por meio de ANOVA.

Para finalizar esta etapa, foram realizados ajustes no ângulo da tocha (θ) de forma a garantir um menor escorrimento dos passes no prosseguimento do estudo.

4.3.1.1.2 Etapa 2 – Ensaio Exploratórios

Após a finalização da Etapa 1 e a seleção do conjunto mais adequado de parâmetros de soldagem através da transferência metálica por curto-circuito convencional na posição horizontal para a aplicação em revestimentos, a Etapa 2 teve como objetivo a construção da curva do modo curto-circuito controlado (CCCI – 2º geração) disponível na fonte IMC *Digiplus* e a obtenção de seus respectivos parâmetros.

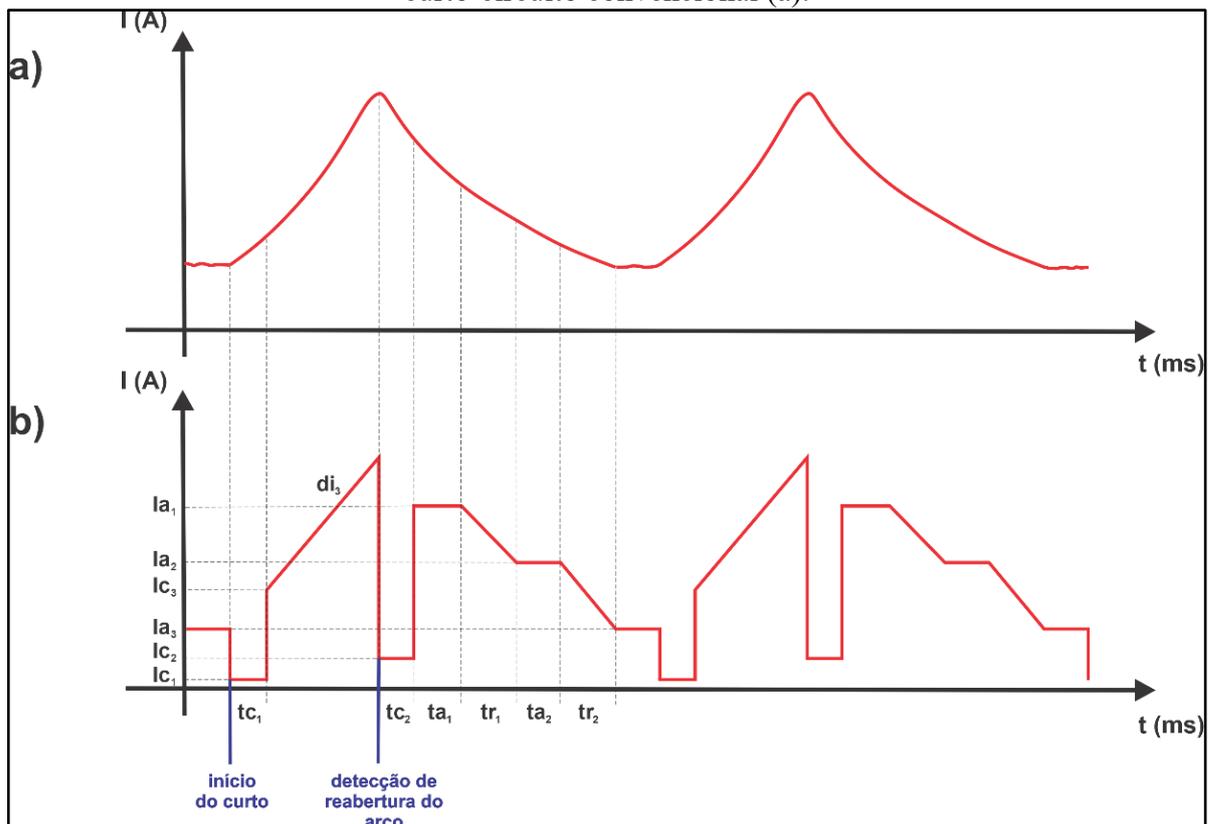
Devido às dificuldades operacionais de se iniciar o trabalho prático desta dissertação com o CCCI por conta da necessidade de ajuste de um grande número de variáveis, o estudo anterior com o curto-circuito convencional foi um fundamental ponto de partida. A opção pelo curto-circuito controlado ao invés do modo CC convencional se deu pela possibilidade de obtenção de uma melhor estabilidade e qualidade dos depósitos soldados. Isto

³ D.R. (%) refere-se ao quociente entre o desvio padrão de uma determinada variável (curtos-circuitos, derivadas subida ou descida etc) em milissegundos e o valor médio desta mesma variável, também em milissegundos. Quanto menor o valor de D.R. (%), maior é a estabilidade do sinal.

pode ser conseguido através de um correto controle da corrente tanto durante a ocorrência do curto em si, como durante a fase de arco aberto. Assim, um oscilograma tensão *versus* corrente de soldagem utilizando os parâmetros selecionados no fatorial completo da Etapa 1 foi tomado como base para a geração da curva do CCCI.

Para isso, foi selecionado um trecho do oscilograma obtido na etapa anterior para, na sequência, gerar uma sobreposição desta curva com a curva do CCCI (Figura 7, página 40) de modo a se determinar, através de aproximação e com as devidas adaptações, todas as variáveis presentes neste processo, de modo a se atingir uma condição estável. A metodologia descrita anteriormente para a determinação das variáveis do CCCI pode ser vista no esquema presente na Figura 29.

Figura 29 - Metodologia de determinação das variáveis do CCCI (b) a partir da curva do curto-circuito convencional (a).



Fonte: Elaborada pelo autor.

Após a definição de todos os parâmetros do CCCI, este modo controlado foi aplicado em todos os experimentos que envolvam a soldagem da primeira camada dos revestimentos.

4.3.1.1.3 Etapa 3 – Exploração de parâmetros de oscilação da tocha usando tecimento triangular e a técnica *switchback*

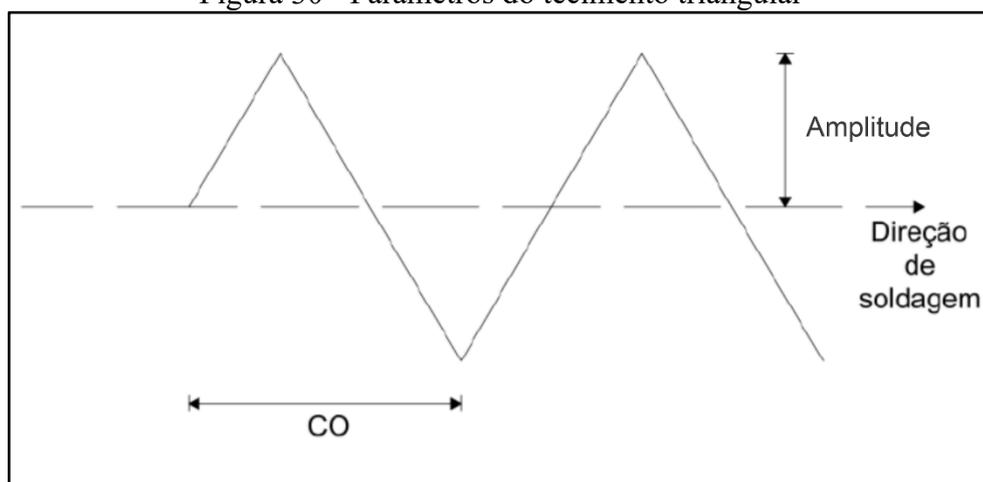
Esta etapa foi dedicada à exploração de parâmetros de oscilação da tocha de soldagem por meio do uso do tecimento triangular e da técnica *switchback*. Uma série de trabalhos usando tecimento triangular (AGUIAR, 2010; MIRANDA, 2009; PESSOA, 2009; SILVA, 2010) já foram produzidos no LPTS, com destaque para a tese de doutorado produzida por Pinheiro (2017), em que este pesquisador aplicou este tipo de oscilação na soldagem de chapas de aço Cr-Mo com o metal de adição AWS ERNiCrMo-3 na posição horizontal. Nesse sentido, foram realizados cordões com os parâmetros coletados em sua tese (Tabela 9) para a escolha da melhor condição dentre as duas analisadas utilizando como critério aspectos qualitativos. A representação dos parâmetros está mostrada na Figura 30.

Tabela 9 - Parâmetros com tecimento triangular

Tecimento triangular (TT)		
Ensaio	Amplitude (mm)	Comprimento de onda (CO) [mm]
TT1	4	2
TT2	2	2

Fonte: Adaptado de Pinheiro (2017).

Figura 30 - Parâmetros do tecimento triangular



Fonte: Adaptado de Pinheiro (2017).

A segunda parte desta etapa se concentrou em uma investigação de parâmetros de oscilação da tocha referentes à técnica *switchback*. Por se tratar de um tipo de tecimento ainda não explorado em pesquisas anteriores do LPTS, foi necessário buscar referências na literatura

(ALMEIDA, 2018, GIL, 2019; TEIXEIRA *et al.*, 2019), em geral baseadas em soldagens na posição plana, de forma a possibilitar a escolha de um conjunto de parâmetros que fosse compatível com os objetivos do trabalho.

Cordões simples foram soldados em chapas do material ASTM A36 com as seguintes dimensões, em milímetros (equivalente ao mostrado na Tabela 5): 185 x 36 x 12,7. Foi realizado um fatorial completo variando os seguintes parâmetros de oscilação, cada um deles em três níveis (Tabela 10): amplitude, frequência e velocidade de soldagem.

Tabela 10 - Parâmetros de oscilação da técnica *switchback*

Parâmetros	Níveis
Amplitude (mm)	2, 6, 10
Frequência (Hz)	0,5, 1, 1,5
Velocidade de soldagem (v_s)	20, 25, 30

Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Tabela 11 estão mostrados os parâmetros fixos adotados no fatorial completo:

Tabela 11 - Parâmetros fixos do fatorial completo com *switchback*

Condições fixas	Valor
Distância bico de contato-peça (DBCP) [mm]	18
Ângulo da tocha (θ) [°]	35
Ângulo de ataque (α) [°]	0
Vazão do gás de proteção (L/min)	18
V_{alim} (m/min)	5

Fonte: Elaborada pelo autor.

A Tabela 12 mostra como ficou a organização experimental do fatorial completo, totalizando 27 ensaios:

Tabela 12 - Fatorial completo – *switchback*

Ensaio	Amplitude (mm)	Comprimento de onda (mm)	Frequência (Hz)	Velocidade de soldagem (cm/min)
SB1	2	6,7	0,5	20
SB2	6	6,7	0,5	20
SB3	10	6,7	0,5	20
SB4	2	3,2	1,0	20
SB5	6	3,2	1,0	20
SB6	10	3,2	1,0	20
SB7	2	2,2	1,5	20
SB8	6	2,2	1,5	20
SB9	10	2,2	1,5	20
SB10	2	8,3	0,5	25
SB11	6	8,3	0,5	25
SB12	10	8,3	0,5	25
SB13	2	4	1,0	25
SB14	6	4	1,0	25
SB15	10	4	1,0	25
SB16	2	2,8	1,5	25
SB17	6	2,8	1,5	25
SB18	10	2,8	1,5	25
SB19	2	10	0,5	30
SB20	6	10	0,5	30
SB21	10	10	0,5	30
SB22	2	5	1,0	30
SB23	6	5	1,0	30
SB24	10	5	1,0	30
SB25	2	3,4	1,5	30
SB26	6	3,4	1,5	30
SB27	10	3,4	1,5	30

Fonte: Elaborada pelo autor.

Após a execução dos passes, foram utilizados dois critérios para a escolha dos

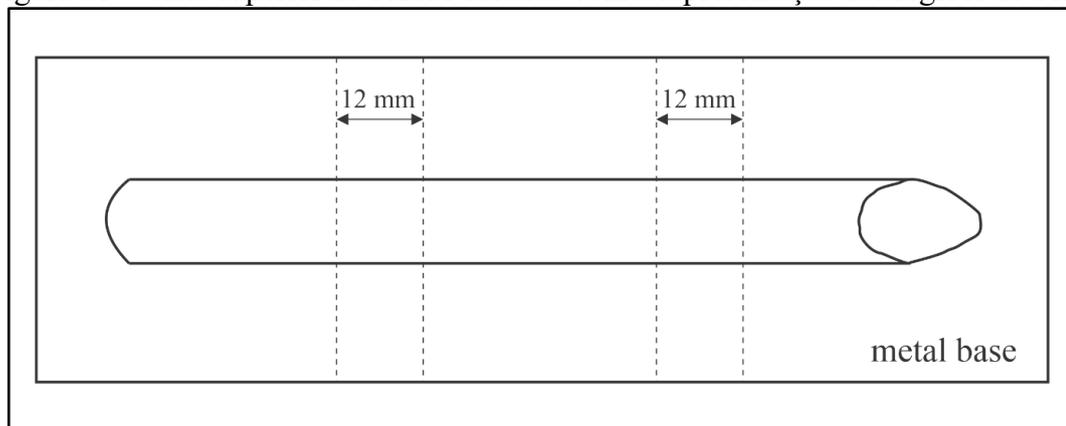
parâmetros de oscilação da tocha que ofereceram as melhores características de acordo com a análise dos cordões:

- Aspectos superficiais dos passes, em especial, a regularidade e a qualidade dos depósitos soldados;
- diluição.

Quanto ao primeiro critério, foram atribuídas notas de 0 a 5 aos cordões soldados, onde 0 representa um cordão reprovado e 5 representa um cordão considerado ideal, em termos de aspectos superficiais, para a aplicação do trabalho. Já no quesito diluição, foram atribuídas duas denominações: baixa diluição (diluição $> 1\%$) e baixíssima diluição (diluição $\leq 1\%$). Os cordões que se encaixaram no primeiro grupo foram considerados mais adequados para o estudo, já que diluições muito baixas podem causar descontinuidades e falta de fusão durante a aplicação dos cordões de solda, principalmente visando a soldagem de revestimentos.

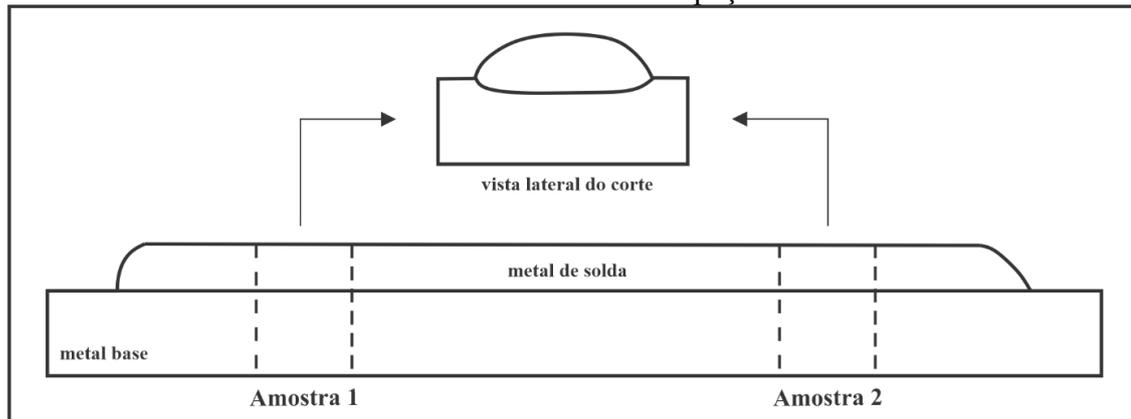
Para a medição da diluição e da geometria (largura, reforço e penetração) dos 27 passes, foram executados dois cortes em cada cordão utilizando uma serra fita de modo a possibilitar a análise de suas seções transversais. Os cortes foram feitos de acordo com as representações mostradas nas Figuras 31 (vista superior) e 32 (vista frontal).

Figura 31 – Vista superior de cordão soldado com a representação das regiões de corte



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 32 - Vista frontal com a representação das regiões de corte das amostras e uma vista lateral de corte de uma peça



Fonte: Elaborada pelo autor.

Após os cortes, as peças passaram por um processo de preparação metalográfica usando uma politriz e lixas com as seguintes granulometrias: 80, 120, 220, 320, 400, 600 e 1200 *mesh*. Após essa fase, as amostras passaram por polimento usando pasta de diamante de 3 μm . Na sequência, elas foram atacadas com o reagente Nital 2% por 20 segundos, de modo a destacar o aço carbono do níquel presente na zona fundida e facilitar as medições de geometria. As peças atacadas foram fotografadas usando um estereomicroscópio com um aumento de 12x. As medições nas imagens foram feitas por meio de um *software* de análise de imagens. Após a captação de todos os dados, foi utilizado um software estatístico para possibilitar uma análise de variância (ANOVA) dos resultados. Foram considerados como mais significativos os resultados referentes à diluição e aos aspectos superficiais dos passes.

Como análise complementar, foram utilizados os dados de amplitude (Amp), frequência (f) e velocidade de soldagem (V_s) para calcular as distâncias de avanço (A), reversão (R) e razão R/A seguindo o procedimento efetuado por Almeida (2018) e Teixeira (2018). Estes cálculos foram utilizados para permitir uma associação entre a qualidade dos depósitos soldados nos 27 ensaios e os seus respectivos valores da razão R/A, como mostrado em outros trabalhos encontrados na literatura (ALMEIDA, 2018, TEIXEIRA, 2018).

O primeiro cálculo a ser executado é o da velocidade correspondente ao movimento longitudinal da tocha, intitulada V_t , considerando os deslocamentos de avanço e recuo da tocha em apenas um ciclo. Nesse sentido, seguem as equações responsáveis pela obtenção da distância de tecimento D_t , do tempo (T) de execução deste ciclo, assim como da velocidade V_t :

$$D_t = 2 \times \text{Amp} \quad (7)$$

$$T = 1/f \quad (8)$$

$$V_t = D_t/T \quad (9)$$

O segundo passo é o cálculo da velocidade em que a tocha executa cada um dos movimentos, ou seja, a velocidade de avanço (V_A) e a velocidade de recuo (V_R):

$$V_A = V_t + V_s \quad (10)$$

$$V_R = V_t - V_s \quad (11)$$

O terceiro passo consiste no cálculo dos comprimentos de avanço (A) e reversão (R). Para isto, deve-se considerar o tempo (t), considerando um único ciclo, necessário para a tocha executar os movimentos de avanço e reversão. Segundo Teixeira (2018), este tempo é equivalente à metade do período (T). As equações para t, A e R estão dispostos a seguir:

$$t = T/2 \quad (12)$$

$$A = V_A \times t \quad (13)$$

$$R = V_R \times t \quad (14)$$

4.3.1.1.4 Etapa 4 – Definição do ângulo de ataque (α) e a influência do tecimento na diluição

A Etapa 4 se concentrou na seleção do ângulo de ataque (α) da tocha a ser aplicado na soldagem da primeira camada dos revestimentos. Durante as soldagens foram utilizados os resultados obtidos até a etapa anterior.

Os ensaios foram realizados em chapas do material ASTM A36 com as seguintes dimensões, em milímetros (equivalente ao mostrado na Tabela 5): 185 x 36 x 12,7. Os experimentos foram organizados na forma de um fatorial completo, sendo os cordões soldados em simples deposição. Os parâmetros que se mantiveram constantes estão presentes na Tabela 13:

Tabela 13 – Parâmetros que se mantiveram inalterados durante estudo do ângulo de ataque e dos tipos de tecimento

Parâmetros constantes – determinação de α	
Velocidade de soldagem (v_s) [cm/min]	25
Velocidade de alimentação do arame (v_{alim}) [m/min]	5
Ângulo de tocha (θ) [°]	35
Vazão de gás de proteção (L/min)	18

Fonte: Elaborada pelo autor.

Abaixo, na Tabela 14, estão dispostos os experimentos realizados no fatorial completo, onde a sigla AATT representa **Ângulo de Ataque e Tipo de Tecimento**:

Tabela 14 - Fatorial Completo para análise do ângulo de ataque e dos tipos de tecimento

Ensaio	Oscilação	Ângulo de ataque (α) [°]
AATT1	ST	-15
AATT2	TT	-15
AATT3	SB	-15
AATT4	ST	0
AATT5	TT	0
AATT6	SB	0
AATT7	ST	15
AATT8	TT	15
AATT9	SB	15

Fonte: Elaborada pelo autor.

Como pode ser visto na Tabela 14, além do ângulo de ataque, foram usados também os três tipos de movimentação da tocha explorados neste trabalho até o momento: ST, TT e SB. Nesse sentido, o comportamento do ângulo de ataque, a depender do tipo de tecimento, também pôde ser avaliado. Para a seleção do ângulo α a ser executado durante a soldagem dos revestimentos, utilizou-se como critério a diluição. Nesse sentido, assim como ocorreu com os ensaios com *switchback* na Etapa 3, os resultados para a diluição foram divididos por meio de duas nomenclaturas:

- Baixíssima diluição: $\leq 1\%$;
- baixa diluição: $> 1\%$.

Deste modo, os ângulos de ataque que proporcionaram uma baixa diluição foram considerados mais favoráveis para aplicação em revestimentos do que os ângulos que resultaram em baixíssima diluição.

Para possibilitar a medição da diluição, cada ensaio passou por um processo de corte através de uma serra fita em duas regiões distintas para análise das seções transversais, como esquematizado nas Figuras 31 e 32.

Terminada a etapa de corte, as peças foram inicialmente lixadas utilizando uma politriz. As lixas utilizadas foram: 80, 120, 220, 320, 400, 600 e 1200 *mesh*. Na sequência, as peças foram polidas utilizando pano adequado para polimento e pasta de diamante de 3 μm . Para melhorar o contraste entre a zona fundida (níquel) e o metal base (aço carbono), as peças foram atacadas por imersão utilizando o reagente Nital 2% por um período de 20 segundos. Terminadas estas operações, foram obtidas as imagens dos cordões através de um estereomicroscópio, utilizando um aumento de 12x. As imagens foram analisadas através de um *software* que permitiu a obtenção das medidas de diluição. Por fim, foi utilizado um *software* para análise estatística dos resultados (ANOVA), de modo a possibilitar a escolha mais adequada do ângulo de ataque.

4.3.1.2 2° Fase: Passes subsequentes

Terminadas as soldagens para determinação do cordão de ancoramento, esta fase se concentrou na determinação do ângulo da tocha (θ) a ser ajustado para a realização dos passes seguintes, ou seja, do segundo passe em diante visando o prosseguimento e conclusão da primeira camada dos revestimentos. Para otimizar a análise e economizar material, apenas um tipo de tecimento foi utilizado, no caso, a oscilação *switchback*.

Como já mencionado, o parâmetro que sofreu variação durante os ensaios realizados nesta fase foi o ângulo de inclinação da tocha. Assim, inicialmente foi depositado um passe utilizando os parâmetros de soldagem e de ajuste da tocha para o cordão de ancoramento definidos na 1° Fase. Na sequência, foram depositados dois passes posteriores ao de ancoramento, usando como referência o pé do cordão do passe anterior (sobreposição de 50%). Este procedimento foi repetido para três situações distintas, como pode ser visto na Tabela 15.

Tabela 15 - Ensaios para determinação dos passes subsequentes da 1^o camada

Ensaio	Passe	Ângulo de inclinação da tocha (θ) [°]
PCPS1	Ancoramento	35
	2	0
	3	0
PCPS2	Ancoramento	35
	2	-10
	3	-10
PCPS3	Ancoramento	35
	2	-15
	3	-15

Fonte: Elaborada pelo autor.

O significado das siglas mostradas na coluna referente à “Ensaio” é o seguinte: **PCPS** = **P**rimera **C**amada **P**asse **S**ubsequente. Os algarismos que aparecem no final de cada sigla referem-se à sequência de realização dos Ensaio (Ensaio 1, 2 e 3).

Os cordões foram depositados em chapas do material ASTM A36, que dispunham das seguintes medidas, em milímetros: 185 x 36 x 12,7.

Após a soldagem dos ensaios presentes na Tabela 15, foram tiradas fotografias dos passes usando uma câmera digital. Em seguida, foram executados dois cortes em cada um dos ensaios, de acordo com a metodologia apresentada nas Figuras 31 e 32, de modo a permitir a avaliação da seção transversal das amostras cortadas. Na sequência foi feita a preparação metalográfica dos passes utilizando uma politriz manual com as lixas de seguintes granulometrias: 80, 120, 220, 320, 400, 600 e 1200 *mesh*. Depois as peças foram polidas usando uma pasta de 3 μ m. A preparação da peça foi concluída com um ataque químico usando o reagente Nital 2% por um período de 20 segundos.

Concluída a fase de metalografia, as amostras foram fotografadas através de um estereomicroscópio com um aumento de 12x, permitindo, assim, que cada peça pudesse passar por um processo de medição de suas geometrias (largura, reforço, penetração e diluição) por meio de um *software* apropriado. Por fim, foi utilizado um programa para análise estatística dos resultados levantados.

O critério utilizado para a seleção do ângulo da tocha a ser utilizado nos passes subsequentes ao de ancoramento de forma a preencher a primeira camada dos revestimentos se

baseou na diluição. Levou-se em consideração, assim como já mencionado no decorrer deste trabalho, as seguintes classificações: baixíssima diluição ($\leq 1\%$) e baixa diluição ($> 1\%$). Mais uma vez, as condições com baixa diluição foram preferidas nesta seleção.

4.3.2 Parte II: Segunda camada

O procedimento para realização da segunda camada foi dividido em três fases: cordão de ancoramento (1º Fase), avaliação da técnica TDC-DC (2º Fase) e passes subsequentes (3º Fase). A segunda fase, em particular, consiste em duas etapas: avaliação da necessidade do tratamento de têmpera para a definição das zonas duras (ZD) e zonas macias (ZM) (Etapa 1) e aplicação do critério de microdureza e de microestrutura (Etapa 2). Nos próximos tópicos serão explicitados cada um dos pontos mencionados anteriormente.

4.3.2.1 1º Fase: Cordão de ancoramento

Assim como ocorreu para a soldagem da primeira camada dos revestimentos, fez-se necessário um estudo para a determinação do cordão de ancoramento da segunda camada. Para isso, foram utilizados os parâmetros de soldagem presentes na Tabela 16, baseados em experimentos anteriores desenvolvidos pelo LPTS.

Tabela 16 - Parâmetros de soldagem utilizados na segunda camada

Parâmetros de soldagem – Transferência pulsada					
I_p (A)	I_b (A)	t_p (ms)	t_b (ms)	V_{alim} (m/min)	V_s (cm/min)
330	100	2,2	5	5,8	23

Fonte: Elaborada pelo autor.

Por se tratar de parâmetros de soldagem que proporcionaram uma energia mais alta que a usada na primeira camada (mais especificamente o dobro da energia), foram necessários ajustes no ângulo de inclinação da tocha e na vazão de gás (este último, para reduzir a turbulência do processo e a oxidação resultante da deposição dos passes). A Tabela 17 apresenta esses valores.

Tabela 17 - Ajustes no cordão de ancoramento da segunda camada
Ajustes para θ e φ – Cordão de ancoramento da segunda camada

Ângulo de inclinação da tocha (θ) [°]	Vazão de gás (φ) [L/min]
45	14

Fonte: Elaborada pelo autor.

Os cordões foram depositados sem a aplicação de tecimento por facilitarem o ajuste de parâmetros e não demandar um novo estudo exploratório para a determinação das variáveis de oscilação nos casos dos tecimentos triangular e *switchback*.

A justificativa para o uso de uma energia na segunda camada equivalente ao dobro da usada na primeira camada se deve aos resultados obtidos nos trabalhos produzidos por Pinheiro (2017) em sua tese de doutorado, Aguiar (2001) em sua dissertação de mestrado, além de ser recomendado por literatura técnica publicada por Niño e Buschinelli (1995). Não era objetivo deste trabalho fazer um estudo exploratório de energias de soldagem para a segunda camada; logo, optou-se por adotar parâmetros de soldagem que possibilitassem dobrar a energia utilizada na primeira camada. Os critérios que medirão a eficácia da técnica TDC-DC serão explorados em tópicos futuros.

4.3.2.2 2ª Fase: Avaliação da técnica TDC-DC

Após a seleção dos parâmetros para a deposição do cordão de ancoramento da segunda camada, partiu-se para a análise da técnica de deposição controlada com dupla camada. Para que a técnica consiga alcançar os objetivos esperados, é necessário que os dois critérios descritos nos subitens 3.2.1.3.1 e 3.2.1.3.2 da revisão bibliográfica sejam atendidos: critério de microdureza e critério de microestrutura, respectivamente. A metodologia para a verificação destes critérios será explicada em detalhes nos próximos tópicos.

4.3.2.2.1 Etapa 1 – Soldagem utilizando o teste de Higuchi e o metal base na condição como recebido para a definição das zonas duras (ZD) e zonas macias (ZM)

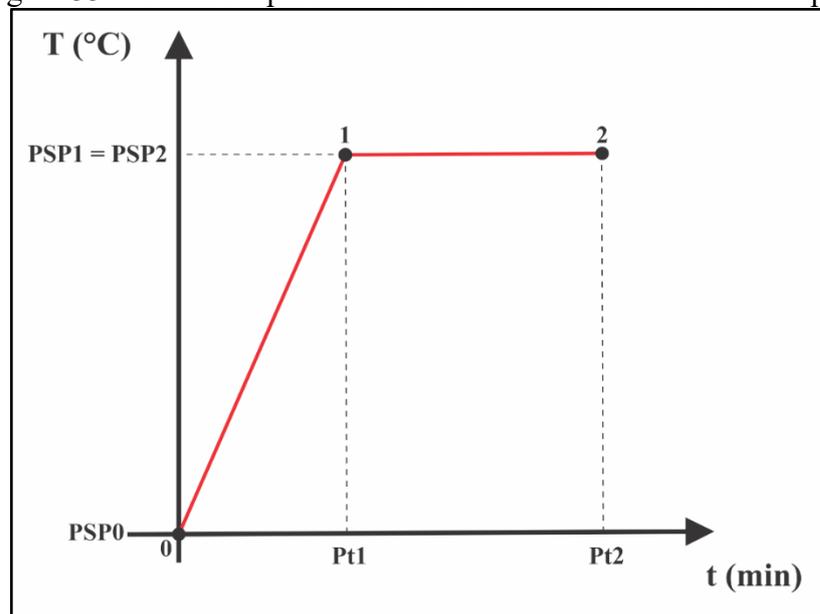
Para possibilitar a aplicação dos critérios mencionados acima, foi realizado um estudo experimental utilizando cordões em simples deposição. Os parâmetros de soldagem e de movimentação da tocha utilizados foram aqueles encontrados para o cordão de ancoramento da primeira e da segunda camadas. O material de base utilizado foi o aço ABNT 1045 com as

seguintes dimensões, em milímetros: 200 x 35 x 12,7.

Foram depositados cordões no metal base na condição como-recebido (4 ensaios) e temperado (4 ensaios). A justificativa para a utilização do tratamento térmico de têmpera foi o de tentar facilitar a determinação das zonas dura (ZD) e macia (ZM) para aplicação do critério de microdureza, de acordo com o teste de Higuichi.

Um gráfico esquemático da programação do forno para execução do tratamento térmico está mostrado na Figura 33 e as variáveis presentes no gráfico estão detalhadas na Tabela 18.

Figura 33 – Gráfico representativo do tratamento térmico de têmpera



Fonte: Elaborado pelo autor.

Tabela 18 - Variáveis presentes no gráfico da Figura 33 e suas funções no tratamento térmico

Variável	Função
PSP0	Temperatura inicial presente no interior do forno
PSP1	Temperatura a ser atingida no primeiro patamar do tratamento
Pt1	Tempo destinado a atingir a temperatura programada em PSP1
PSP2	Temperatura a ser atingida no segundo patamar do tratamento
Pt2	Tempo destinado a atingir a temperatura programada em PSP2

Fonte: Elaborada pelo autor.

Os valores aplicados no tratamento de têmpera para cada uma das variáveis descritas acima estão mostrados na Tabela 19.

Tabela 19 - Valores aplicados no tratamento térmico de têmpera

Variável	Valor
PSP0 (°C)	28
Pt1 (min)	90
PSP1 (°C)	1180
Pt2 (min)	30
PSP2 (°C)	1180

Fonte: Elaborada pelo autor.

Normalmente, para um aço carbono com composição química de 0,45% C e 1% Mn, a linha A_{c3} do diagrama de fases Fe-C é de aproximadamente 800°C, de forma que a faixa de temperatura de austenitização recomendada para têmpera em água é de 820°C a 850°C e para têmpera em óleo é de 840°C a 880°C. No entanto, a têmpera realizada neste trabalho foi conduzida com a peça a 1180°C com resfriamento em salmoura, garantindo, assim, que o gradiente térmico fosse o mais brusco possível para aumentar a temperabilidade e a de permitir a simulação de uma ZACGG.

Após o forno atingir a temperatura presente em PSP1, as peças foram inseridas no seu interior e lá permaneceram por um período de 30 minutos. No final desse prazo, as peças foram resfriadas em salmoura.

Uma amostra do metal base nas condições como recebido e tratado foram cortados através de serra fita para permitir uma preparação metalográfica (lixamento e polimento), ataque químico e posterior verificação da microestrutura por meio de análise de microscopia ótica.

Após a preparação das chapas para soldagem, foram realizados oito ensaios, quatro com o metal base na condição temperado e quatro com o metal base na condição como recebido. Os experimentos estão dispostos na Tabela 20.

Tabela 20 - Ensaios para aplicação da técnica TDC-DC

Ensaio	Tratamento	Transferência	Camada	Tecimento
	Térmico	Metálica		
PTCSST1C	Têmpera	CCC	1	ST
PTCSTT1C	Têmpera	CCC	1	TT
PTCSSB1C	Têmpera	CCC	1	SB
PTCSST2C	Têmpera	Pulsado	2	ST
CRCSTT1C	Sem tratamento	CCC	1	ST
CRCSTT1C	Sem tratamento	CCC	1	TT
CRCSSB1C	Sem tratamento	CCC	1	SB
CRCSTT2C	Sem tratamento	Pulsado	2	ST

Fonte: Elaborada pelo autor.

Para compreender o significado da primeira coluna da tabela, tem-se que: **CR** = como recebido, **PT** = peça temperada, **CS** = cordão simples, **ST** = sem tecimento, **TT** = tecimento triangular, **SB** = *switchback*, **1C** = parâmetros da primeira camada, **2C** = parâmetros da segunda camada.

A sequência de atividades pós-soldagem foram:

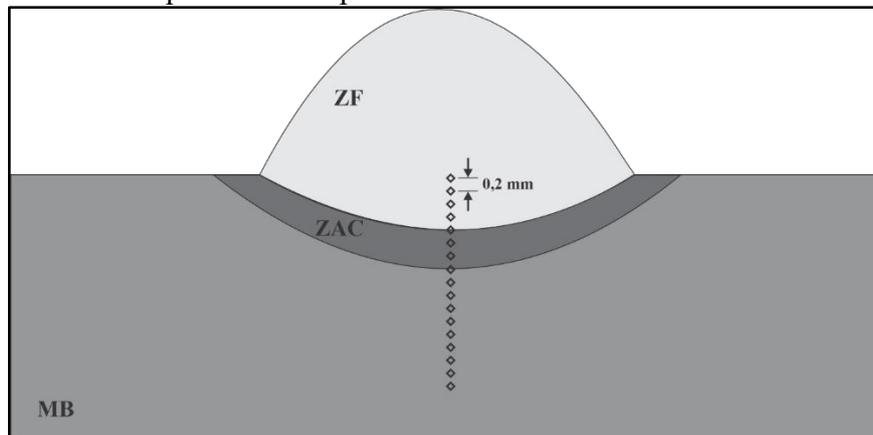
- Corte de duas amostras de cada um dos ensaios para análise de suas seções transversais;
- Lixamento das amostras usando as seguintes granulometrias: 80, 120, 220, 320, 400, 600 e 1200 *mesh*;
- Polimento das amostras usando as seguintes pastas de diamante: 3 μm e 1 μm ;
- Ataque químico por imersão usando os seguintes reagentes: Nital 2%, com duração de 20 segundos seguido de Picral 4%, com a mesma duração do reagente anterior para cada peça.

4.3.2.2.2 Etapa 2 – Aplicação do critério de microdureza e de microestrutura

Primeiramente, é necessário recordar que não houve uma exploração de níveis de energia de soldagem para a realização da segunda camada, ou seja, foi utilizado apenas um valor de energia específico. Assim, para verificar se a energia a ser utilizada na segunda camada contempla os requisitos necessários para uma utilização adequada da técnica TDC-DC, foi necessário aplicar os critérios de microdureza e de microestrutura nas amostras soldadas (Tabela 20).

Para aplicar o critério de microdureza foi executado, inicialmente, um perfil linear de microdureza Vickers em cada uma das amostras representativas dos ensaios presentes na Tabela 20. As amostras estavam polidas. A Figura 34 mostra um desenho esquemático do perfil citado anteriormente, executado em linha reta, onde o ponto localizado na linha de fusão foi selecionado como àquele presente na região de maior penetração do cordão. Foram feitas 50 identações em cada amostra (4 pontos na zona fundida, 1 ponto na linha de fusão e os demais pontos na ZAC e no metal base), com espaçamento de 0,2 mm entre os pontos, varrendo o material desde a zona fundida até o metal base. Para a realização dos ensaios de microdureza Vickers foi utilizado um microdurômetro automático com uma carga de 100 gf e um tempo de 13 segundos para cada identação, respeitando, assim, a norma ASTM E384 (2016).

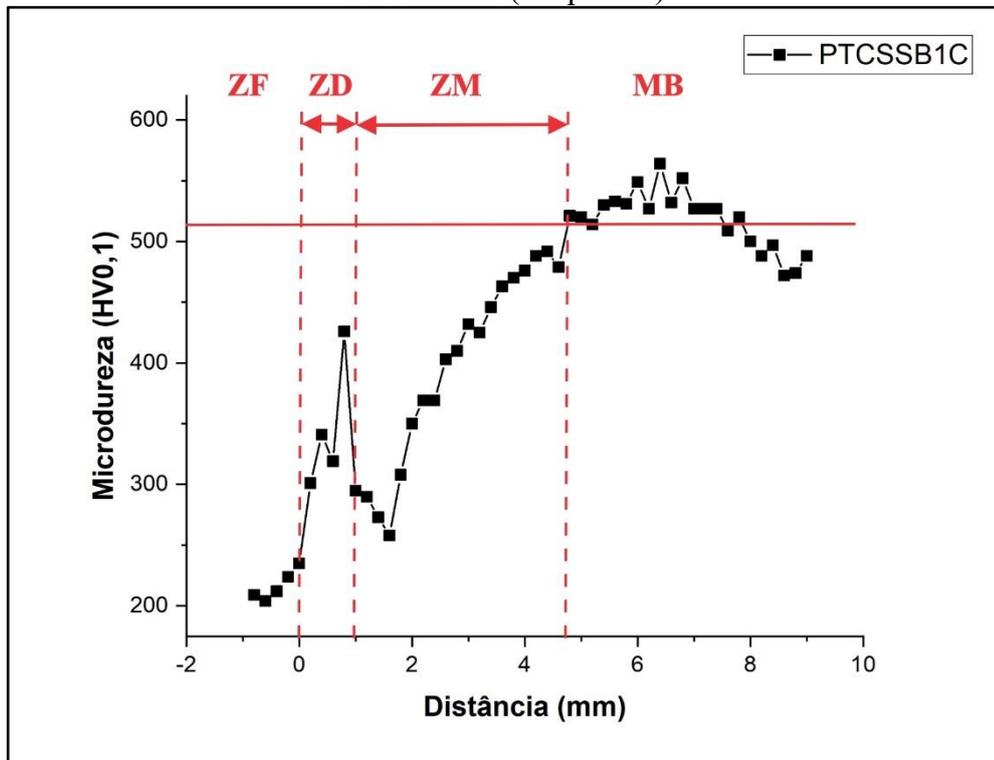
Figura 34 - Desenho esquemático do perfil de microdureza realizado nas amostras soldadas



Fonte: Elaborada pelo autor.

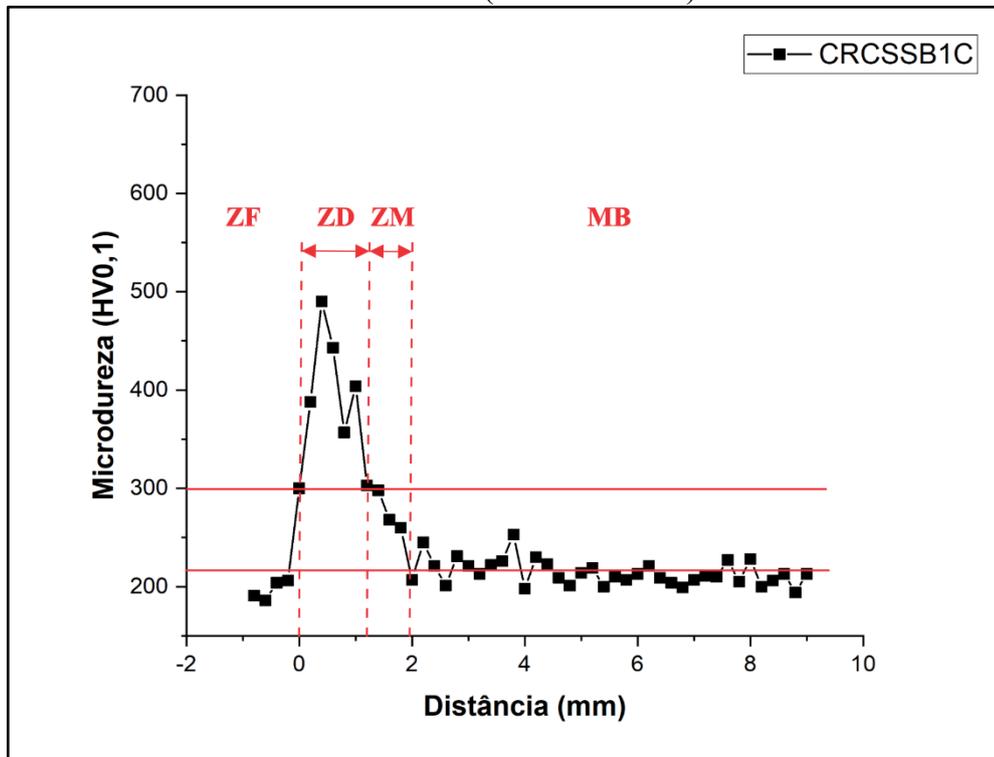
Após a coleta dos resultados, foram plotados gráficos de forma que pudessem ser identificadas as zonas duras e macias e que, conseqüentemente, pudessem ser medidas cada uma dessas regiões. Nas Figuras 35 e 36 é possível visualizar dois gráficos referentes aos cordões soldados com a aplicação da oscilação *switchback* no metal base nas condições temperado e como recebido.

Figura 35 - Gráfico representativo da zona dura (ZD) e da zona macia (ZM) para a condição PTCSSB1C (temperado)



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 36 - Gráfico representativo da zona dura (ZD) e da zona macia (ZM) para a condição CRCSSB1C (como-recebido)



Fonte: Elaborada pelo autor.

A metodologia desenvolvida para determinar as extensões da ZD e da ZM para o metal base na condição temperado segue os seguintes critérios:

- I. A zona dura (ZD) começa na linha de fusão, ou seja, no ponto $X = 0$. Esta zona termina no ponto em que os valores de microdureza começam efetivamente a cair, como pode ser visto na Figura 35;
- II. A zona macia (ZM) começa a partir do término da ZD e se estende até a região em que a microdureza atinge 513 HV_{0,1}. Este valor de microdureza representa a média desta propriedade mecânica após medições no aço ABNT 1045 temperado e com resfriamento em salmoura. Essa média foi obtida através de medições de identificações aleatórias feitas no metal base tratado.

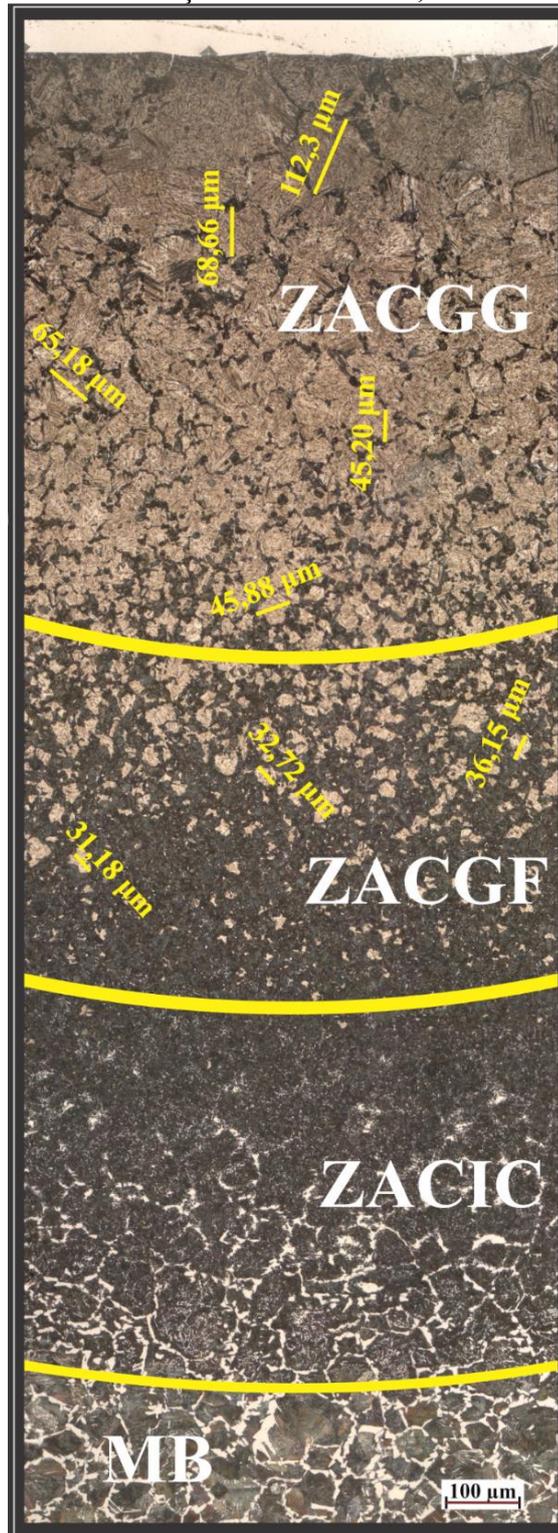
Para o metal base na condição como recebido, por sua vez, os critérios foram os seguintes:

- I. A zona dura (ZD) começa na linha de fusão, ou seja, no ponto $X = 0$ e termina no ponto em que a microdureza se torna equivalente à 300 HV_{0,1}. Este valor foi adotado a partir da observação dos gráficos de microdureza das amostras soldadas. A partir desse valor, houve uma tendência de queda dos resultados medidos;
- II. A zona macia (ZM) começa a partir do término da ZD e termina no ponto em que a microdureza se iguala a um valor médio correspondente ao metal base, considerado aqui como 218 HV_{0,1}. Este resultado foi obtido por meio da média de medições de microdureza efetuadas diretamente no MB.

O segundo critério para avaliação da técnica TDC-DC é o de microestrutura. Para isso, foi necessário registrar imagens da ZAC de cada um dos passes, de forma a se determinar a extensão da ZACGG e da ZACGF dos mesmos. Todas as amostras foram atacadas. Nesse sentido, foi utilizado um microscópio ótico para a retirada das imagens, que foram feitas com um aumento de 200X. Uma série de imagens de cada amostra foi necessária para que fossem feitas montagens e possibilitasse uma melhor análise dos resultados.

Para delimitar as regiões da ZAC, foi definido como final da ZACGG e início da ZACGF a região onde o tamanho médio de grão fosse equivalente a 44,9 μm (Figura 37). Isso equivale a um tamanho de grão ASTM 6, segundo a norma ASTM E112-13 (2021). A partir deste valor, foi possível verificar uma regularidade no tamanho médio dos grãos e um mesmo padrão microestrutural, caracterizando assim a ZAC de grãos finos. A ZAC intercrítica (ZACIC) tem início após o fim da ZACGF e o critério de delimitação dessas regiões se deu a partir da observação da microestrutura (início da presença de região parcialmente transformada).

Figura 37 - Delimitação entre ZACGG, ZACGF e ZACIC



Fonte: Elaborada pelo autor.

4.3.2.3 3° Fase: Passes subsequentes

Nesta última fase foram testados dois ângulos de tocha para os passes subsequentes

ao de ancoramento para a soldagem da segunda camada: $\theta = 0^\circ$ (tocha perpendicular ao substrato) e $\theta = 10^\circ$, como mostrado na Tabela 21. Foi usado como referência o pé do cordão do passe anterior (sobreposição de 50% em relação à largura) e foram soldados dois passes com estes ângulos. A partir da análise visual dos passes levando em consideração os aspectos superficiais dos passes, foi determinado o ângulo a ser utilizado na soldagem da segunda camada dos revestimentos.

O significado das siglas mostradas na coluna referente à “Ensaio” na Tabela 21 é o seguinte: **SCPS** = Segunda Camada Passe Subsequente. Os algarismos que aparecem no final de cada sigla referem-se à sequência de realização dos Ensaio (Ensaio 1, 2 e 3).

Tabela 21 - Ensaio para determinação dos passes subsequentes da 2ª camada

Ensaio	Passe	Ângulo de inclinação
		da tocha (θ) [°]
SCPS1	Ancoramento	45
	2	0
	3	0
SCPS2	Ancoramento	45
	2	10
	3	10

Fonte: Elaborada pelo autor.

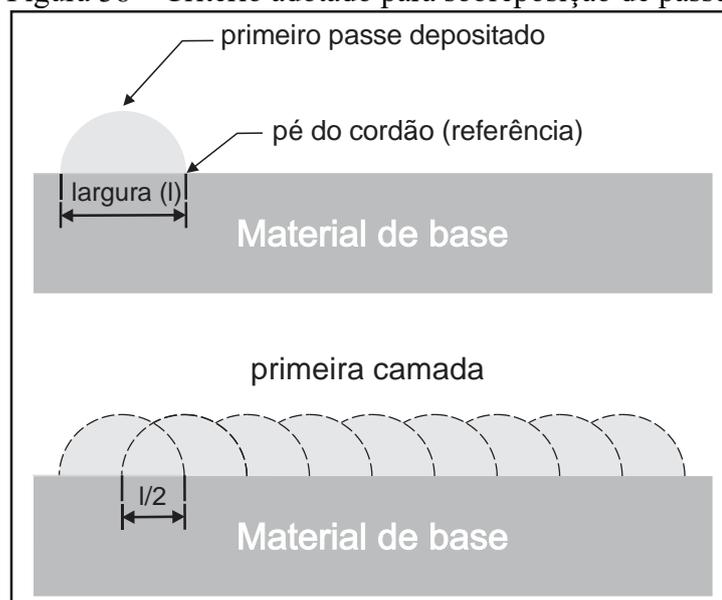
4.3.3 Parte III: Soldagem de revestimentos

4.3.3.1 Etapa única: Avaliação dos revestimentos

A parte final do trabalho foi destinada a soldagem dos revestimentos a partir dos parâmetros de soldagem e de movimentação da tocha levantados até aqui, além dos resultados verificados durante a aplicação dos critérios de microdureza e de microestrutura para a energia da primeira e da segunda camada.

Os passes dos revestimentos foram soldados tomando como referência o pé do cordão do passe anterior, causando uma sobreposição de 50% em relação à largura, como pode ser visto no esquema da Figura 38:

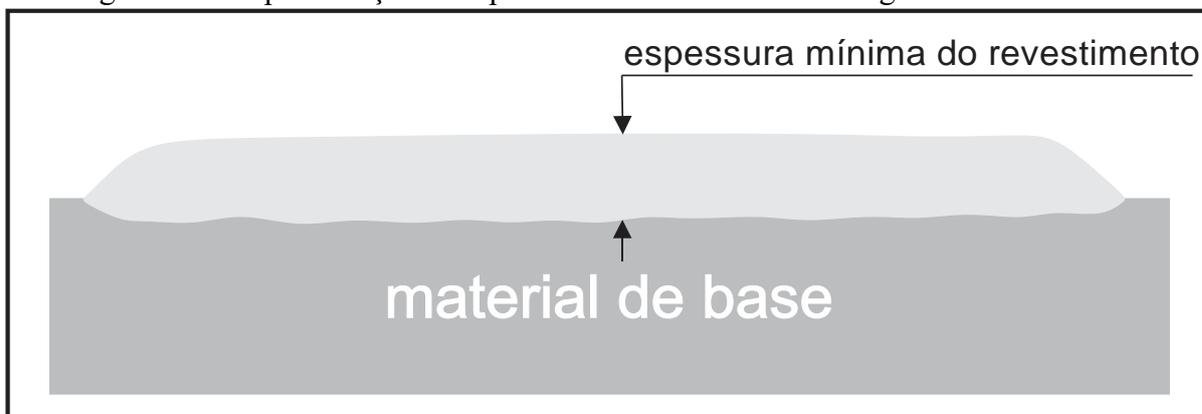
Figura 38 – Critério adotado para sobreposição de passes



Fonte: Elaborado pelo autor.

Foram soldadas duas camadas para cada revestimento, de forma a respeitar um reforço mínimo exigido. Seguindo as orientações da norma N-1707 da Petrobras (que oferece recomendações sobre a aplicação de revestimentos), a espessura mínima (Figura 39) para uma soldagem de revestimento com liga de níquel deve ser de 3 mm. Após a conclusão da soldagem da primeira camada, esta foi parcialmente removida utilizando uma esmerilhadeira equipada com disco de desbaste de modo a nivelar a camada e eliminar possíveis discontinuidades e problemas que poderiam permanecer na interface mesmo após a aplicação da segunda camada.

Figura 39 – Representação da espessura mínima em uma soldagem de revestimento



Fonte: Elaborado pelo autor.

Após o término das soldagens dos revestimentos, uma amostra foi retirada de cada chapa soldada por meio de corte por uma serra fita para possibilitar a medição de características

geométricas como largura, reforço, penetração e diluição.

Para isso, cada amostra foi lixada usando as granulometrias 80, 120, 220, 320, 400, 600 e 1200 *mesh*. Após o lixamento, as peças foram polidas usando pastas de diamante de 3 μm e 6 μm . Por fim, as peças foram atacadas usando o reagente Nital 2% por 20 segundos, seguido de um ataque com o reagente Picral 4% por 20 segundos.

O perfil de microdureza exposto na Figura 34 foi repetido utilizando a mesma quantidade e distribuição de indentações, os mesmos parâmetros de carga, espaçamento entre indentações e tempo para avaliar os valores de microdureza após a aplicação da TDC-DC. Os ensaios foram feitos nas peças polidas e não atacadas. Estes resultados foram comparados com os perfis medidos para as condições soldadas com cordões simples (energia referente à primeira camada) para verificação da eficiência da técnica de deposição controlada com dupla camada.

Imagens da microestrutura foram tiradas através do uso de um microscópio ótico com aumento de 500X para mostrar a microestrutura predominante na região da ZAC dos revestimentos, além de outros detalhes encontrados nesta região. As peças estavam atacadas.

Os critérios que foram estabelecidos para definir se o revestimento produzido atendeu aos requisitos propostos são acabamento superficial, ausência de defeitos visíveis (trincas, falta de fusão, porosidade, entre outros), além de um reforço mínimo de 3 mm.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 Parte I: Primeira camada

Nesta primeira parte estão elencados os resultados referentes à exploração de parâmetros e técnicas para a soldagem da primeira camada dos revestimentos.

5.1.1 1ª Fase: Cordão de ancoramento

Os resultados obtidos para as quatro etapas necessárias para a execução do cordão de ancoramento da primeira camada dos revestimentos seguem nos próximos tópicos.

5.1.1.1 Etapa 1 – Ensaios preliminares

Nas Tabelas 22, 23 e 24 a seguir, são mostrados os resultados referentes ao D.R. (%)⁴ das derivadas subida, descida e do período de CC (curto-circuito) obtidos por meio da aquisição de dados para cada um dos ensaios realizados. Na última coluna também encontra-se a energia de soldagem (E_s) de cada ensaio. As tabelas estão divididas de acordo com os valores de tensão de referência (U_r) explorados.

Tabela 22 - Resultados de D.R. (%) para algumas variáveis referentes ao curto-circuito convencional e da energia de soldagem para uma tensão de referência igual a 19 V

Tensão de referência (U_r) = 19 V (continua)

Ensaio	V_{alim} (m/min)	Derivada subida		Derivada descida		Período de CC	Energia de soldagem (E_s)
		K_s	D.R. (%)	K_d	D.R. (%)	D.R. (%)	[kJ/mm]
FC-CC1	5	60	29,3	60	34,6	35,1	0,75
FC-CC2	5	60	17,3	100	31,1	32,3	0,70
FC-CC3	5	60	15,0	130	27,8	36,1	0,69
FC-CC4	5	100	11,3	60	29,7	55,1	0,76
FC-CC5	5	100	17,6	100	40,1	34,0	0,74

⁴ D.R. (%) refere-se ao quociente entre o desvio padrão de uma determinada variável (curtos-circuitos, derivadas subida ou descida etc) em milissegundos e o valor médio desta mesma variável, também em milissegundos. Quanto menor o valor de D.R. (%), maior é a estabilidade do sinal.

Tabela 22 - Resultados de D.R. (%) para algumas variáveis referentes ao curto-circuito convencional e da energia de soldagem para uma tensão de referência igual a 19 V

Tensão de referência (U_r) = 19 V (conclusão)

Ensaio	V_{alim} (m/min)	Derivada subida		Derivada descida		Período de CC	Energia de soldagem (E_s)
		K_s	D.R. (%)	K_d	D.R. (%)	D.R. (%)	[kJ/mm]
FC-CC6	5	100	13,5	130	32,3	33,2	0,71
FC-CC7	5	130	13,9	60	27,9	65,7	0,79
FC-CC8	5	130	10,9	100	27,8	38,9	0,74
FC-CC9	5	130	12,4	130	25,0	34,5	0,72
FC-CC10	6	60	44,7	60	29,8	103,9	0,69
FC-CC11	6	60	34,5	100	29,0	85,3	0,69
FC-CC12				Condição não soldada			
FC-CC13				Condição não soldada			
FC-CC14				Condição não soldada			
FC-CC15				Condição não soldada			
FC-CC16				Condição não soldada			
FC-CC17				Condição não soldada			
FC-CC18				Condição não soldada			
FC-CC19				Condição não soldada			
FC-CC20				Condição não soldada			
FC-CC21				Condição não soldada			
FC-CC22				Condição não soldada			
FC-CC23				Condição não soldada			
FC-CC24				Condição não soldada			
FC-CC25				Condição não soldada			
FC-CC26				Condição não soldada			
FC-CC27				Condição não soldada			

Fonte: Elaborada pelo autor.

Tabela 23 - Resultados de D.R. (%) para algumas variáveis referentes ao curto-circuito convencional e da energia de soldagem para uma tensão de referência igual a 20 V

Tensão de referência (Ur) = 20 V

Ensaio	V _{alim} (m/min)	Derivada subida		Derivada descida		Período de CC	Energia de soldagem (E _s)
		Ks	D.R. (%)	Kd	D.R. (%)	D.R. (%)	[kJ/mm]
FC-CC28	5	60	31,1	60	46,6	45,6	0,78
FC-CC29	5	60	30,2	100	53,7	38,4	0,75
FC-CC30	5	60	26,2	130	46,1	33,7	0,75
FC-CC31	5	100	19,3	60	34,7	55,4	0,82
FC-CC32	5	100	24,6	100	43,1	47,8	0,79
FC-CC33	5	100	18,2	130	48,9	42,9	0,78
FC-CC34	5	130	19,7	60	32,0	56,6	0,83
FC-CC35	5	130	14,3	100	32,7	55,5	0,80
FC-CC36	5	130	12,1	130	43,3	43,3	0,79
FC-CC37	6	60	30	60	43,6	46,2	0,89
FC-CC38	6	60	26,7	100	44,1	45,5	0,84
FC-CC39	6	60	21,5	130	36,5	42,2	0,82
FC-CC40	6	100	28,3	60	40,6	53,4	0,90
FC-CC41	6	100	18,5	100	39,6	38,5	0,87
FC-CC42	6	100	14,6	130	37,6	34,0	0,86
FC-CC43	6	130	23,5	60	36,6	65,0	0,92
FC-CC44	6	130	20,9	100	44,3	42,9	0,91
FC-CC45	6	130	12,4	130	37,2	41,9	0,88
FC-CC46	7	60	30	60	46,2	79,8	0,94
FC-CC47	7	60	24,4	100	36,1	54,1	0,90
FC-CC48	7	60	27,4	130	49,1	160,5	0,79
FC-CC49	7	100	19,1	60	39,6	71,7	1,00
FC-CC50	7	100	16,7	100	32,9	58,0	0,98
FC-CC51	7	100	14,8	130	27,6	45,1	0,93
FC-CC52	7	130	19,4	60	28,6	68,7	1,02
FC-CC53	7	130	12,5	100	24,7	52,8	0,98
FC-CC54	7	130	10,1	130	23,5	47,1	0,96

Fonte: Elaborada pelo autor.

Tabela 24 - Resultados de D.R. (%) para algumas variáveis referentes ao curto-circuito convencional e da energia de soldagem para uma tensão de referência igual a 21 V

Tensão de referência (Ur) = 21 V

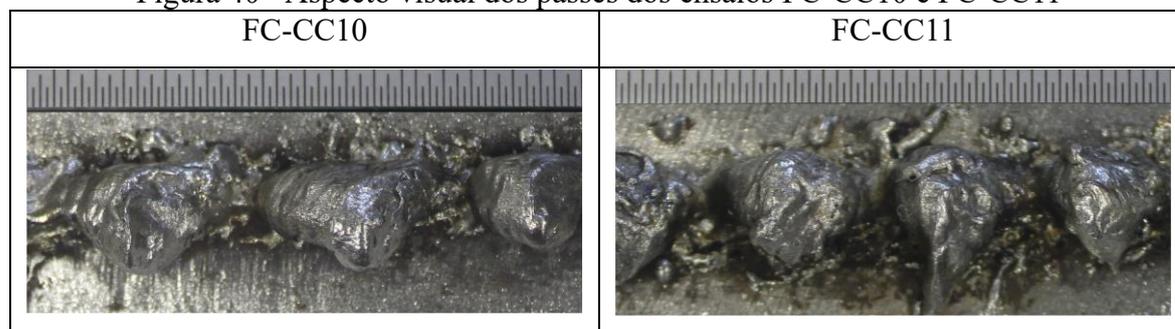
Ensaio	V _{alim} (m/min)	Derivada subida		Derivada descida		Período de CC	Energia de soldagem (E _s)
		Ks	D.R. (%)	Kd	D.R. (%)	D.R. (%)	[kJ/mm]
FC-CC55	5	60	20,1	60	38,9	50,5	0,85
FC-CC56	5	60	17,7	100	37,7	21,2	0,84
FC-CC57	5	60	33,8	130	47,0	33,9	0,78
FC-CC58	5	100	39,2	60	44,7	51,0	0,84
FC-CC59	5	100	50,5	100	56,9	42,2	0,82
FC-CC60	5	100	15,1	130	40,9	38,9	0,82
FC-CC61	5	130	22,7	60	31,9	53,0	0,85
FC-CC62	5	130	15,6	100	33,9	57,9	0,82
FC-CC63	5	130	14,5	130	25,6	43,3	0,84
FC-CC64	6	60	22,1	60	52,3	37,3	0,93
FC-CC65	6	60	17,8	100	34,0	35,6	0,90
FC-CC66	6	60	22,5	130	36,6	39,5	0,84
FC-CC67	6	100	18,7	60	35,0	66,1	0,96
FC-CC68	6	100	17,7	100	42,0	50,6	0,92
FC-CC69	6	100	12,3	130	27,3	38,1	0,91
FC-CC70	6	130	8,6	60	26,2	75,1	0,97
FC-CC71	6	130	9,6	100	30,1	65,9	0,94
FC-CC72	6	130	7,6	130	15,4	43,6	0,93
FC-CC73	7	60	17,4	60	48,3	51,7	1,03
FC-CC74	7	60	13,9	100	34,5	50,8	0,97
FC-CC75	7	60	14,3	130	28,4	41,5	0,95
FC-CC76	7	100	22,5	60	38,8	66,8	1,07
FC-CC77	7	100	16,2	100	35,5	57,8	1,03
FC-CC78	7	100	12,3	130	29,9	51,4	1,02
FC-CC79	7	130	20	60	28,8	78,4	1,07
FC-CC80	7	130	16,7	100	39,4	66,5	1,02
FC-CC81	7	130	12,6	130	31,6	54,6	1,01

Fonte: Elaborada pelo autor.

Para a tensão de referência (U_r) igual a 19 V (Tabela 22), não foi possível obter cordões regulares nos ensaios FC-CC10 e FC-CC11. Por essa razão, decidiu-se por não realizar as soldagens referentes aos ensaios FC-CC12 até FC-CC18, a partir da suposição de que os passes teriam desempenhos similares (todos estes ensaios possuíam uma $V_{alim} = 6$ m/min). A justificativa para os problemas encontrados na realização dos passes a partir de FC-CC10 pode ser dada, em parte, por conta do aumento da V_{alim} , que passou de 5 m/min para 6 m/min. Essa informação pode ser encontrada na segunda coluna da Tabela 22.

Este aumento na taxa de alimentação do arame, mantendo constante o valor de U_r em 19 V, causou um desbalanceamento entre a quantidade de arame cedida e a sua taxa de fusão. Segundo Villani, Modenese e Bracarense (2011), a V_{alim} deve ser equivalente à velocidade média de fusão do arame. Neste caso, este desequilíbrio alcançou um patamar que tornou a soldagem irregular e causou problemas na deposição do metal durante a formação do cordão. Os aspectos visuais dos ensaios FC-CC10 e FC-CC11 podem ser vistos na Figura 40. Diante desta performance para a V_{alim} de 6 m/min, decidiu-se também pela não realização da soldagem dos ensaios pertencentes ao intervalo FC-CC19 a FC-CC27, que possuíam uma V_{alim} de 7 m/min e, portanto, uma taxa de alimentação ainda mais elevada. A tendência era a de um processo mais irregular do que o já citado anteriormente.

Figura 40 - Aspecto visual dos passes dos ensaios FC-CC10 e FC-CC11



Fonte: Elaborada pelo autor.

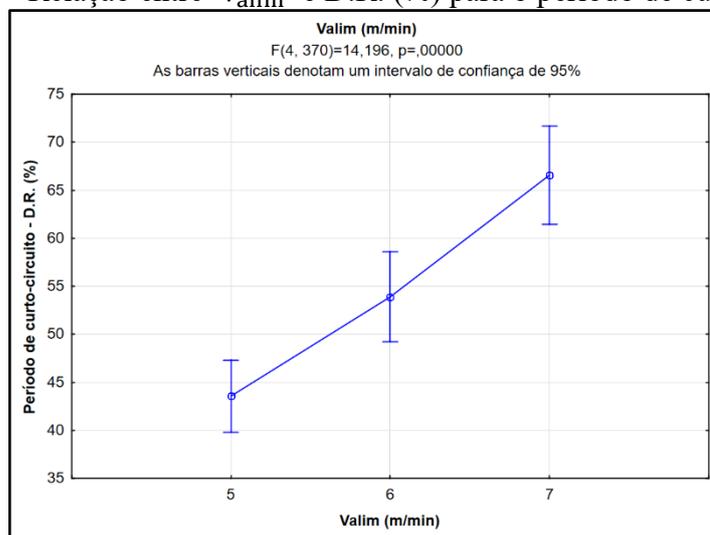
Partindo agora para uma análise geral, serão mostrados e discutidos os resultados individuais de cada um dos fatores de controle (U_r , V_{alim} , K_s e K_d) por meio dos critérios já estabelecidos na metodologia do trabalho: estabilidade dos sinais de tensão e corrente por meio da análise de D.R. (%) dos sinais de tensão x corrente e a análise qualitativa dos aspectos superficiais dos passes.

- **Velocidade de alimentação do arame (V_{alim}):**

Nas Figuras 41 e 42 estão mostrados os gráficos obtidos por meio de ANOVA para a avaliação do comportamento da velocidade de alimentação do arame. A Figura 41 ilustra os resultados referentes ao D.R. (%) do período de curto-circuito para cada valor de V_{alim} utilizado no fatorial completo e a Figura 42 mostra como cada nível deste parâmetro foi avaliado segundo critérios qualitativos dos cordões soldados.

De acordo com a Figura 41, é possível visualizar que o uso da velocidade de alimentação do arame igual a 5 m/min proporcionou ao período de CC o maior grau de repetitividade, ou seja, esta variável apresentou a menor variação em relação aos outros valores de V_{alim} testados no fatorial completo. Isso significa que os cordões soldados com esta taxa de alimentação proporcionaram curtos-circuitos mais regulares, o que, de antemão, pode ser interpretado como um importante indicativo de estabilidade. Este comportamento pode, inclusive, ter impactado positivamente nas características superficiais destes cordões. Verifica-se pelo gráfico que trata-se de uma análise estatisticamente significativa.

Figura 41 - Relação entre V_{alim} e D.R. (%) para o período de curto-circuito

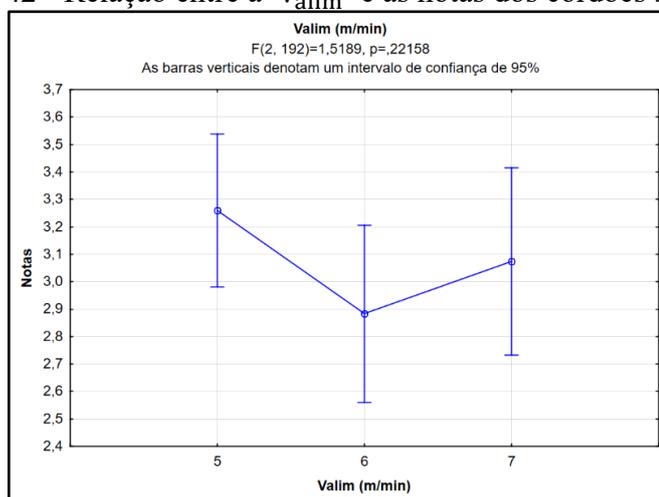


Fonte: Elaborada pelo autor.

Considerando a análise qualitativa dos passes, ou seja, a avaliação dos aspectos superficiais dos cordões, houve uma tendência para que os melhores resultados apresentados fossem aqueles em que o valor de V_{alim} configurado tivesse sido igual a 5 m/min, como pode ser visto na Figura 42. Embora esta conclusão esteja baseada em um estudo em que não houve uma significância estatística ($p = 0,22158$), uma observação geral da formação dos cordões

(Figura 43) converge para a decisão de que o valor de V_{alim} igual a 5 m/min tenha tido, em geral, melhor performance.

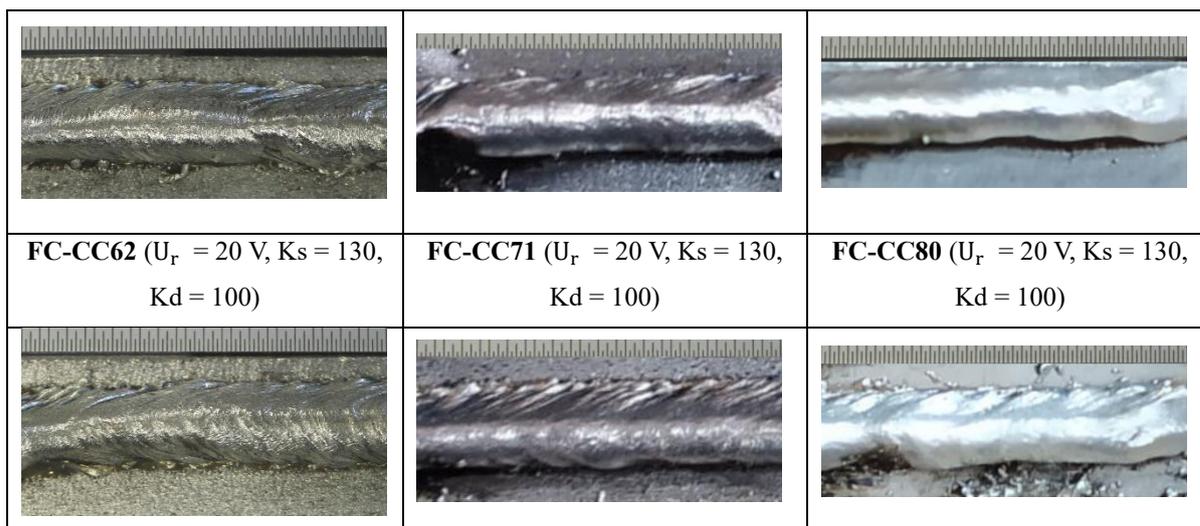
Figura 42 - Relação entre a V_{alim} e as notas dos cordões soldados



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 43 - Aspectos superficiais gerais dos cordões soldados para cada valor de V_{alim}

$V_{alim} = 5$ m/min	$V_{alim} = 6$ m/min	$V_{alim} = 7$ m/min
FC-CC28 ($U_r = 20$ V, $K_s = 60$, $K_d = 60$)	FC-CC37 ($U_r = 20$ V, $K_s = 60$, $K_d = 60$)	FC-CC46 ($U_r = 20$ V, $K_s = 60$, $K_d = 60$)
FC-CC34 ($U_r = 20$ V, $K_s = 130$, $K_d = 60$)	FC-CC43 ($U_r = 20$ V, $K_s = 130$, $K_d = 60$)	FC-CC52 ($U_r = 20$ V, $K_s = 130$, $K_d = 60$)
FC-CC62 ($U_r = 20$ V, $K_s = 130$, $K_d = 130$)	FC-CC71 ($U_r = 20$ V, $K_s = 130$, $K_d = 130$)	FC-CC80 ($U_r = 20$ V, $K_s = 130$, $K_d = 130$)
FC-CC60 ($U_r = 20$ V, $K_s = 100$, $K_d = 130$)	FC-CC69 ($U_r = 20$ V, $K_s = 100$, $K_d = 130$)	FC-CC78 ($U_r = 20$ V, $K_s = 100$, $K_d = 130$)



Fonte: Elaborada pelo autor.

Como pode ser visto na Figura 43, os cordões utilizando V_{alim} de 6 m/min e 7 m/min apresentaram, na maioria dos casos, maior variação geométrica na formação dos depósitos, maior quantidade de respingos, assim como produziram maior grau de escorrimento quando comparados com o uso da V_{alim} de 5 m/min. A importância de se produzir cordões de ancoramento com pouco escorrimento (menos espalhados no substrato) está relacionada à sua importância em conseguir “ancorar”/segurar os passes subsequentes com maior eficiência durante a soldagem da camada do revestimento.

Desta forma, os dois estudos feitos acima mostram que a $V_{alim} = 5$ m/min, de fato, produziu os cordões mais estáveis e com melhores aspectos superficiais.

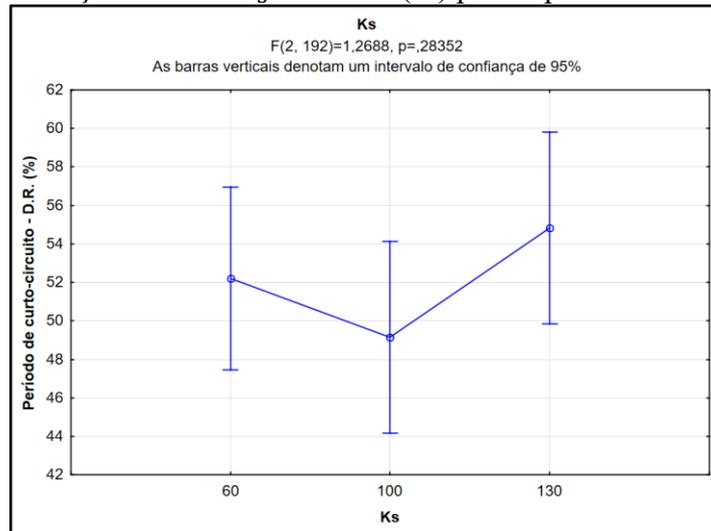
- **K_s (inverso da indutância de subida)**

Nas Figuras 44, 45 e 46 estão mostrados os gráficos obtidos por meio de ANOVA para a avaliação dos valores de K_s (inverso da indutância de subida) explorados no fatorial completo usando curto-circuito convencional. A Figura 44 mostra os resultados referentes ao D.R. (%) do período de curto-circuito para os três valores de K_s estudados. A Figura 45 ilustra a relação entre o D.R. (%) da derivada subida para cada um dos valores do fator de controle analisados. Por fim, a Figura 46 apresenta como cada valor do inverso da indutância de subida foi avaliado segundo critérios qualitativos dos cordões soldados.

A partir da Figura 44, pode-se afirmar que, para os resultados referentes ao período de curto-circuito, os valores de K_s que proporcionaram menor D.R. (%), ou seja, que causaram maior repetitividade no período de CC foram aqueles iguais a 60 e 100 (este último valor

apresentou uma maior tendência de estabilidade no sinal do CC). Essa informação preliminar diz respeito às características do comportamento do modo de transferência metálica estudado em termos de estabilidade, como já discutido na análise da V_{alim} . Esta análise não se mostrou estatisticamente significativa ($p = 0,28352$).

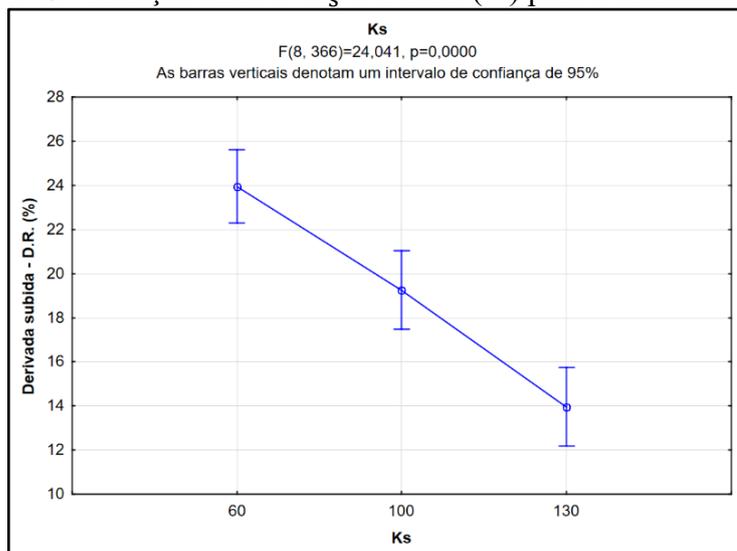
Figura 44 - Relação entre o K_s e o D.R. (%) para o período de curto-circuito



Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Figura 45, que mostra um gráfico referente ao comportamento do D.R. (%) da derivada subida em relação aos valores do inverso da indutância de subida adotados, tem-se que o valor de K_s equivalente a 130 apresentou um maior nível de estabilidade no processo, seguido de K_s igual a 100. Segundo Scotti e Ponomarev (2014), valores baixos de indutância de subida (consequentemente altos valores de K_s), ajustados em níveis adequados para que a corrente não suba de forma muito brusca, são importantes no sentido de reduzir a produção de respingos. Esta adequada parametrização reflete em uma boa característica em termos de regularidade e de qualidade na geração de cordões de solda. A ANOVA retratada graficamente na Figura 45 foi estatisticamente significativa.

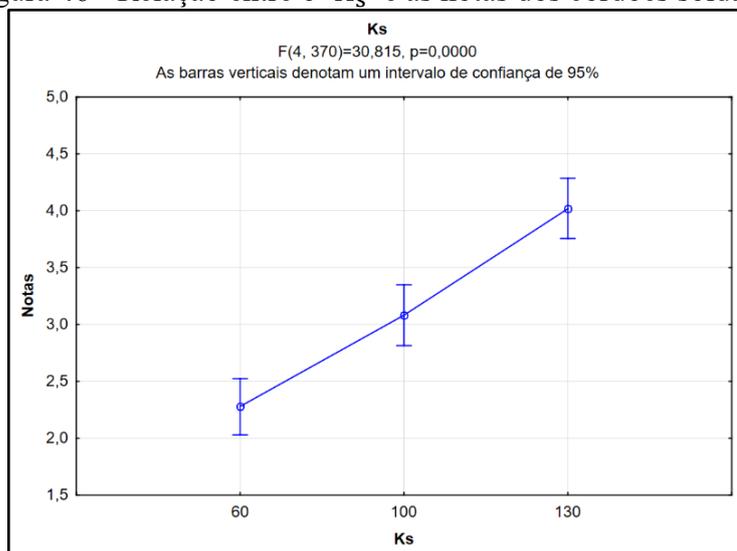
Figura 45 - Relação entre o K_s e o D.R. (%) para a derivada subida



Fonte: Elaborada pelo autor.

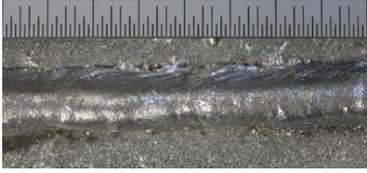
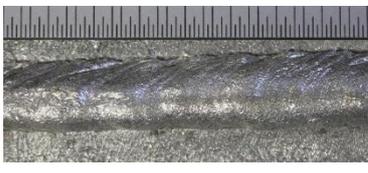
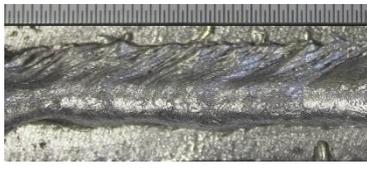
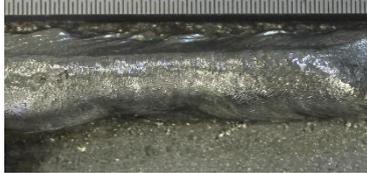
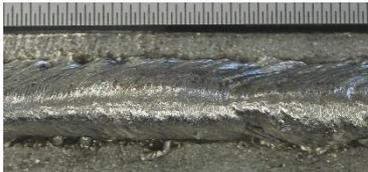
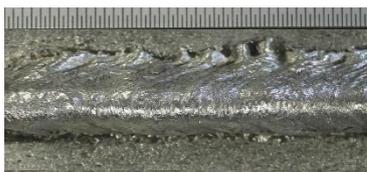
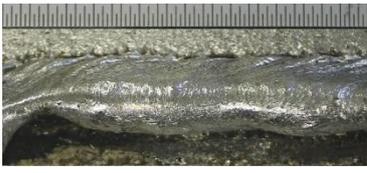
Considerando os resultados apresentados na Figura 46, têm-se que os maiores valores de K_s (100 e 130) ajustados na fonte de soldagem apresentaram os índices mais elevados em relação aos aspectos qualitativos. Por meio da Figura 47 é possível verificar o comportamento dos cordões soldados de acordo com os valores de K_s estudados.

Figura 46 - Relação entre o K_s e as notas dos cordões soldados



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 47 - Aspectos superficiais gerais dos cordões soldados para cada valor de K_s

$K_s = 60$	$K_s = 100$	$K_s = 130$
FC-CC3 ($V_{alim} = 5$ m/min, $U_r = 19$ V, $K_d = 130$)	FC-CC5 ($V_{alim} = 5$ m/min, $U_r = 19$ V, $K_d = 130$)	FC-CC9 ($V_{alim} = 5$ m/min, $U_r = 19$ V, $K_d = 130$)
		
FC-CC28 ($V_{alim} = 5$ m/min, $U_r = 20$ V, $K_d = 60$)	FC-CC31 ($V_{alim} = 5$ m/min, $U_r = 20$ V, $K_d = 60$)	FC-CC34 ($V_{alim} = 5$ m/min, $U_r = 20$ V, $K_d = 60$)
		
FC-CC46 ($V_{alim} = 7$ m/min, $U_r = 20$ V, $K_d = 60$)	FC-CC49 ($V_{alim} = 7$ m/min, $U_r = 20$ V, $K_d = 60$)	FC-CC52 ($V_{alim} = 7$ m/min, $U_r = 20$ V, $K_d = 60$)
		
FC-CC57 ($V_{alim} = 5$ m/min, $U_r = 21$ V, $K_d = 130$)	FC-CC60 ($V_{alim} = 5$ m/min, $U_r = 21$ V, $K_d = 130$)	FC-CC63 ($V_{alim} = 5$ m/min, $U_r = 21$ V, $K_d = 130$)
		
FC-CC65 ($V_{alim} = 6$ m/min, $U_r = 21$ V, $K_d = 100$)	FC-CC68 ($V_{alim} = 6$ m/min, $U_r = 21$ V, $K_d = 100$)	FC-CC71 ($V_{alim} = 6$ m/min, $U_r = 21$ V, $K_d = 100$)
		

Fonte: Elaborada pelo autor.

Diferentemente do que era esperado diante do resultado da análise do D.R. (%) do período de CC para a avaliação de K_s , os cordões soldados com $K_s = 60$ apresentaram os

piores resultados relacionados aos aspectos qualitativos dos cordões. Isso pode ser verificado não só pelas imagens presentes na Figura 47, mas também pelo gráfico da Figura 46. Como também discutido por Scotti e Ponomarev (2014), altos valores de indutância (baixos valores de K_s), embora diminuam as possibilidades de repulsões da gota e geração de respingos, devem permitir que haja uma elevação adequada da corrente de modo a evitar que o arame acabe mergulhando na poça de fusão antes da ocorrência da transferência metálica. Como já mostrado, valores mais altos de K_s (baixos valores de indutância de subida), desde que parametrizados adequadamente, permitem uma apropriada transferência das gotas e a produção de um baixo número de respingos.

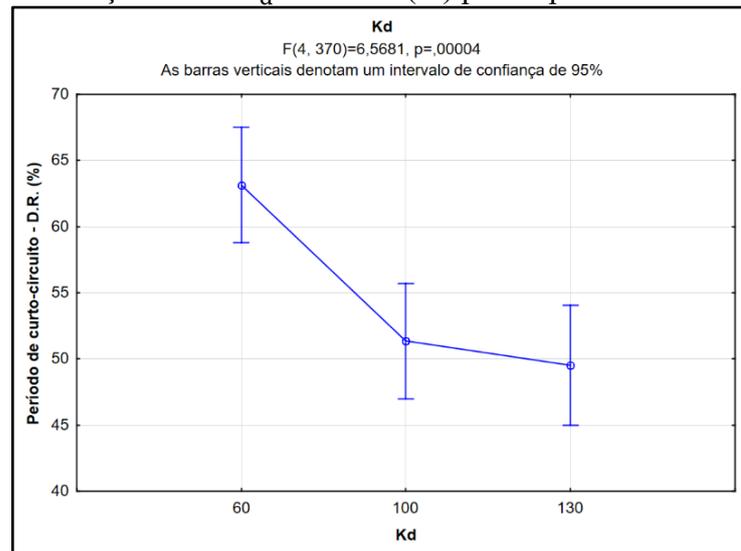
Os parâmetros $K_s = 130$ e 100 apresentaram uma melhor performance considerando os aspectos superficiais dos passes.

- **K_d (inverso da indutância de descida)**

Nas Figuras 48, 49 e 50 estão apresentados os gráficos obtidos através de ANOVA para a avaliação dos valores de K_d (inverso da indutância de descida) explorados no fatorial completo para o modo curto-circuito convencional. A Figura 48 ilustra os resultados do D.R. (%) do período de curto-circuito para cada um dos três valores de K_d abordados. Na Figura 49, é possível verificar a relação entre os D.R. (%) da derivada descida para cada um dos valores de K_d analisados. Por fim, a Figura 50 mostra como cada valor de K_d foi avaliado segundo critérios qualitativos dos cordões soldados.

Os resultados presentes na Figura 48 para o período de curto-circuito aponta para uma maior repetitividade, ou seja, menor D.R. (%), quando foram usados valores de K_d iguais a 100 e 130, tendo entre si um desempenho muito próximo. Os menores índices de D.R. (%) para esses níveis de K_d demonstram que houve uma maior regularidade em termos dos sinais coletados de corrente e tensão do arco para estes valores. Este resultado apresentou significância estatística.

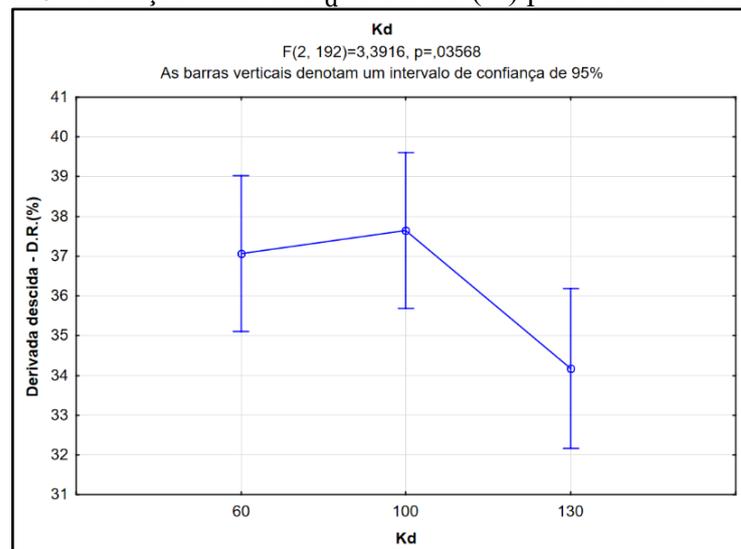
Figura 48 - Relação entre K_d e o D.R. (%) para o período de curto-circuito



Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Figura 49 é possível verificar o grau estabilidade proporcionado pelos valores de K_d medidos pelo D.R. (%) da derivada descida. Através do gráfico gerado por meio de ANOVA, é possível detectar que o uso de $K_d = 130$ garantiu uma maior repetitividade em termos da regularidade do comportamento da derivada descida. Para K_d iguais a 100 e 60, os resultados foram similares entre si. É possível verificar também que o resultado geral desta análise apresentou significância em termos estatísticos ($p = 0,03568$).

Figura 49 - Relação entre o K_d e o D.R. (%) para a derivada descida



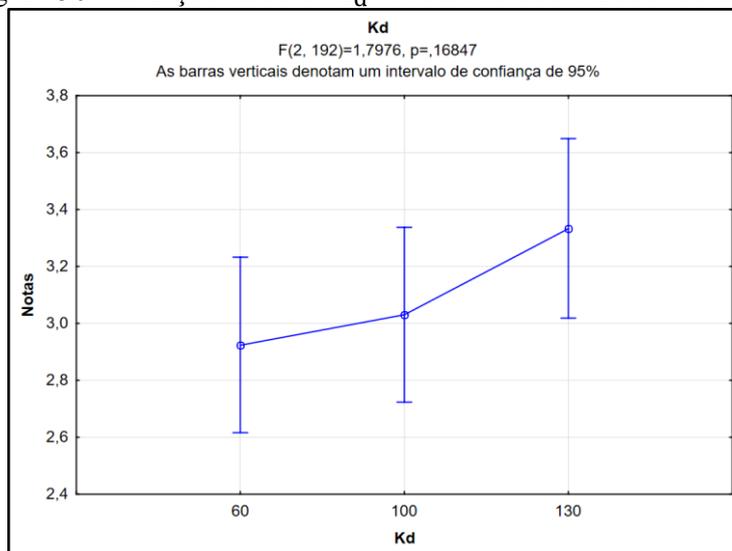
Fonte: Elaborada pelo autor.

Por fim, na Figura 50 é mostrada a avaliação qualitativa para cada um dos valores

do inverso da indutância de descida. É possível verificar que o valor de $K_d = 130$ mostra uma tendência de possuir a melhor performance dentre as condições testadas, seguido de $K_d = 100$. No geral, os valores de K_d possuíram desempenhos similares neste quesito, principalmente considerando os dois maiores níveis abordados. A análise não foi estatisticamente significativa ($p = 0,16847$).

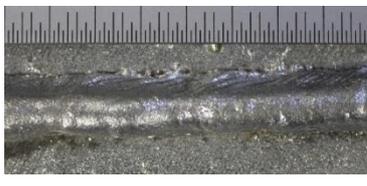
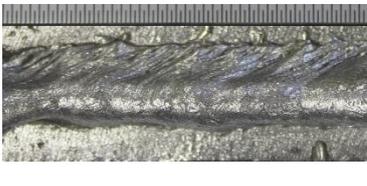
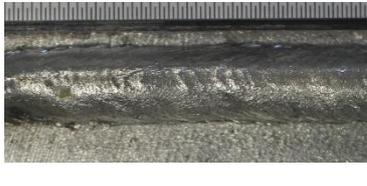
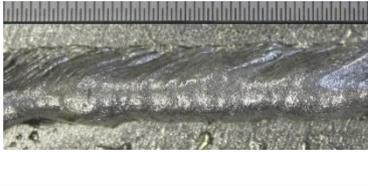
Nesse sentido, por meio das imagens mostradas na Figura 51, pode-se notar que os maiores valores de K_d proporcionaram, de um modo geral, uma melhor performance em termos de qualidade dos depósitos. Assim como na análise dos resultados de K_s , o menor nível de K_d também resultou na formação de cordões com maior grau de irregularidade superficial e geométrica e com maior quantidade de respingos, principalmente quando acompanhado de $K_s = 60$ e níveis mais altos de V_{alim} (o uso da $V_{alim} = 7$ m/min produziu cordões instáveis e com grande quantidade de respingos). Os maiores valores de K_d , por sua vez, proporcionaram resultados mais favoráveis. Embora o uso de $K_d = 130$ tenha tido uma leve vantagem nas análises de ANOVA vistas nas Figuras 48, 49 e 50, o desempenho de $K_d = 100$ produziu cordões considerados mais adequados.

Figura 50 - Relação entre o K_d e as notas dos cordões soldados



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 51 - Aspectos superficiais gerais dos cordões soldados para cada valor de K_d

$K_d = 60$	$K_d = 100$	$K_d = 130$
FC-CC1 ($V_{alim} = 5$ m/min, $U_r = 19$ V, $K_s = 60$)	FC-CC2 ($V_{alim} = 5$ m/min, $U_r = 19$ V, $K_s = 60$)	FC-CC3 ($V_{alim} = 5$ m/min, $U_r = 19$ V, $K_s = 60$)
		
FC-CC34 ($V_{alim} = 5$ m/min, $U_r = 20$ V, $K_s = 130$)	FC-CC35 ($V_{alim} = 5$ m/min, $U_r = 20$ V, $K_s = 130$)	FC-CC36 ($V_{alim} = 5$ m/min, $U_r = 20$ V, $K_s = 130$)
		
FC-CC31 ($V_{alim} = 5$ m/min, $U_r = 20$ V, $K_s = 100$)	FC-CC32 ($V_{alim} = 5$ m/min, $U_r = 20$ V, $K_s = 100$)	FC-CC33 ($V_{alim} = 5$ m/min, $U_r = 20$ V, $K_s = 100$)
		
FC-CC40 ($V_{alim} = 6$ m/min, $U_r = 20$ V, $K_s = 100$)	FC-CC41 ($V_{alim} = 6$ m/min, $U_r = 20$ V, $K_s = 100$)	FC-CC42 ($V_{alim} = 6$ m/min, $U_r = 20$ V, $K_s = 100$)
		
FC-CC52 ($V_{alim} = 7$ m/min, $U_r = 20$ V, $K_s = 130$)	FC-CC53 ($V_{alim} = 7$ m/min, $U_r = 20$ V, $K_s = 130$)	FC-CC54 ($V_{alim} = 7$ m/min, $U_r = 20$ V, $K_s = 130$)
		

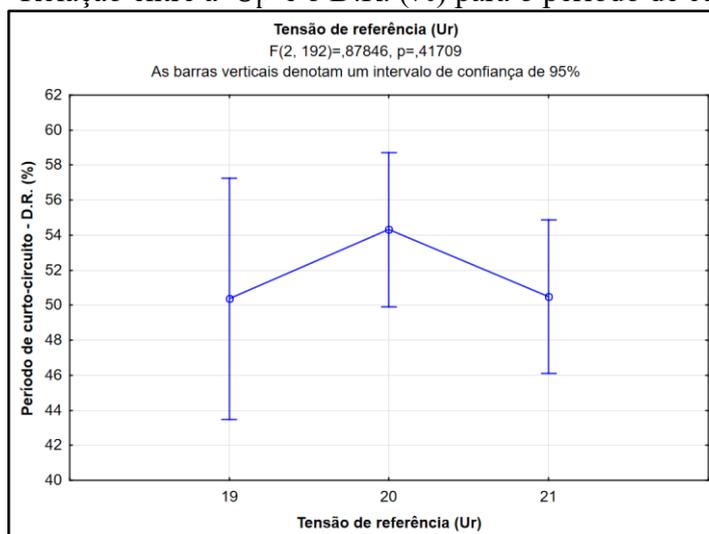
Fonte: Elaborada pelo autor.

- **Tensão de referência:**

Nas Figuras 52 e 53 podem ser vistos os gráficos referentes às avaliações dos valores de U_r (tensão de referência) explorados no fatorial completo a partir da aplicação de ANOVA. A Figura 52 ilustra os resultados do D.R. (%) do período de curto-circuito para cada um dos três valores de U_r abordados. Na Figura 53, por sua vez, é possível verificar como cada valor de U_r foi avaliado segundo critérios qualitativos dos cordões soldados.

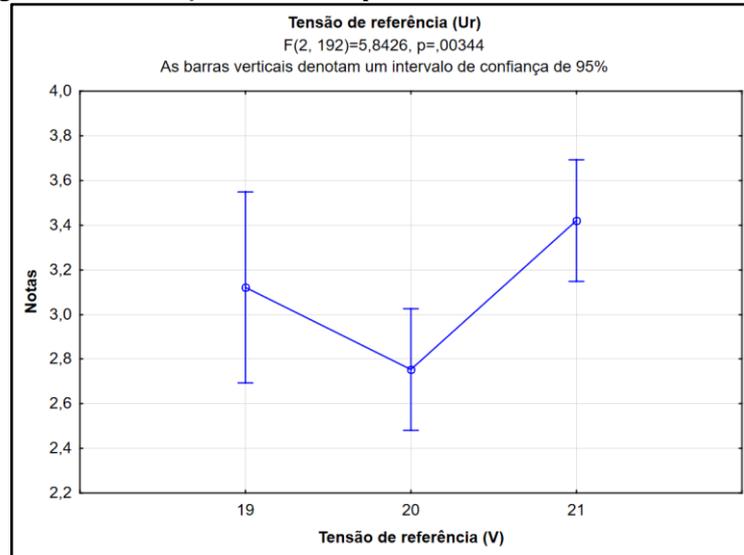
Os resultados presentes na Figura 52 para o período de curto-circuito apontam para uma maior repetitividade no CC, dentre os cordões de solda realizados no estudo, quando foram usados valores de U_r iguais a 19 V e 21 V, embora esta análise não tenha sido estatisticamente significativa ($p = 0,41709$). Os menores índices de D.R. (%) para esses níveis de U_r demonstram que estes valores causaram uma maior regularidade em termos dos sinais coletados de corrente e tensão do arco.

Figura 52 - Relação entre a U_r e o D.R. (%) para o período de curto-circuito



Fonte: Elaborada pelo autor.

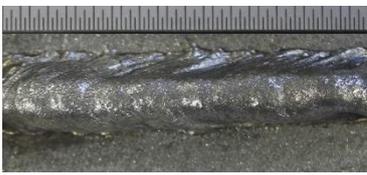
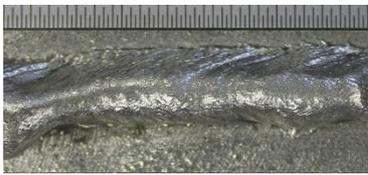
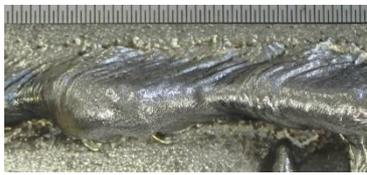
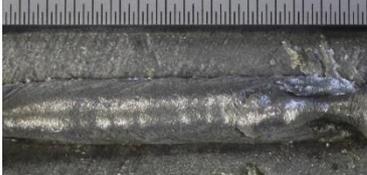
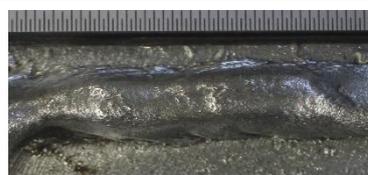
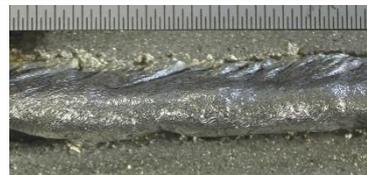
Na Figura 53 pode ser visto o resultado da análise de variância para cada um dos valores de U_r em relação aos aspectos superficiais dos passes, ou seja, da análise qualitativa dos cordões. É possível verificar que os valores de U_r iguais a 21 V e a 19 V mostram uma tendência de apresentar a melhor performance dentre as condições testadas, seguido de $U_r = 20$ V. No geral, os valores de U_r possuíram desempenhos similares. A avaliação apresentou relevância estatística.

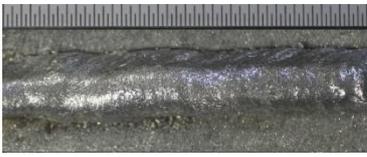
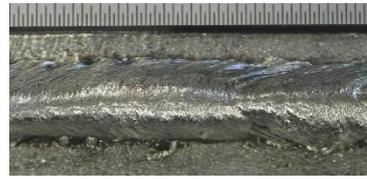
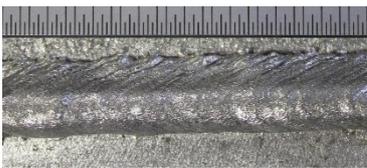
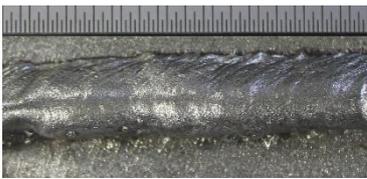
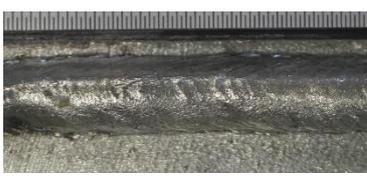
Figura 53 – Relação entre a U_r e as notas dos cordões soldados

Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Figura 54 estão mostrados alguns cordões referentes ao fatorial completo para cada valor de U_r . Ao observar esta figura, é possível verificar que, de modo geral, os cordões soldados com $U_r = 19$ V possuem um maior nível de regularidade e qualidade superficial. Para U_r iguais a 20 V e 21 V, os cordões tiveram maior presença de respingos e imperfeições ao longo do pé dos cordões. Segundo Machado (1996), altos valores de tensão podem ser responsáveis pela formação de porosidade, maior nível de respingos e o aparecimento de mordeduras.

Figura 54 - Aspectos superficiais gerais dos cordões soldados para cada valor de U_r

$U_r = 19$ V	$U_r = 20$ V	$U_r = 21$ V
FC-CC4 ($V_{alim} = 5$ m/min, $K_s = 100$, $K_d = 60$)	FC-CC31 ($V_{alim} = 5$ m/min, $K_s = 100$, $K_d = 60$)	FC-CC58 ($V_{alim} = 5$ m/min, $K_s = 100$, $K_d = 60$)
		
FC-CC1 ($V_{alim} = 5$ m/min, $K_s = 60$, $K_d = 60$)	FC-CC37 ($V_{alim} = 5$ m/min, $K_s = 60$, $K_d = 60$)	FC-CC55 ($V_{alim} = 5$ m/min, $K_s = 60$, $K_d = 60$)
		

FC-CC6 ($V_{alim} = 5$ m/min, $K_s = 100$, $K_d = 130$)	FC-CC33 ($V_{alim} = 5$ m/min, $K_s = 100$, $K_d = 130$)	FC-CC60 ($V_{alim} = 5$ m/min, $K_s = 100$, $K_d = 130$)
		
FC-CC7 ($V_{alim} = 5$ m/min, $K_s = 60$, $K_d = 100$)	FC-CC29 ($V_{alim} = 5$ m/min, $K_s = 60$, $K_d = 100$)	FC-CC56 ($V_{alim} = 5$ m/min, $K_s = 60$, $K_d = 100$)
		
FC-CC8 ($V_{alim} = 5$ m/min, $K_s = 130$, $K_d = 130$)	FC-CC36 ($V_{alim} = 5$ m/min, $K_s = 130$, $K_d = 130$)	FC-CC62 ($V_{alim} = 5$ m/min, $K_s = 130$, $K_d = 130$)
		

Fonte: Elaborada pelo autor.

Após as discussões dos resultados apresentados para o fatorial completo usando curto-circuito convencional, a Tabela 25 mostra os níveis selecionados para cada um dos fatores de controle explorados.

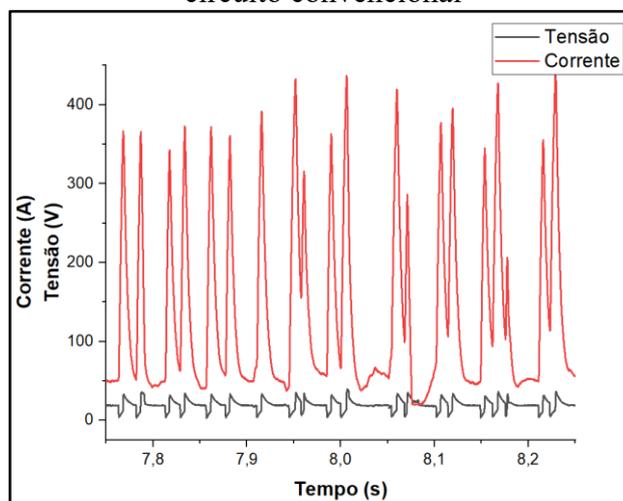
Tabela 25 - Níveis selecionados para cada um dos fatores de controle analisados

U_r (V)	V_{alim} (m/min)	K_s	K_d
19	5	130	100

Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Figura 55 está mostrado um gráfico da aquisição de dados de uma soldagem usando os parâmetros selecionados na Tabela 25:

Figura 55 - Sinal tensão versus corrente segundo os parâmetros seleccionados para o curto-circuito convencional



Fonte: Elaborada pelo autor.

Para concluir esta etapa, foram feitos ajustes no ângulo da tocha (θ) de forma a minimizar o escorrimento dos passes, ou seja, reduzir o efeito adverso da gravidade proporcionado pela soldagem executada na posição horizontal. Os testes estão mostrados na Figura 56.

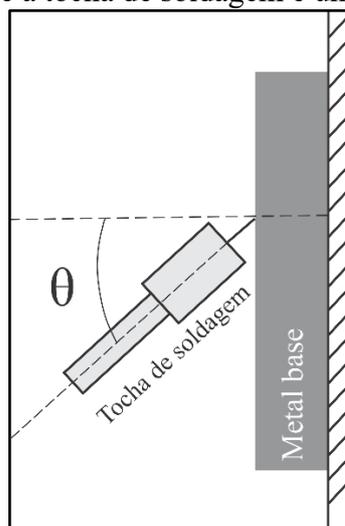
Figura 56 - Ajuste do ângulo da tocha



Fonte: Elaborada pelo autor.

Pôde-se perceber que, à medida que a tocha foi alterando o seu ângulo em relação ao eixo perpendicular ao metal base (Figura 57), os passes se mantiveram mais firmemente aderidos ao substrato. A mudança de 25° para 35° não trouxe alterações significativas, de modo que este último passou a ser adotado a partir deste ponto do trabalho. Além disso, maiores valores de θ causaram problemas de ajuste de posicionamento dos passes.

Figura 57 - Ângulo formado entre a tocha de soldagem e um eixo perpendicular ao metal base



Fonte: Elaborada pelo autor.

Ademais, houve a necessidade de efetuar um ajuste na vazão de gás de proteção. O aumento no ângulo θ causou uma menor eficiência na proteção, de forma que foi necessário um ajuste de 16 L/min para 18 L/min.

5.1.1.2 Etapa 2 – Ensaios exploratórios

A partir dos parâmetros mostrados na Tabela 25 e seu respectivo oscilograma presente na Figura 55, foi possível construir a curva do modo curto-circuito controlado (CCCI – 2º geração), de acordo com o procedimento descrito na metodologia (tópico 4.3.1.1.2, página 79). Assim, os parâmetros resultantes desta construção estão mostrados na Tabela 26.

Tabela 26 - Parâmetros - CCCI

Curto-circuito controlado

(CCCI – 2º geração)

Ia₁ (A)	233
Ia₂ (A)	174
ta₁ (ms)	1
ta₂ (ms)	3
V_{alim} (m/min)	5
Ic₁ (A)	20
continua	

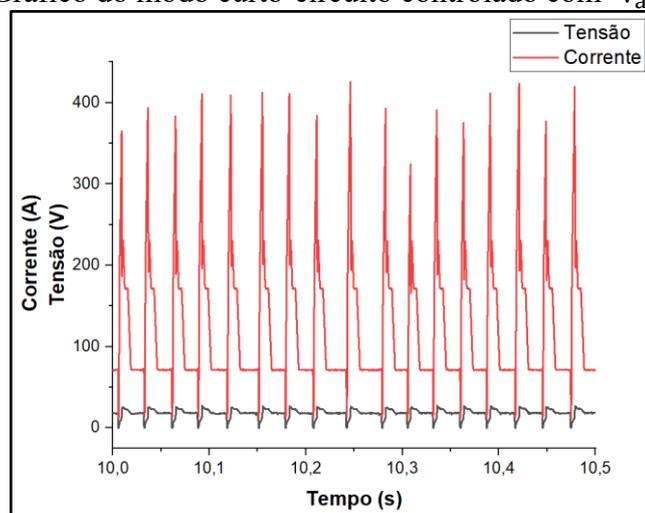
Tabela 26 - Parâmetros - CCCI
Curto-circuito controlado
(CCCI – 2º geração)

I_{c2} (A)	40
tc₁ (ms)	0,6
td₂ (ms)	1
di₃ (A/ms)	130
tr₂ (ms)	3
U_{cc} (V)	8
KR	0,8
tr₁ (ms)	1,4
I_{c3} (A)	146
I_{a3} (A)	72
conclusão	

Fonte: Elaborada pelo autor.

Após a construção da curva com os parâmetros mostrados acima, foi realizado um cordão de solda com o modo CCCI e os sinais coletados pela aquisição de dados produziu o oscilograma presente na Figura 58. A tabela com os dados médios de tensão e corrente, além da energia de soldagem calculada está disposta na Tabela 27. Assim como na Etapa 1, a V_s empregada foi de 21 cm/min.

Figura 58 – Gráfico do modo curto-circuito controlado com $V_{alim} = 5$ m/min



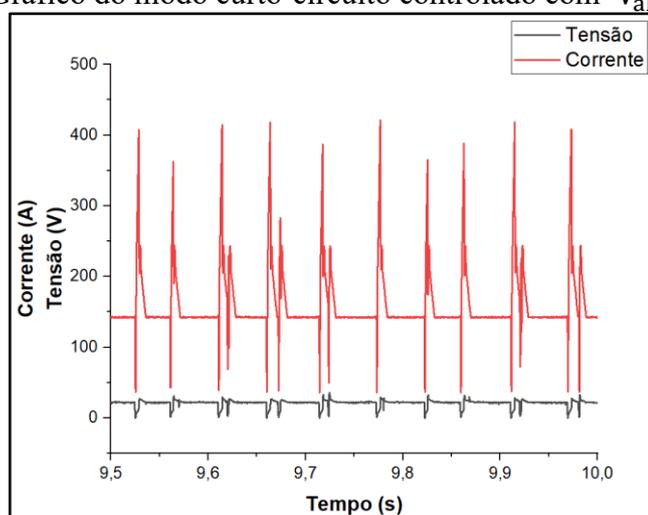
Fonte: Elaborada pelo autor.

Tabela 27 - Dados médios para a aquisição de dados usando o CCCI

U_m (V)	I_m (A)	E_s (kJ/mm)
18,4	125,1	0,66

Fonte: Elaborada pelo autor.

Construiu-se também uma curva com uma $V_{alim} = 6$ m/min utilizando como base uma curva obtida na Etapa 1. Como já discutido, este valor de taxa de alimentação não produziu o mesmo grau de estabilidade comparado com a $V_{alim} = 5$ m/min no modo curto-circuito convencional. O resultado está mostrado na Figura 59.

Figura 59 - Gráfico do modo curto-circuito controlado com $V_{alim} = 6$ m/min

Fonte: Elaborada pelo autor.

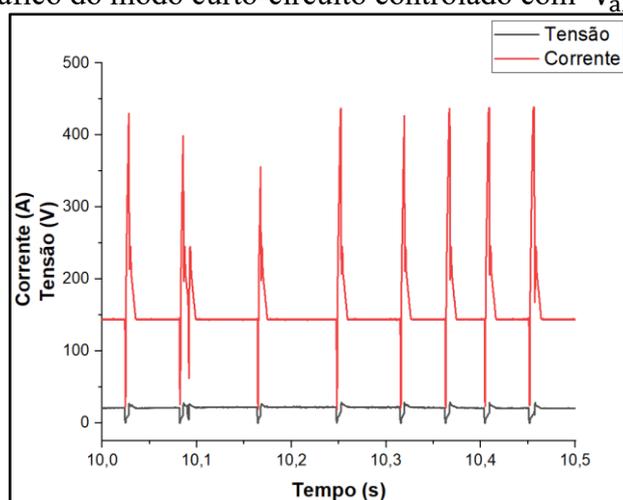
Como observado acima, o oscilograma produzido mostra que não houve o mesmo grau de periodicidade dos sinais de tensão e corrente para a $V_{alim} = 6$ m/min quando comparado com o gráfico da Figura 58. Essa comparação ajuda a mostrar que os parâmetros selecionados na Etapa 1 foram de fato satisfatórios no sentido de garantir uma soldagem mais regular. Ademais, na Tabela 28 é mostrada uma comparação em termos do D.R. (%) do período de CC para estas duas condições soldadas. Os valores apresentados na tabela, quando confrontados, refletem o comportamento dos oscilogramas das Figuras 58 e 59.

Comparação entre as curvas do CCCI	D.R. (%) do período de CC
CCCI ($V_{alim} = 5$ m/min)	15,8
CCCI ($V_{alim} = 6$ m/min)	48,2

Fonte: Elaborada pelo autor.

Ao reduzir a V_{alim} para 5,5 m/min e efetuando uma soldagem, o oscilograma registrado começa a se aproximar de uma condição de melhor estabilidade, como pode ser visto na Figura 60. Apesar de ainda ser uma condição instável quando comparada com àquela mostrada na Figura 58 por apresentar, por exemplo, a presença de dois curtos consecutivos no intervalo 10,055 a 10,10 segundos, é possível verificar que há uma aproximação de uma condição considerada ideal.

Figura 60 - Gráfico do modo curto-circuito controlado com $V_{alim} = 5,5$ m/min



Fonte: Elaborado pelo autor.

Um comparativo entre os D.R. (%) do período de curto-circuito para os três valores de V_{alim} pode ser visto na Tabela 29.

Tabela 29 - D.R. (%) do período de CC para os três valores de V_{alim} analisados

Comparação entre as curvas do CCCI	D.R. (%) do período de CC
CCCI ($V_{alim} = 5$ m/min)	15,8
CCCI ($V_{alim} = 5,5$ m/min)	46,5
CCCI ($V_{alim} = 6$ m/min)	48,2

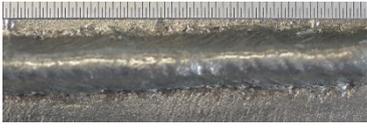
Fonte: Elaborada pelo autor.

5.1.1.3 Etapa 3 – Exploração de parâmetros de oscilação da tocha usando tecimento triangular e a técnica switchback

- Tecimento triangular:

A Figura 61 apresenta os resultados dos aspectos superficiais dos cordões de solda usando os dois tipos de oscilação da tocha baseados na tese de Pinheiro (2017):

Figura 61 - Ensaio de teste com dois parâmetros do tecimento triangular

TT1 (Amp = 4 mm, CO = 2 mm)	TT2 (Amp = 2 mm, CO = 2 mm)
$V_{alim} = 5 \text{ m/min}$, $I_m = 129,7 \text{ A}$, $U_m = 19,4 \text{ V}$, $E_s = 0,72 \text{ kJ/mm}$	$V_{alim} = 5 \text{ m/min}$, $I_m = 125,2 \text{ A}$, $U_m = 19,4 \text{ V}$, $E_s = 0,69 \text{ kJ/mm}$
	

Fonte: Elaborada pelo autor.

Lembrando que no trabalho publicado por Pinheiro (2017) foi usado o modo pulsado para executar os seus experimentos. Já no caso dos ensaios da Figura 61, as soldagens se deram usando os parâmetros do CCCI mostrados na Tabela 26 (página 121).

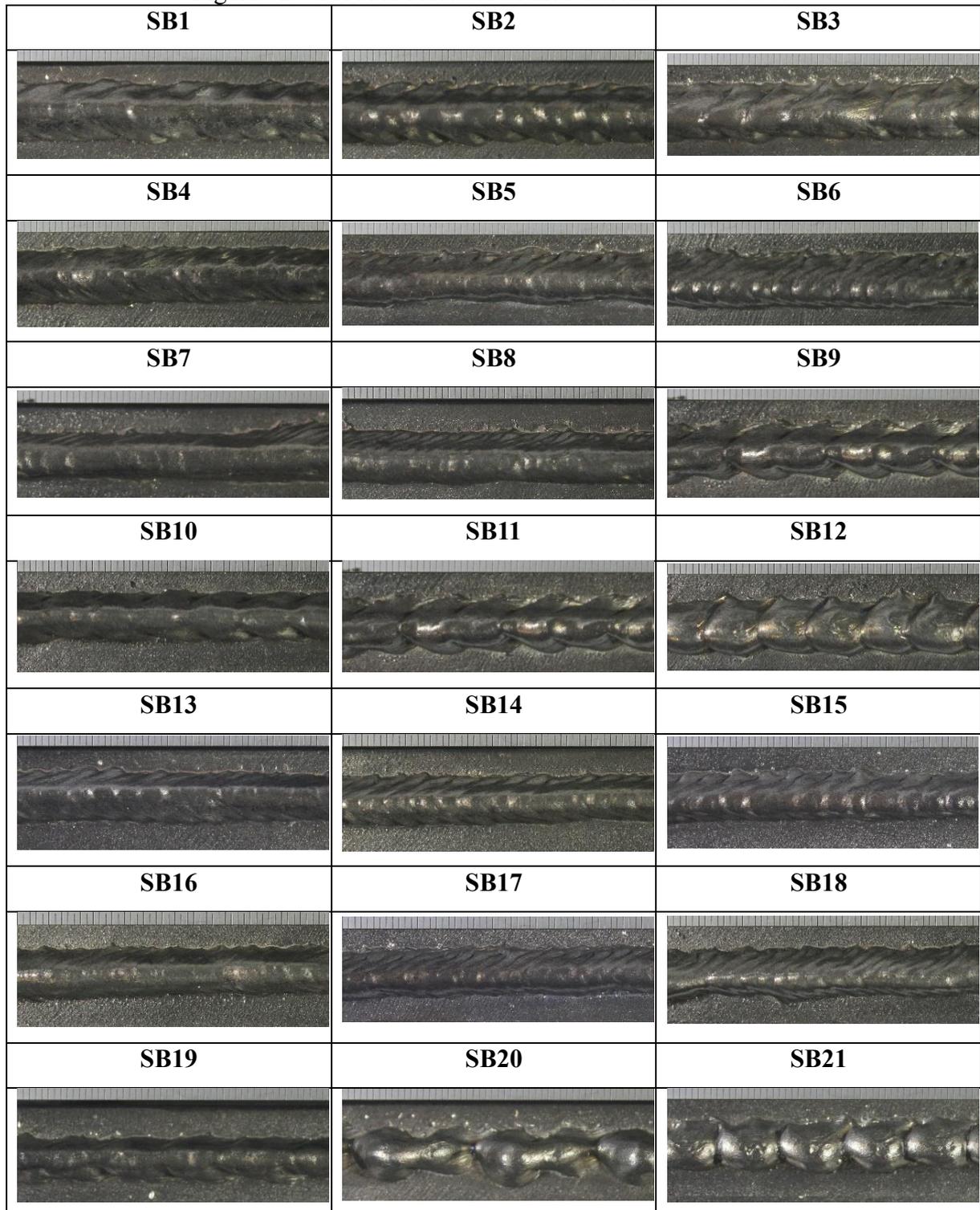
Mesmo com essa mudança no modo de controle da corrente e conseqüentemente na transferência metálica, é possível observar por meio da Figura 61 que as características em termos qualitativos de TT1 são superiores àqueles apresentados por TT2. Estes foram os mesmos parâmetros utilizados por Pinheiro na soldagem do revestimento dissimilar utilizando a liga 625.

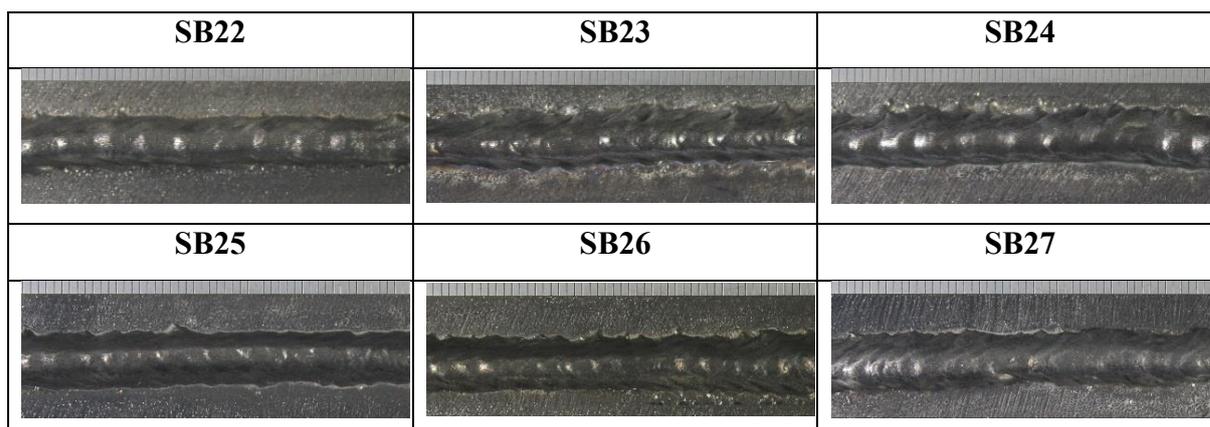
A aplicação do dobro da amplitude em TT1 quando comparado com TT2 possibilitou a formação de um cordão com maior largura, o que é um aspecto positivo na aplicação de revestimentos porque possibilita utilizar menos passes para preencher uma camada, impactando, assim, em menor quantidade de material necessário a ser depositado. Além disso, percebe-se pela Figura 61 que há uma maior regularidade no cordão soldado com os parâmetros de oscilação de TT1 ao longo da sua extensão.

- Tecimento *Switchback*

Na Figura 62 estão apresentadas imagens dos cordões de solda do fatorial completo segundo os parâmetros de oscilação do *switchback* presentes na Tabela 12 (página 83).

Figura 62 - Cordões soldados usando a técnica *switchback*





Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Tabela 30 são exibidos os dados médios para tensão (U_m), corrente (I_m), os valores calculados para a energia de soldagem (E_s), comprimento de avanço (A), comprimento de recuo (R) e a razão R/A em termos percentuais para cada passe soldado.

Tabela 30 – Energia de soldagem, comprimentos de avanço e recuo da tocha e razão R/A calculados para os ensaios com *switchback*

Ensaio	U_m (V)	I_m (A)	E_s (kJ/mm)	A (mm)	R (mm)	R/A (%)
SB1	19,7	131,4	0,78	5,33	-1,33	-25
SB2	19,5	128,9	0,75	9,33	2,67	28,57
SB3	19,1	130,8	0,75	13,33	6,67	50,00
SB4	19,5	134,4	0,79	3,67	0,33	9,09
SB5	18,7	128,1	0,72	7,67	4,33	56,52
SB6	19,1	128,6	0,74	11,67	8,33	71,43
SB7	18,6	131,7	0,73	3,11	0,89	28,57
SB8	19,4	129,7	0,75	7,11	4,89	68,75
SB9	18,4	130,0	0,72	11,11	8,89	80,00
SB10	19,1	131,6	0,60	6,17	-2,17	-35,14
SB11	18,7	132,2	0,59	10,17	1,83	18,03
SB12	19,5	132,8	0,62	14,17	5,83	41,18
SB13	19,0	130,5	0,60	4,08	-0,08	-2,04
SB14	18,8	130,0	0,59	8,08	3,92	48,45
SB15	18,6	132,7	0,59	12,08	7,92	65,52
SB16	18,4	131,5	0,58	3,39	0,61	18,03
continua						

Tabela 30 – Energia de soldagem, comprimentos de avanço e recuo da tocha e razão R/A calculados para os ensaios com *switchback*

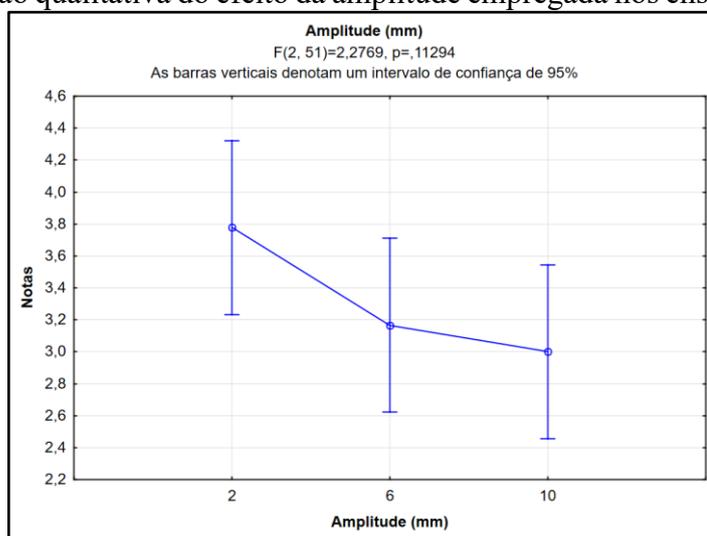
Ensaio	U_m (V)	I_m (A)	E_s (kJ/mm)	A (mm)	R (mm)	R/A (%)
SB17	18,3	129,2	0,57	7,39	4,61	62,41
SB18	18,3	130,7	0,57	11,39	8,61	75,61
SB19	19,1	127,9	0,49	7,00	-3,00	-42,86
SB20	19,7	128,3	0,51	11,00	1,00	9,09
SB21	19,3	131,5	0,51	15,00	5,00	33,33
SB22	17,7	128,2	0,45	4,5	-0,5	-11,11
SB23	18,0	128,3	0,46	8,5	3,5	41,18
SB24	18,5	131,5	0,49	12,5	7,5	60,00
SB25	19,4	128,2	0,50	3,67	0,33	9,09
SB26	18,2	129,1	0,47	7,67	4,33	56,52
SB27	17,3	129,2	0,45	11,67	8,33	71,43

conclusão

Fonte: Elaborada pelo autor.

A partir da avaliação qualitativa dos 27 ensaios, é possível verificar nas Figuras 63, 65 e 66 os resultados referentes à análise de variância (ANOVA) dos efeitos da amplitude, frequência e velocidade de soldagem nos aspectos superficiais dos passes visando a formação de cordões regulares e que atenda aos requisitos propostos no trabalho.

Figura 63 - Avaliação qualitativa do efeito da amplitude empregada nos ensaios com *switchback*



Fonte: Elaborada pelo autor.

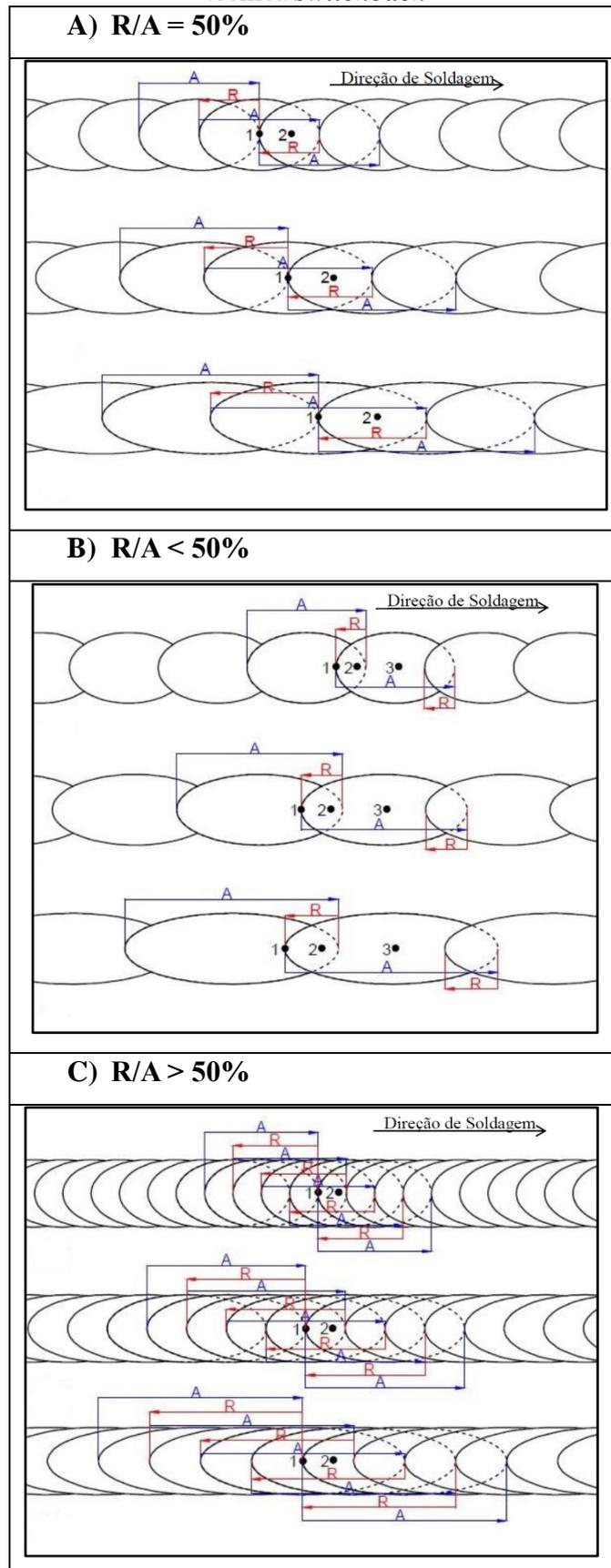
Inicialmente, deve-se salientar que o resultado da Figura 63 não apontou para uma significância estatística ($p = 0,11294$). Nesta figura, nota-se que os valores mais baixos de amplitude impostos no deslocamento da tocha, em termos de seus valores médios, foram responsáveis pela produção de cordões com melhor qualidade e regularidade superficial. Dessa forma, a amplitude de 6 mm e, em especial a de 2 mm, proporcionaram a mais adequada sobreposição de metal durante o deslocamento da tocha na direção longitudinal nos movimentos de avanço e recuo.

Teixeira (2018) apresentou em sua dissertação que quanto maior os valores de amplitude utilizados (consequentemente maiores os valores para o avanço e para o recuo), maior foi a variação nos cordões em termos geométricos. Ademais, ele atribuiu esta modificação ao acúmulo de metal fundido sendo transferido sobre os pontos de reversão da tocha por conta do tempo em que ela fica parada nesta região da soldagem, assim como pelo processo de aceleração e desaceleração do mecanismo de soldagem utilizado.

O efeito da amplitude na variação geométrica dos cordões, como descrito no parágrafo anterior foi constatada na análise estatística da Figura 63. A presença de variações geométricas e irregularidades ao longo dos passes se deu com maior destaque nas condições SB3, SB9, SB12 e SB20, todas soldadas com amplitude de 10 mm (o maior nível de amplitude explorado neste trabalho).

Objetivando discutir com mais detalhes os efeitos da técnica *switchback* na formação dos cordões, Teixeira (2018) analisou três condições distintas para a razão R/A (comprimento de recuo dividido pelo comprimento de avanço) de seus ensaios: $R/A = 50\%$, $R/A < 50\%$ e $R/A > 50\%$. Na Figura 64 estão retratadas as três condições mencionadas.

Figura 64 - Relações entre comprimentos de recuo e avanço em cordões soldados com a técnica *switchback*

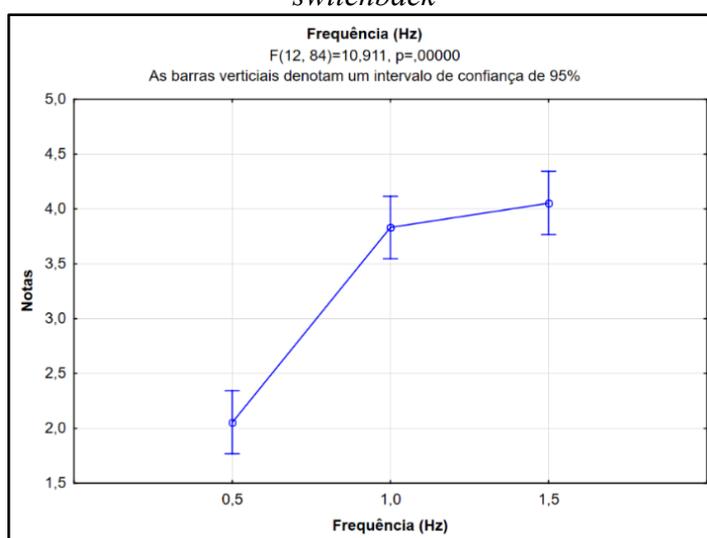


Fonte: Adaptado de Teixeira (2018).

Para $R/A = 50\%$, Teixeira verificou que a tocha percorreu cada um dos pontos simbolizados pelos algarismos 1 e 2 (Figura 64A) três vezes no decorrer da execução dos movimentos de avanço e recuo durante a realização da soldagem. Para $R/A < 50\%$, a tocha passou pelo ponto 1 em duas oportunidades (uma no avanço e outra no recuo), moveu-se pelo ponto 2 três vezes (duas vezes no avanço e uma vez no recuo) e percorreu o ponto 3 apenas uma vez (Figura 64B). Por conta destas características, de um modo geral, os cordões soldados com estes valores de R/A apresentaram um maior grau de irregularidade superficial. Para $R/A > 50\%$ (Figura 64C), a tocha percorreu os pontos 1 e 2 sete vezes (quatro vezes no avanço e três vezes no recuo). Segundo este pesquisador, esta característica tende a proporcionar a formação de cordões com escamas mais regulares e com melhor acabamento superficial por reduzir a quantidade de metal fundido que se acumula durante o tempo de permanência da tocha nos pontos de reversão.

Ao aplicar estas observações nos cordões presentes na Figura 62 e nos dados presentes na Tabela 30 (página 127), é possível obter algumas semelhanças nos resultados. Para os passes feitos com a razão $R/A < 50\%$, verificou-se que alguns dos passes com maior nível de irregularidade do fatorial completo foram obtidos através desta relação, com destaque para os ensaios SB11, SB12, SB20 e SB21. Foi obtido apenas um ensaio com $R/A = 50\%$ (SB3), com resultado aceitável. Por sua vez, a razão $R/A > 50\%$ trouxe, de fato, o maior conjunto de cordões com resultados satisfatórios (SB5, SB6, SB8, SB17 e SB26). Estas observações vão ao encontro do que foi mencionado por Teixeira em seu trabalho.

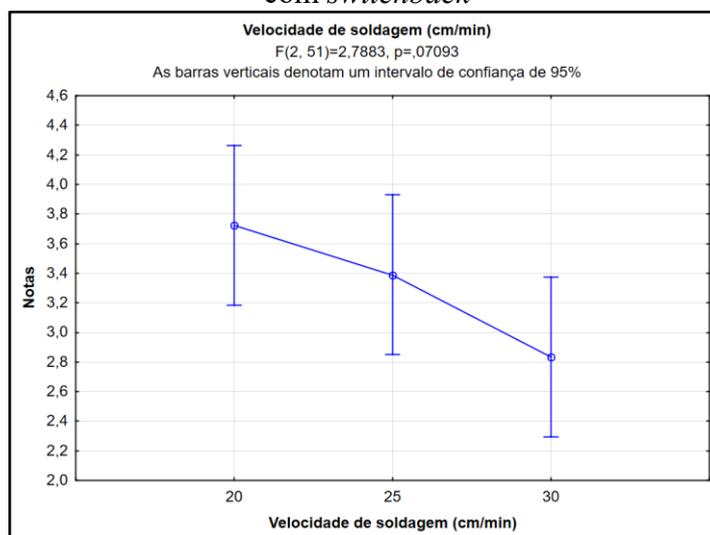
Figura 65 - Avaliação qualitativa do efeito da frequência empregada nos ensaios com *switchback*



Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Figura 65 é possível verificar a influência da frequência de oscilação no acabamento dos depósitos soldados. Notou-se que o uso dos valores de frequência iguais a 1,0 e 1,5 Hz causaram os melhores resultados nos aspectos qualitativos. A frequência de 0,5 Hz, por sua vez, influenciou na baixa qualidade dos depósitos. Pela Tabela 30, nota-se que todos os passes executados com este valor de f tiveram uma razão R/A menor ou igual a 50%. Nesse sentido, pode-se concluir que quanto maior o número de oscilações da tocha por unidade de tempo, ou seja, quanto maior a frequência, melhor é a distribuição de metal na chapa e mais regular é a formação do cordão.

Figura 66 - Avaliação qualitativa do efeito da velocidade de soldagem empregada nos ensaios com *switchback*



Fonte: Elaborada pelo autor.

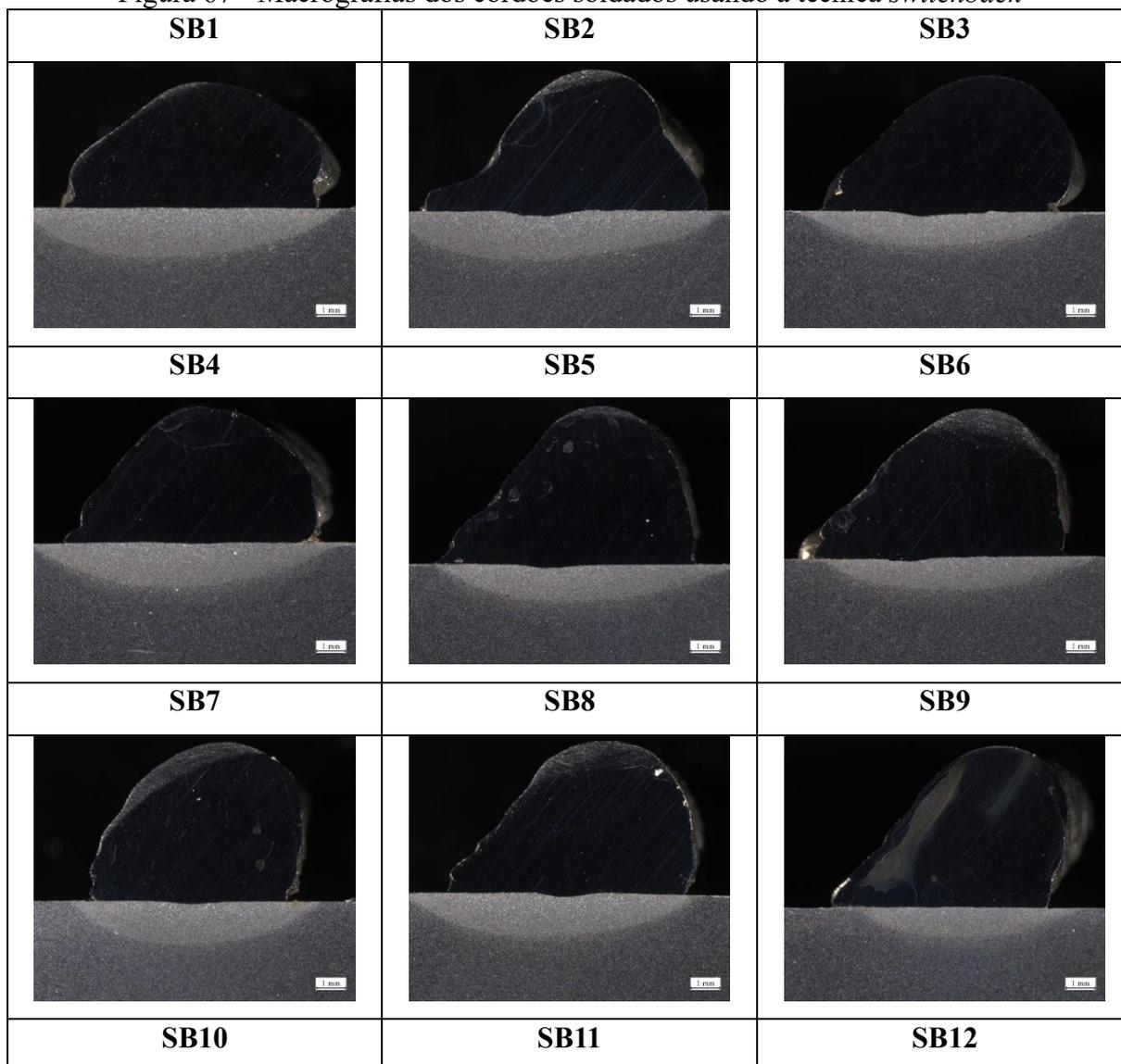
Para concluir a avaliação qualitativa, tem-se na Figura 66 os resultados da análise de variância levando em consideração o efeito de diferentes valores de velocidade de soldagem nos aspectos superficiais dos cordões. Conclui-se pelo gráfico que, à medida em que se aumenta a velocidade de soldagem os cordões tendem a se tornar mais irregulares. Esta análise se baseia apenas em termos de tendência levando em consideração os valores médios, pois trata-se de um resultado sem relevância estatística ($p = 0,07093$).

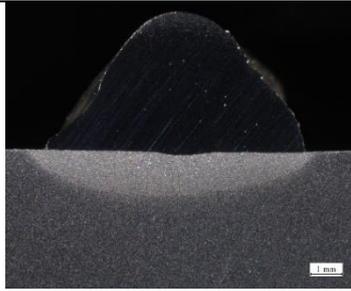
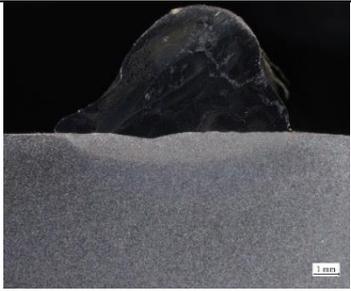
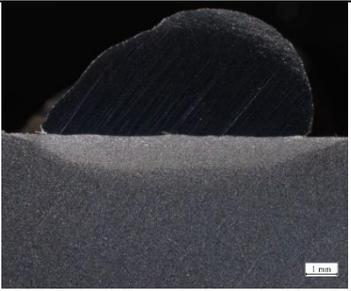
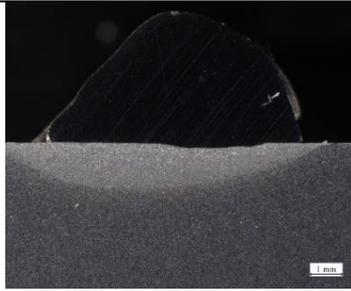
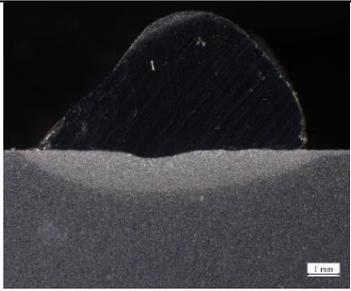
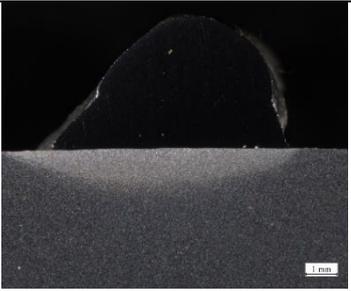
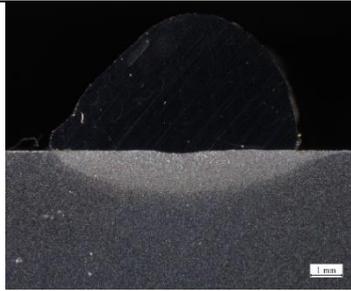
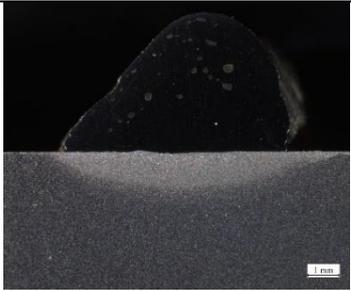
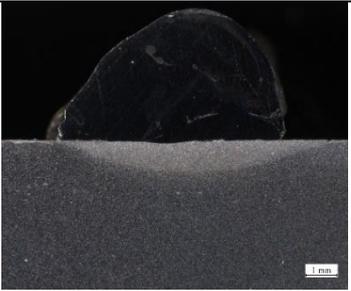
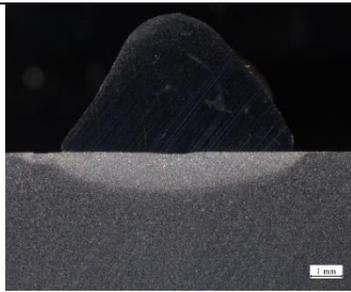
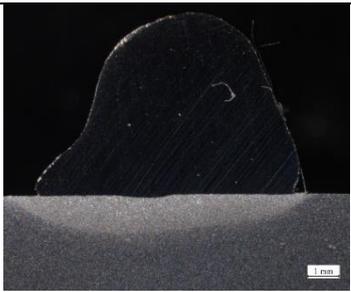
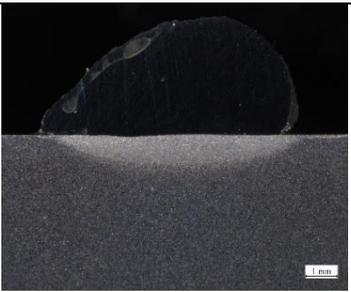
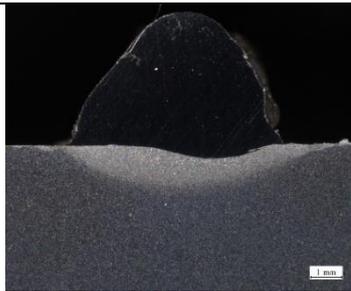
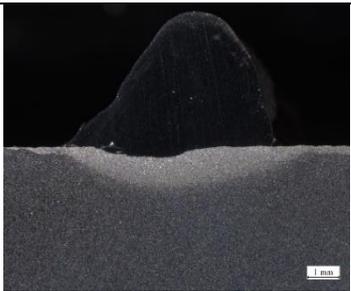
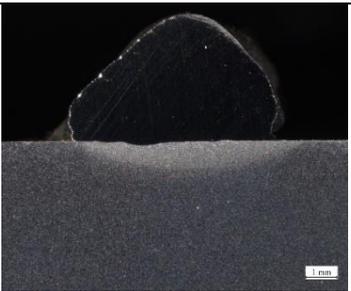
Além da tendência de formação de efeito *humping* à medida em que se aumenta a velocidade de soldagem, Almeida (2018) ressalta em sua tese de doutorado que maiores valores de V_s (denominado por ele de velocidade equivalente de soldagem no caso do uso da oscilação *switchback*) tendem a reduzir a qualidade superficial dos passes por conta do menor tempo em que a tocha executa os movimentos de avanço e recuo. Isto ocorre devido à maior velocidade em que a tocha executa o seu movimento.

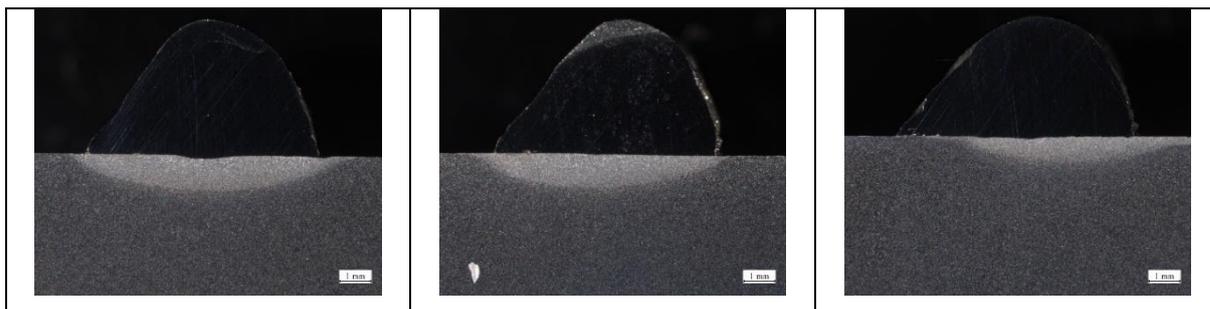
De acordo com o apresentado na Figura 66, vê-se que adotando $V_s = 20$ cm/min foi possível obter passes com maior qualidade para a aplicação proposta e essa característica foi diminuindo com o uso de maiores velocidades de soldagem.

Quanto à análise de geometria, a Figura 67 mostra as macrografias dos 27 ensaios realizados. Na Tabela 31 estão elencados os valores de geometria medidos para cada um dos cordões soldados com a técnica SB.

Figura 67 - Macrografias dos cordões soldados usando a técnica *switchback*



		
SB13	SB14	SB15
		
SB16	SB17	SB18
		
SB19	SB20	SB21
		
SB22	SB23	SB24
		
SB25	SB26	SB27



Fonte: Elaborada pelo autor.

Tabela 31 - Resultados de geometria para os cordões soldados com a técnica *switchback*

Ensaio	Largura (mm)	Reforço (mm)	Penetração (mm)	R/L	Diluição (%)
SB1	9,20 ± 0,62	4,58 ± 0,23	0	0,50 ± 0,01	0
SB2	9,81 ± 0,04	5,17 ± 0,33	0,15 ± 0,07	0,53 ± 0,03	0,76 ± 0,37
SB3	8,28 ± 0,33	4,96 ± 0,23	0,21 ± 0,02	0,60 ± 0,00	1,36 ± 0,36
SB4	8,26 ± 0,04	4,83 ± 0,06	0,08 ± 0,07	0,59 ± 0,01	0,39 ± 0,46
SB5	8,59 ± 0,79	5,57 ± 0,01	0,14 ± 0,04	0,65 ± 0,06	0,83 ± 0,09
SB6	8,95 ± 0,02	5,17 ± 0,09	0,17 ± 0,05	0,58 ± 0,01	0,87 ± 0,20
SB7	6,76 ± 0,29	5,40 ± 0,18	0,19 ± 0,13	0,80 ± 0,06	1,15 ± 0,93
SB8	8,61 ± 0,31	5,39 ± 0,09	0,14 ± 0,01	0,63 ± 0,01	0,54 ± 0,08
SB9	7,24 ± 0,35	5,59 ± 0,14	0	0,77 ± 0,02	0
SB10	8,18 ± 0,14	4,58 ± 0,09	0,13 ± 0,01	0,56 ± 0,02	1,05 ± 0,34
SB11	9,23 ± 0,11	5,12 ± 0,16	0,18 ± 0,09	0,56 ± 0,02	1,05 ± 0,61
SB12	8,31 ± 0,57	4,15 ± 0,01	0,09 ± 0,01	0,50 ± 0,03	1,01 ± 0,01
SB13	8,27 ± 0,33	4,29 ± 0,02	0,16 ± 0,04	0,52 ± 0,02	1,50 ± 0,85
SB14	8,41 ± 0,94	4,66 ± 0,18	0,24 ± 0,08	0,56 ± 0,08	1,77 ± 0,51
SB15	7,81 ± 0,08	4,44 ± 0,16	0	0,57 ± 0,01	0
SB16	7,36 ± 0,62	4,58 ± 0,23	0,15 ± 0,06	0,63 ± 0,08	0,98 ± 0,61
SB17	7,39 ± 0,16	4,58 ± 0,07	0,07 ± 0,00	0,62 ± 0,00	0,40 ± 0,11
SB18	7,47 ± 0,28	4,59 ± 0,43	0,08 ± 0,04	0,61 ± 0,04	0,71 ± 0,39
SB19	6,53 ± 1,18	4,38 ± 0,17	0,09 ± 0,02	0,68 ± 0,10	0,42 ± 0,01
SB20	6,86 ± 2,11	4,29 ± 2,32	0,04 ± 0,06	0,60 ± 0,15	0,16 ± 0,22
SB21	7,75 ± 0,58	3,44 ± 0,53	0,11 ± 0,07	0,44 ± 0,04	0,98 ± 0,96

Continua

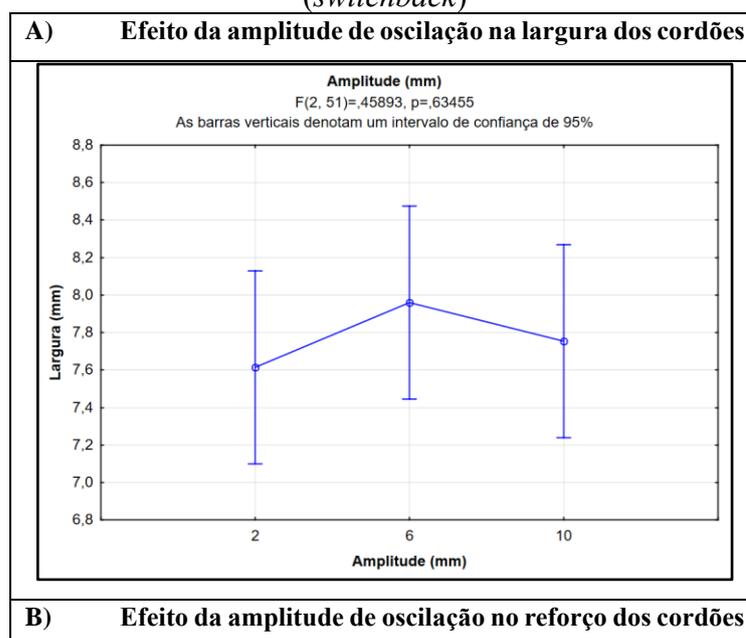
Tabela 31 - Resultados de geometria para os cordões soldados com a técnica *switchback*

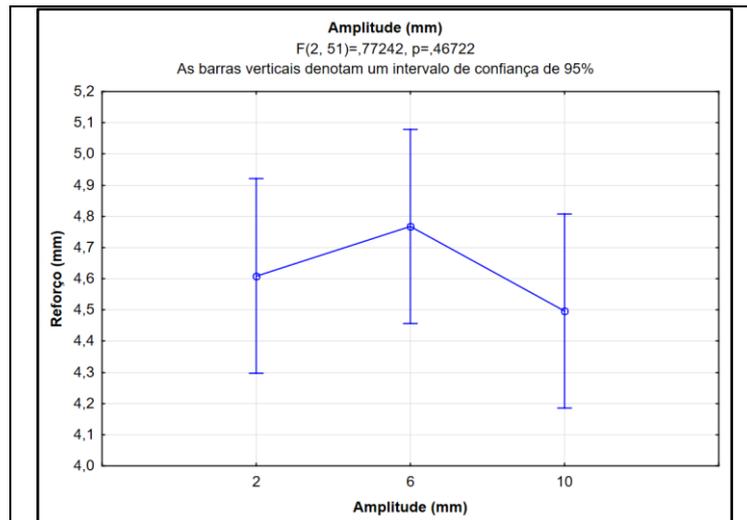
Ensaio	Largura (mm)	Reforço (mm)	Penetração (mm)	R/L	Diluição (%)
SB22	6,61 ± 0,69	4,46 ± 0,21	0,46 ± 0,00	0,68 ± 0,10	6,23 ± 0,57
SB23	7,15 ± 0,49	4,42 ± 0,09	0,26 ± 0,16	0,62 ± 0,03	3,26 ± 2,14
SB24	6,63 ± 0,09	4,02 ± 0,12	0,11 ± 0,07	0,61 ± 0,03	0,74 ± 0,82
SB25	7,39 ± 0,16	4,40 ± 0,09	0,13 ± 0,01	0,60 ± 0,00	0,78 ± 0,29
SB26	5,61 ± 1,17	3,73 ± 1,10	0,07 ± 0,09	0,66 ± 0,06	0,36 ± 0,50
SB27	7,36 ± 0,47	4,14 ± 0,36	0,05 ± 0,06	0,56 ± 0,08	0,34 ± 0,48
conclusão					

Fonte: Elaborada pelo autor.

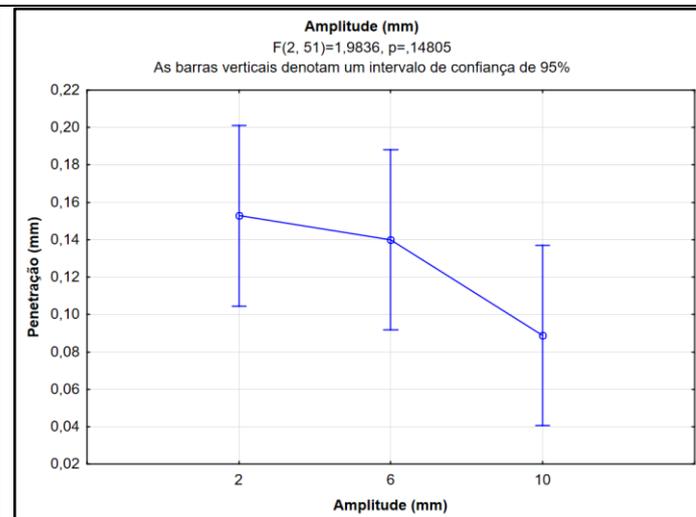
Na Figura 68 é possível verificar o efeito da amplitude de oscilação na largura, reforço, penetração e razão R/L dos passes. Todas as análises não tiveram significância estatística. Os gráficos, pelo menos em termos de tendência em relação aos valores médios, apresentaram resultados muito similares para cada um dos níveis de amplitude. Considerando os valores médios, a amplitude de 6 mm mostrou-se com uma tendência de proporcionar cordões com maior largura e maior reforço. Para a penetração, o valor de amplitude de 2 mm apontou para cordões mais profundos.

Figura 68 - Efeito da amplitude na largura, reforço, penetração e na razão R/L dos cordões (*switchback*)

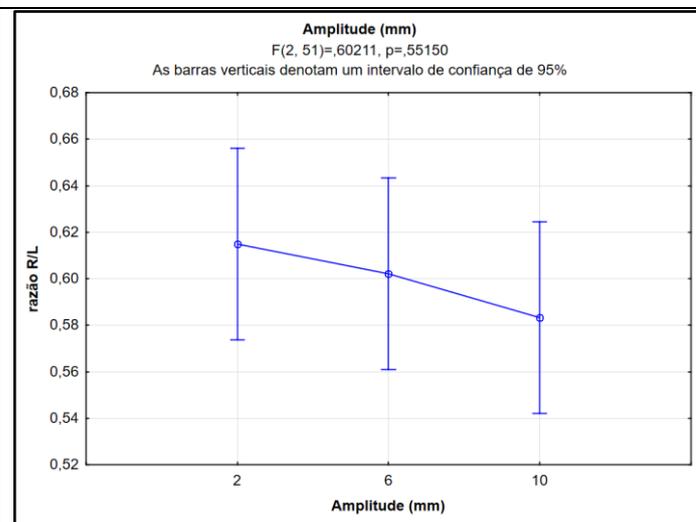




C) Efeito da amplitude de oscilação na penetração dos cordões



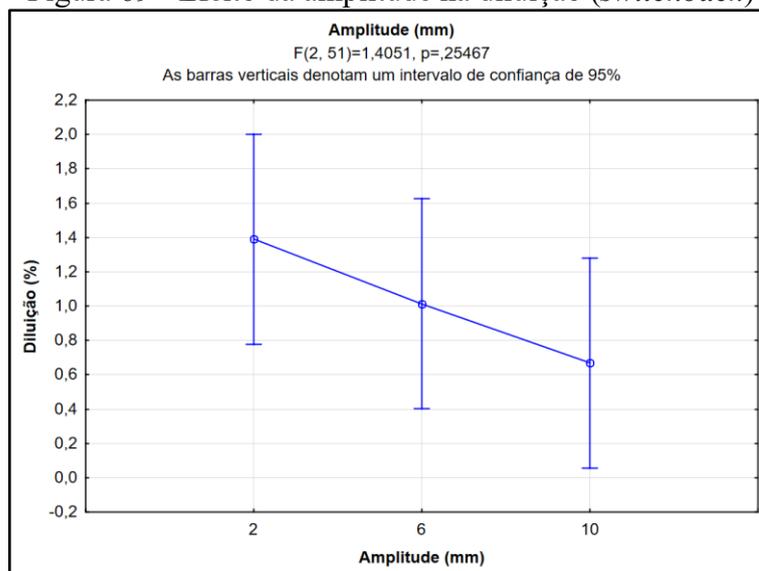
D) Efeito da amplitude de oscilação na razão R/L dos cordões



Fonte: Elaborada pelo autor.

Através da Figura 69, nota-se que a amplitude de 2 mm teve a tendência de proporcionar valores mais elevados de diluição (**D**), o que demonstra uma concordância com o resultado apresentado na Figura 68C. Embora seja recomendado que a soldagem de revestimentos possua baixo percentual de diluição, o nível de amplitude que proporciona o valor mais alto de **D** segundo a Figura 69 se torna mais recomendado para a aplicação deste trabalho. Isso porque os outros níveis de amplitude apontam para uma margem estatística que, se aplicados na prática, podem resultar na formação de cordões dentro da categoria de baixíssima diluição ($D \leq 1\%$), proporcionando o risco de problemas de falta de fusão ou outras discontinuidades nos passes. Lembrando que, para a avaliação qualitativa, este nível de amplitude também teve os melhores resultados com respeito aos aspectos superficiais dos passes. Este resultado não foi estatisticamente significativo ($p = 0,25467$).

Figura 69 - Efeito da amplitude na diluição (*switchback*)

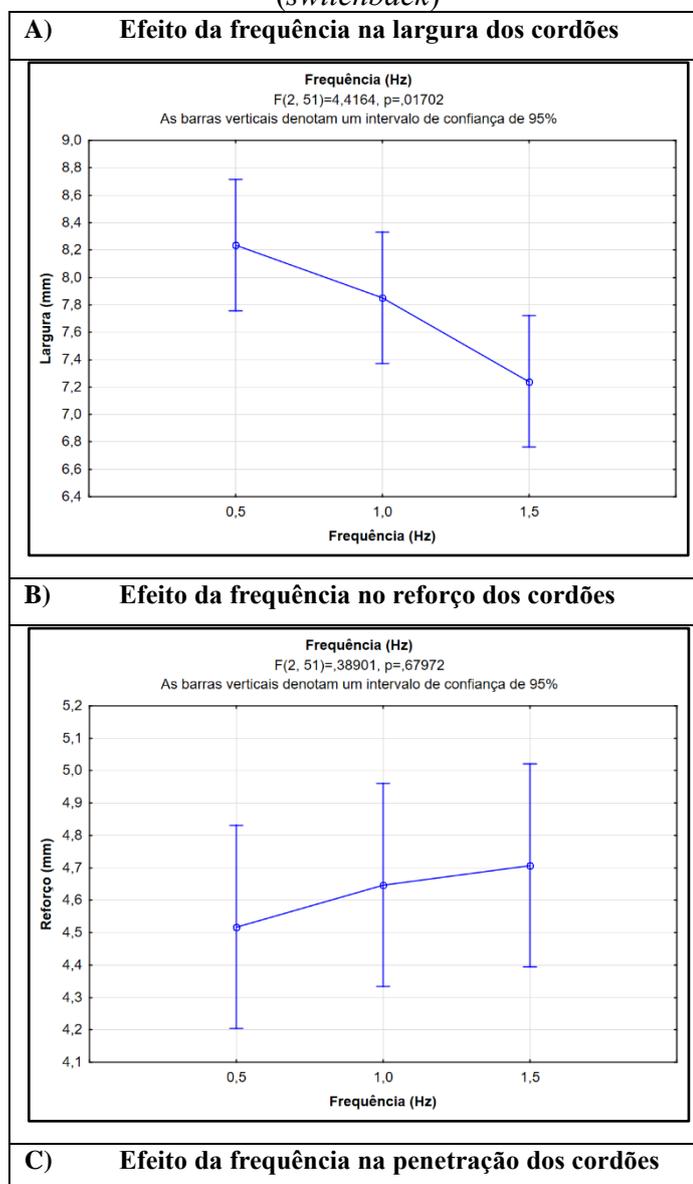


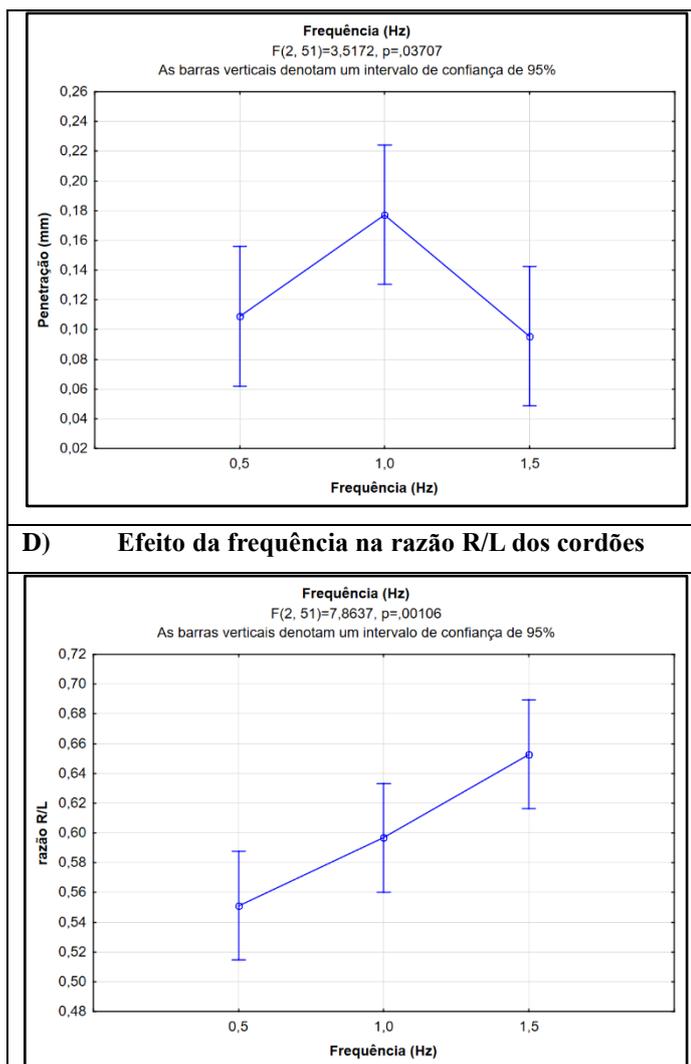
Fonte: Elaborada pelo autor.

Para a frequência de oscilação (Figura 70), observou-se que a sua influência na largura, penetração e razão R/L dos passes foi estatisticamente significativa, com exceção do reforço ($p = 0,67972$). Em termos de largura, à medida em que se aumentaram os valores de frequência, menores foram as medições verificadas para esta variável geométrica. Isso porque quanto menor o nível de **f** programado, maior é o tempo **T** necessário para percorrer a distância de tecimento (D_t); logo, mais material é depositado por unidade de comprimento, o que contribuiu para uma maior largura dos passes nessas condições. O contrário se verificou para o reforço em termos de valores médios, ou seja, quanto maior o nível de frequência adotado, maior o reforço dos cordões. Este resultado é consequência do que foi apresentado para a

largura, ou seja, quanto maior a largura, menor tende a ser o reforço do cordão, considerando a mesma energia de soldagem e mesmo volume de material por distância percorrida (SCOTTI e PONOMAREV, 2014). Por fim, para a penetração, o nível de frequência intermediário (1 Hz) produziu passes com maior penetração. Em termos numéricos para soldagem, todos estes resultados apresentados foram próximos entre si. Para a razão R/L, quanto menor a frequência, menor foi a razão R/L encontrada. Como é sabido, menores razões R/L são adequados para a soldagem de revestimentos por conta da menor probabilidade de surgimento de concentradores de tensão.

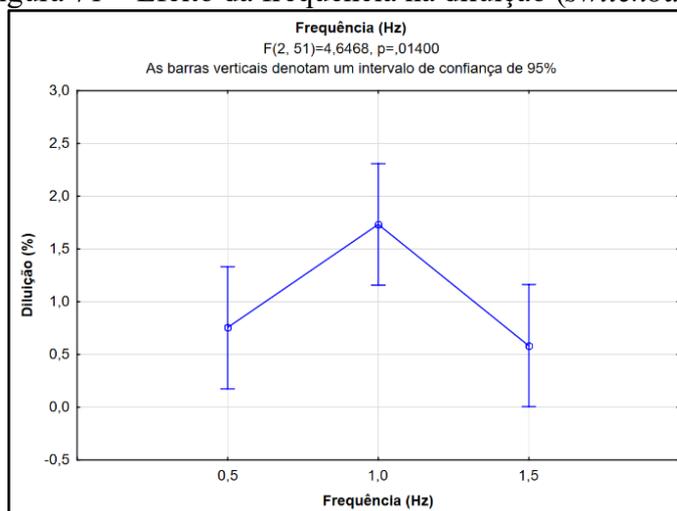
Figura 70 - Efeito da frequência na largura, reforço, penetração e na razão R/L dos cordões (*switchback*)





Fonte: Elaborada pelo autor.

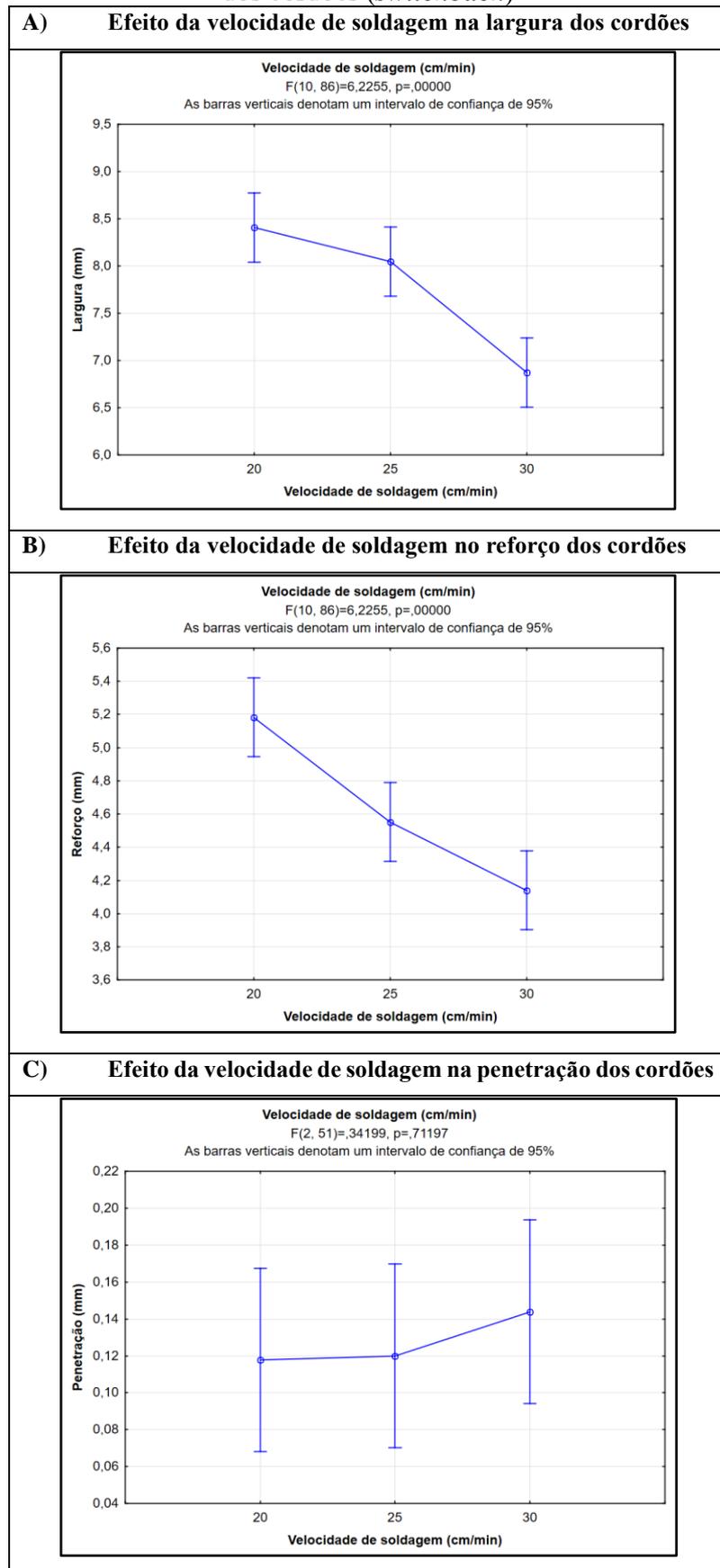
Para a diluição (Figura 71), o uso da frequência de 1 Hz apresentou os melhores resultados, indo ao encontro do resultado apresentado na Figura 70C, se encaixando na categoria de baixa diluição dentro da margem estatística, que é o critério requerido para o trabalho. Esta análise foi estatisticamente significativa.

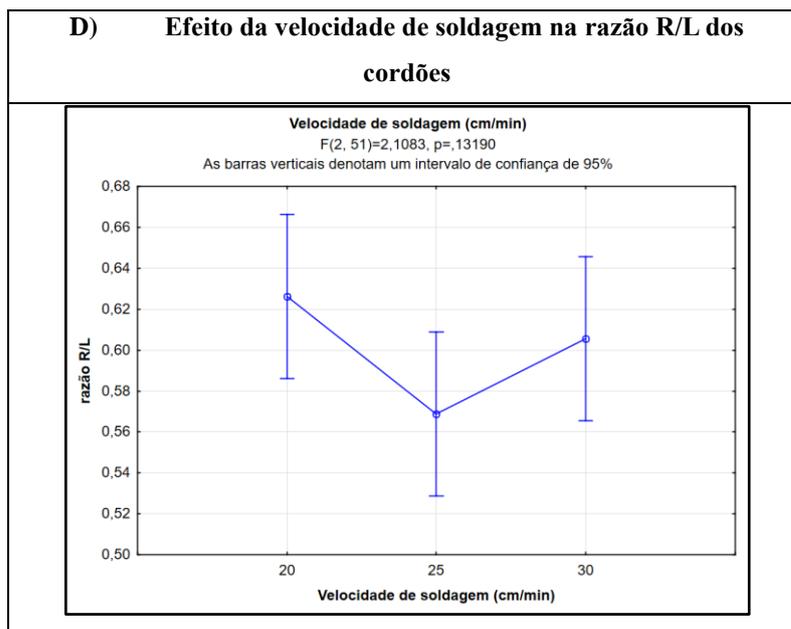
Figura 71 – Efeito da frequência na diluição (*switchback*)

Fonte: Elaborada pelo autor.

Para a velocidade de soldagem (Figura 72), observou-se que a sua influência na largura e reforço dos passes foi estatisticamente significativa. Inicialmente analisando-se a largura, viu-se que quanto menor o nível de V_s adotado, maiores foram os resultados medidos para esta variável geométrica de acordo com os cordões soldados. Isto pode estar relacionado ao maior tempo em que a tocha permaneceu em um determinado comprimento do metal base durante a soldagem, além de que menores valores de V_s produzem poças mais volumosas e possivelmente com maior largura. A mesma tendência foi verificada para o reforço dos depósitos. Pode-se pensar nestes resultados em termos de energia de soldagem, onde menores níveis de V_s possibilitam a formação de maiores poças de fusão. Para os valores de penetração apresentados, não houve relevância estatística ($p = 0,71197$). O mesmo ocorreu para a análise do efeito da velocidade de soldagem na razão R/L ($p = 0,13190$).

Figura 72 - Efeito da velocidade de soldagem na largura, reforço e penetração e na razão R/L dos cordões (*switchback*)

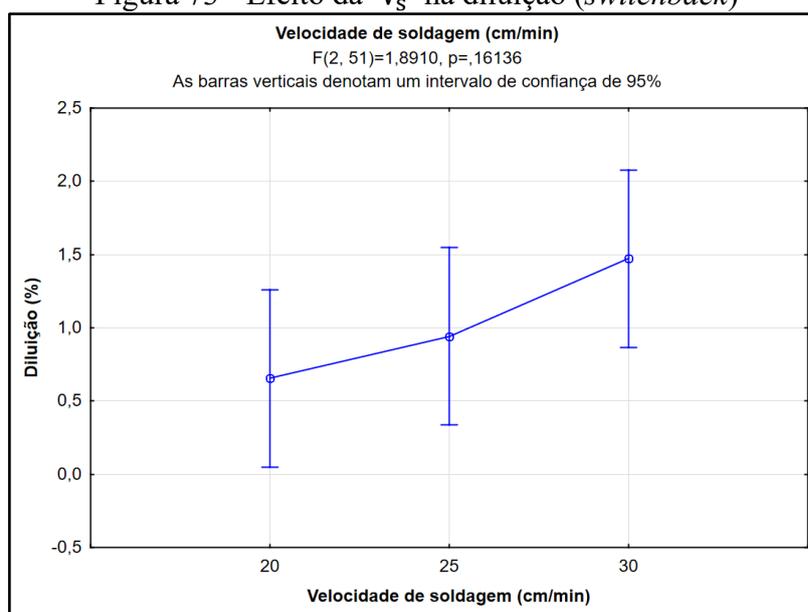




Fonte: Elaborada pelo autor.

Em termos de diluição (Figura 73), a tendência resultante, em termos dos valores médios, foi a de que a diluição apresentasse maiores valores à medida em que se aumentava os valores de V_s , o que esteve de acordo com o gráfico da Figura 72C. Assim como já mencionado nos fatores de controle anteriores, a seleção da velocidade de soldagem adequada se baseou no nível que se encaixou dentro da categoria de baixa diluição, ou seja, $V_s = 30$ cm/min. Os resultados não foram estatisticamente significativos ($p = 0,16136$).

Figura 73 - Efeito da V_s na diluição (*switchback*)



Fonte: Elaborada pelo autor

Segundo as aplicações dos critérios referentes às análises qualitativas e de diluição – considerados neste trabalho como aspectos prioritários, de acordo com o que foi mencionado na metodologia – os níveis mais adequados para cada um dos fatores de controle estão relatados nas Tabelas 32 e 33.

Tabela 32 - Resultados selecionados a partir da análise superficial dos passes (*switchback*)
Aspectos superficiais dos passes

Amplitude (mm)	Frequência (Hz)	Velocidade de soldagem (cm/min)
2	1,5	20

Fonte: Elaborada pelo autor.

Tabela 33 – Resultados selecionados a partir da análise de diluição (*switchback*)
Diluição

Amplitude (mm)	Frequência (Hz)	Velocidade de soldagem (cm/min)
2	1,0	30

Fonte: Elaborada pelo autor.

Através dos resultados vistos acima, pôde-se concluir que a amplitude de 2 mm contemplou ambos os critérios de aprovação utilizados (aspectos qualitativos e diluição). Em relação à frequência e à velocidade de soldagem, foram feitas duas ponderações para os valores apresentados nas tabelas acima para a obtenção da decisão final:

- Como pode ser visto na Tabela 33, a frequência de 1,0 Hz produziu o resultado mais adequado para a diluição. Já na análise qualitativa (Tabela 32), o valor de 1,5 Hz, apresentou a melhor performance. Nesse sentido, resolveu-se adotar o valor de 1,2 Hz para o prosseguimento do estudo por este ser um valor intermediário e que, ao mesmo tempo, contemple de forma mais satisfatória os dois critérios;
- Verifica-se que o melhor critério de diluição foi encontrado para o valor de velocidade de soldagem igual a 30 cm/min. No entanto, esse valor de V_s teve a pior performance em termos dos aspectos superficiais dos passes. Na análise qualitativa, viu-se que os melhores resultados foram obtidos utilizando V_s igual a 20 cm/min. Dessa forma, optou-se por uma seleção de valor de velocidade de soldagem igual a 25 cm/min, de forma a contemplar adequadamente os dois critérios analisados.

A Tabela 34 mostra os parâmetros de oscilação do *switchback* escolhidos segundo discussão feita anteriormente. Na Figura 74 está o resultado de um passe executado utilizando

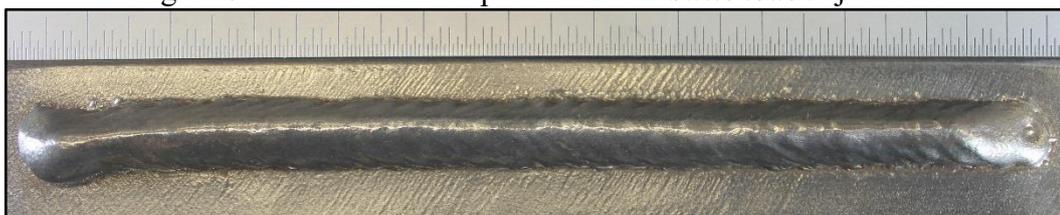
estes parâmetros. A energia de soldagem resultante do cordão foi de 0,59 kJ/mm.

Tabela 34 - Parâmetros do *switchback* selecionados

Amplitude (mm)	Frequência (Hz)	Velocidade de soldagem (cm/min)
2	1,2	25

Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 74 - Ensaio com os parâmetros do *switchback* ajustados



Fonte: Elaborada pelo autor.

5.1.1.4 Etapa 4 – Definição do ângulo de ataque (α) e a influência do tecimento na diluição

Para definir todas as características referentes aos ensaios de definição do ângulo de ataque (α), primeiro teve que ser levado em consideração os resultados apresentados nas Etapas 2 e 3 para a velocidade de soldagem. Isso porque todos os ensaios presentes na Etapa 2 foram realizados com V_s igual a 21 cm/min (utilizando condições sem tecimento) e o mesmo se deu na Etapa 3 quando foi utilizado tecimento triangular. No estudo com *switchback*, também na Etapa 3, foi selecionada uma V_s de 25 cm/min utilizando critérios qualitativos e de diluição.

Para possibilitar uma padronização dos ensaios levando em consideração a aplicação de soldagens ST, com TT e com SB, decidiu-se por organizar todos os ensaios do fatorial completo desta etapa com $V_s = 25$ cm/min, sendo o resultado com SB o fator limitante e conclusivo nesta decisão. Isso porque houve um estudo exploratório com *switchback* que indicou a velocidade de soldagem mais indicada segundo critérios qualitativos e de diluição, o que não ocorreu para as outras formas de deslocamento da tocha. Desta forma foi possível eliminar possíveis interferências no resultado final do ângulo α por conta da diferença na energia de soldagem E_s resultante de cada trajetória efetuada pela tocha.

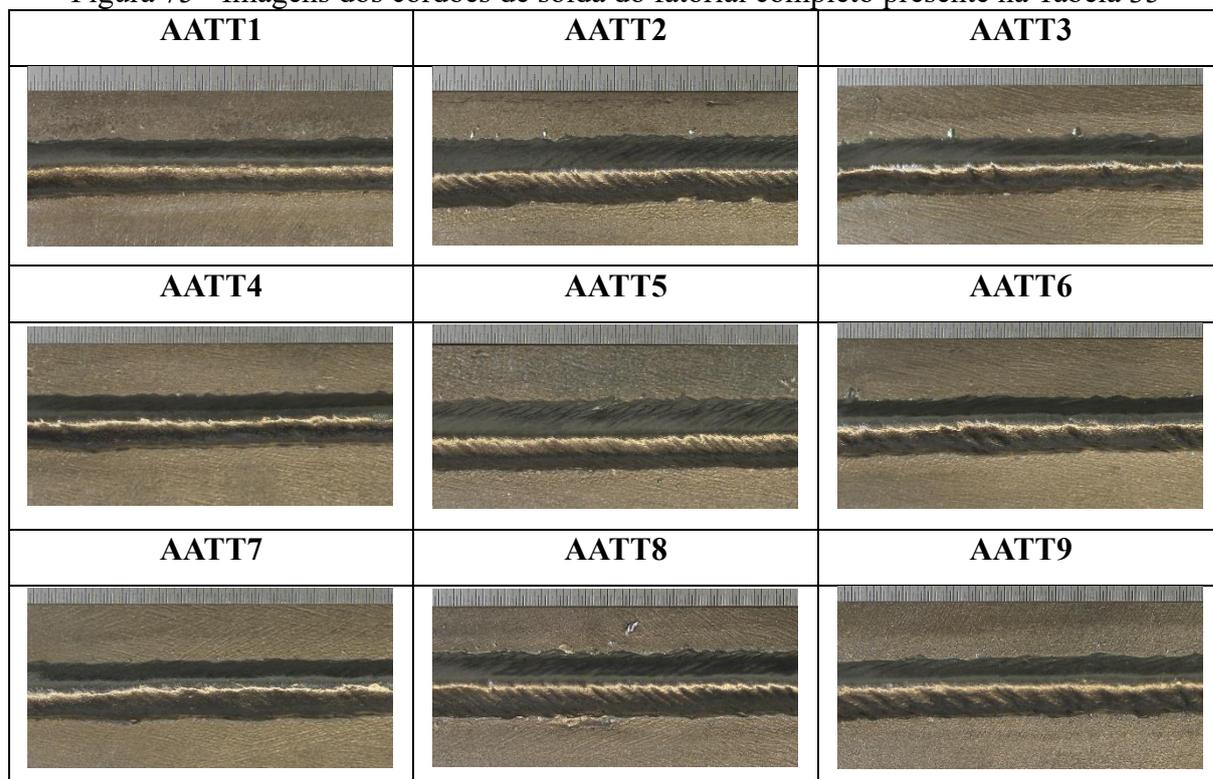
Na Tabela 35 estão mostrados os resultados dos sinais médios de tensão, corrente e as E_s calculadas para cada ensaio realizado e na Figura 75 estão retratados os cordões de solda resultantes de cada condição soldada.

Tabela 35 - Ensaio correspondentes à análise do ângulo de ataque (α) e aos tipos de tecimento

Ensaio	Tecimento	Amp (mm)	C.O. (mm)	Frequência (Hz)	A.T. (°)	U_m (V)	I_m (A)	E_s (kJ/mm)
AATT1	ST	-	-	-	-15	19,2	128,5	0,59
AATT2	TT	4	2	2,1	-15	17,9	132,6	0,57
AATT3	SB	2	3,4	1,2	-15	18,7	130,6	0,59
AATT4	ST	-	-	-	0	19,2	129,7	0,60
AATT5	TT	4	2	2,1	0	18,6	133,2	0,59
AATT6	SB	2	3,4	1,2	0	19,5	129,9	0,61
AATT7	ST	-	-	-	15	19,7	130,8	0,62
AATT8	TT	4	2	2,1	15	18,8	125,9	0,57
AATT9	SB	2	3,4	1,2	15	20,3	129,3	0,63

Fonte: Elaborada pelo autor.

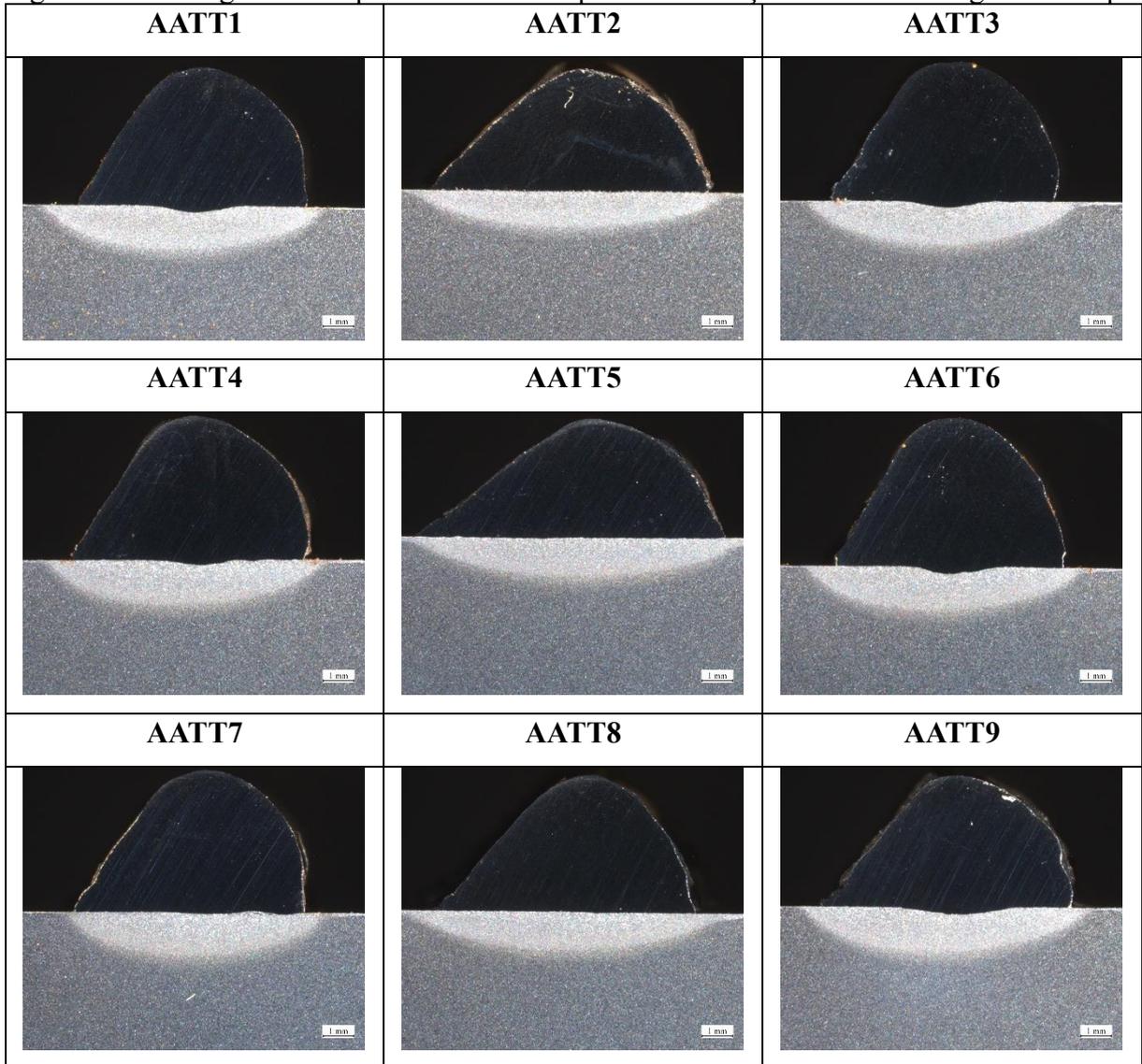
Figura 75 - Imagens dos cordões de solda do fatorial completo presente na Tabela 35



Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Figura 76 estão retratadas as macrografias correspondentes a cada um dos ensaios e na Tabela 36 estão registrados os valores de geometria medidos e calculados:

Figura 76 - Macrografias dos passes executados para a verificação do efeito do ângulo de ataque



Fonte: Elaborada pelo autor.

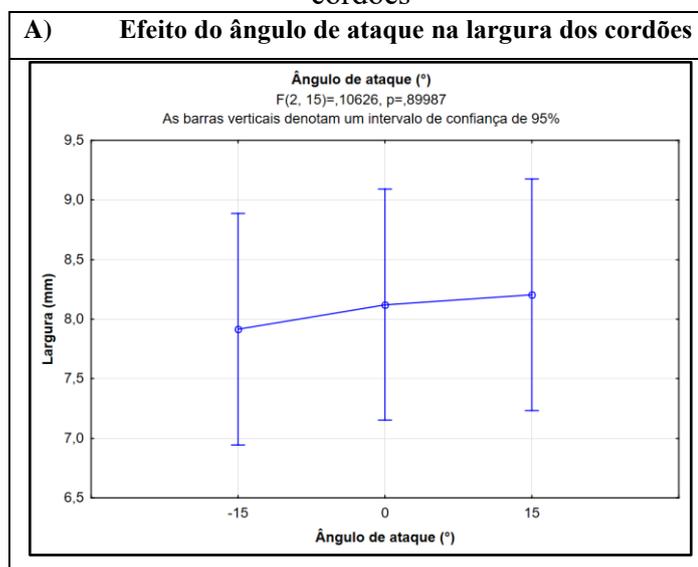
Tabela 36 - Valores de geometria medidos a partir da variação do ângulo de ataque e do tipo de tecimento

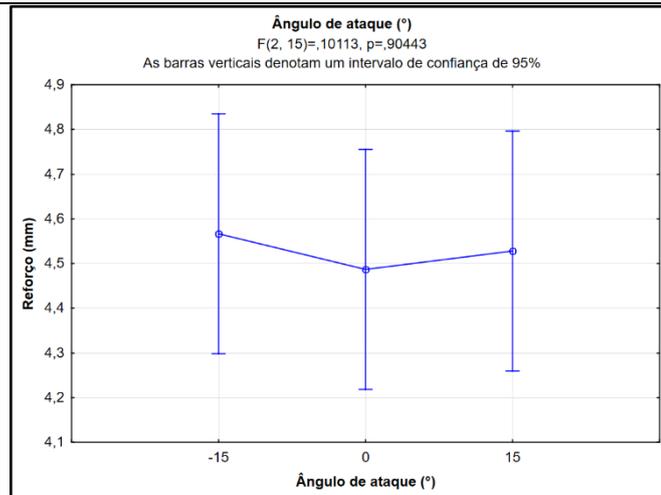
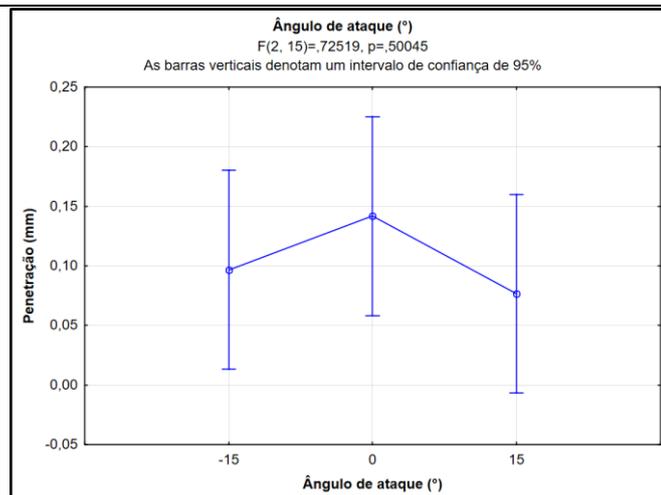
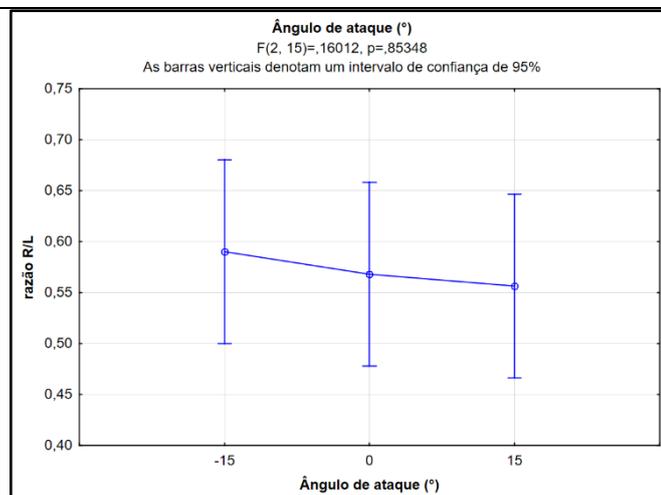
Ensaio	Largura (mm)	Reforço (mm)	Penetração (mm)	R/L	Diluição (%)
AATT1	7,44 ± 0,03	4,73 ± 0,23	0,17 ± 0,06	0,64 ± 0,03	0,93 ± 0,50
AATT2	9,31 ± 0,30	4,21 ± 0,21	0	0,45 ± 0,01	0
AATT3	7,00 ± 0,40	4,77 ± 0,23	0,13 ± 0,11	0,68 ± 0,07	0,70 ± 0,76
AATT4	7,23 ± 0,54	4,66 ± 0,17	0,15 ± 0,03	0,65 ± 0,03	1,02 ± 0,10
AATT5	9,71 ± 0,58	4,01 ± 0,13	0,03 ± 0,04	0,41 ± 0,04	0,46 ± 0,66
AATT6	7,43 ± 0,01	4,80 ± 0,18	0,25 ± 0,01	0,65 ± 0,03	1,50 ± 0,03
AATT7	7,54 ± 0,06	4,62 ± 0,07	0,08 ± 0,03	0,61 ± 0,01	0,70 ± 0,03
AATT8	9,24 ± 0,79	4,45 ± 0,12	0	0,48 ± 0,05	0
AATT9	7,84 ± 0,46	4,52 ± 0,21	0,15 ± 0,13	0,58 ± 0,06	1,33 ± 1,66

Fonte: Elaborada pelo autor.

Analisando inicialmente os resultados estatísticos (ANOVA) referentes ao ângulo de ataque (α) isoladamente, tem-se na Figura 77 o efeito de cada valor de α nas seguintes variáveis geométricas: largura, reforço, penetração e razão R/L. Estas análises não apresentaram significância estatística, ou seja, os ângulos de ataque usados não exerceram influência relevante nestes parâmetros geométricos. Praticamente não se verificaram modificações nestas variáveis com a alteração de α .

Figura 77 - Efeito do ângulo de ataque na largura, reforço, penetração e na razão R/L dos cordões

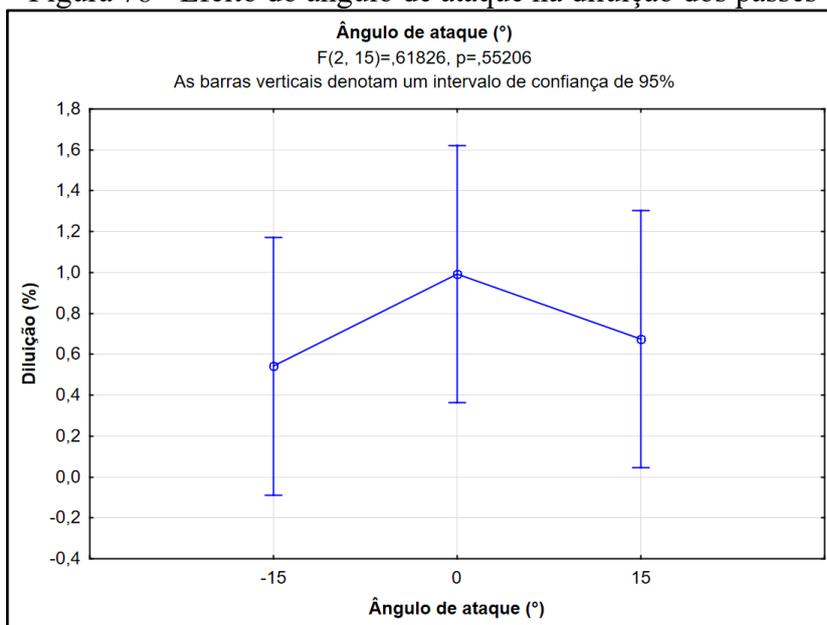


B) Efeito do ângulo de ataque no reforço dos cordões**C) Efeito do ângulo de ataque na penetração dos cordões****D) Efeito do ângulo de ataque na razão R/L dos cordões**

Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Figura 78, observa-se o efeito dos ângulos de ataque utilizados no estudo com respeito à diluição (**D**). É possível verificar que esta análise não foi estatisticamente significativa ($p = 0,55206$) em relação à **D**. Mesmo que apenas na forma de tendência, o ângulo $\alpha = 0^\circ$ apresenta o valor mais adequado para esta variável segundo os critérios adotados nesta dissertação. Embora apresente maior diluição, o que poderia ser considerada uma condição ruim em se tratando de soldagem de revestimento, este ângulo se encaixa melhor na categoria de baixa diluição (diluição $> 1\%$). Esta foi uma medida necessária para diminuir a possibilidade de os revestimentos planejados em momento futuro no trabalho apresentarem descontinuidades e/ou falta de fusão com o metal base. Assim, considerou-se que $\alpha = 0^\circ$ se encaixa melhor na categoria de baixa diluição. Além disso, utilizar um ângulo neutro facilita para o operador durante a fase de ajuste e preparação da soldagem.

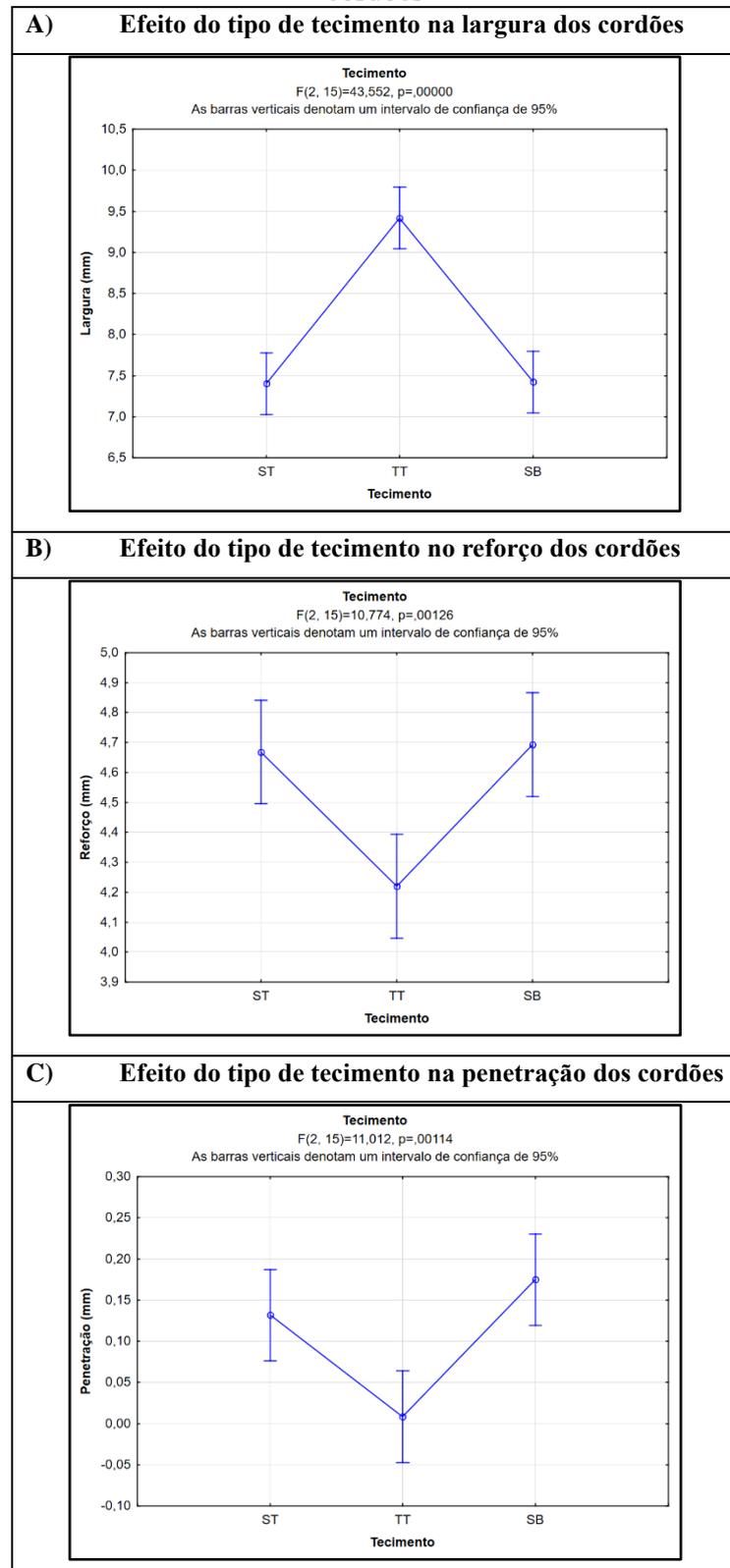
Figura 78 - Efeito do ângulo de ataque na diluição dos passes

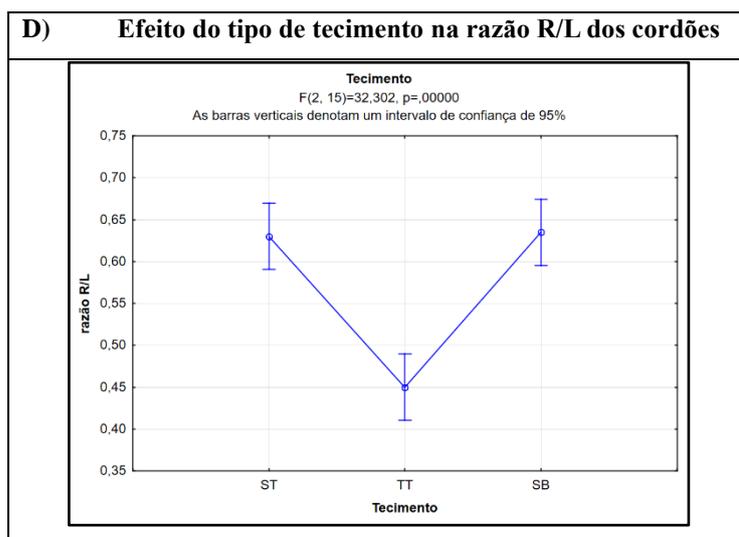


Fonte: Elaborada pelo autor.

A análise referente ao efeito do tecimento na geometria dos cordões está mostrado na Figura 79.

Figura 79 - Efeito do tipo de tecimento na largura, reforço, penetração e na razão R/L dos cordões





Fonte: Elaborada pelo autor.

É possível notar pela Figura 79A que a maior largura apresentada é atribuída ao tecimento triangular (TT). O deslocamento lateral do TT faz com que os depósitos se distribuem melhor no metal base durante o processo de transferência das gotas, produzindo maiores larguras do que aquelas com SB e ST. Ademais, maiores valores de largura dos cordões são importantes na soldagem de revestimento, pois permitem que uma menor quantidade de passes precise ser soldada para concluir uma camada, como mencionado por Silva (2010). Este pesquisador verificou em seu trabalho que, ao aplicar o TT na soldagem TIG com alimentação de arame frio, foi possível obter um aumento de quase 28% na largura dos cordões quando comparado a soldagens ST. Em relação à oscilação SB, Gil (2019) observou em sua pesquisa que os cordões produzidos com a técnica nos casos com corrente contínua e pulsada, utilizando a mesma taxa de deposição e a mesma energia de soldagem equivalente, apresentaram uma tendência de apresentarem uma menor largura quando comparado com a soldagem convencional.

Quando analisa-se o reforço, verifica-se que há uma leve tendência para que o tecimento triangular (TT) apresente o menor reforço. Segundo Scotti e Ponomarev (2014), considerando a mesma energia de soldagem e o mesmo volume de metal depositado por unidade de comprimento, quanto maior a largura dos passes, menor se torna o reforço. Essa informação também é reforçada por Magalhães (2008).

Nesse sentido, o tipo de oscilação triangular efetuada pela tocha durante o seu deslocamento faz com que o arco se distribua transversalmente, espalhando o metal de forma lateral, diminuindo o reforço em relação às condições sem tecimento (ST) e ao tecimento *switchback* (SB), que são realizados por meio de deslocamentos longitudinais. Silva (2010)

também verificou em seu trabalho a redução no reforço em quase 17% por meio da aplicação do TT em comparação a soldagem ST.

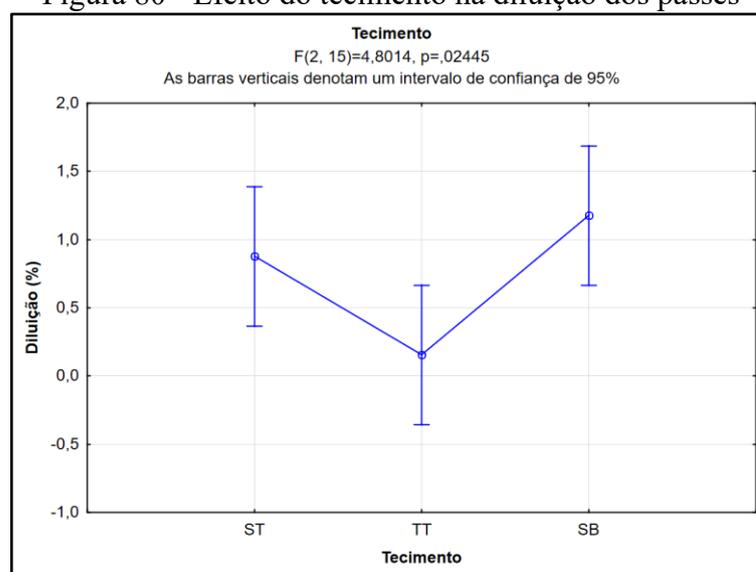
Vê-se pela Figura 79D que as soldagens usando TT proporcionaram as menores razões R/L, que deve ser baixo para reduzir a formação de concentradores de tensão. Essa característica também foi obtida por Aguiar (2010) e Pessoa (2009) em seus trabalhos.

Na análise de diluição, observa-se pelo gráfico da Figura 80 que o uso do tecimento triangular proporcionou os menores níveis de diluição dentre os modos de oscilação da tocha estudados. Pode-se ver que a análise apresentou resultados estatisticamente significativos, com um nível de significância $p = 0,02445$.

Como trazido por Aguiar (2010), a utilização de TT proporciona uma maior distribuição de calor e de metal transferido em relação a soldagem ST; logo, é esperado que os cordões feitos por meio desta técnica apresentem uma menor penetração e, conseqüentemente, menor diluição. Silva (2010), por sua vez, verificou uma redução na diluição em torno de 45% em relação aos valores médios coletados quando se utilizou o tecimento triangular em comparação com a condição sem tecimento.

De antemão, valores baixos de diluição são essenciais na soldagem de revestimentos por reduzir a contaminação da zona fundida com o ferro presente no metal base. No entanto, é possível ver pela figura que os níveis de diluição encontrados com o uso do TT foram muito reduzidos, se encaixando na nomenclatura de baixíssima diluição, ou seja, diluição menor que 1%.

Figura 80 - Efeito do tecimento na diluição dos passes



Fonte: Elaborada pelo autor.

O uso da oscilação SB, assim como a ST (que apresentaram os maiores níveis de diluição) estiveram dentro da margem estatística para entrar na categoria de baixa diluição (diluição > 1%).

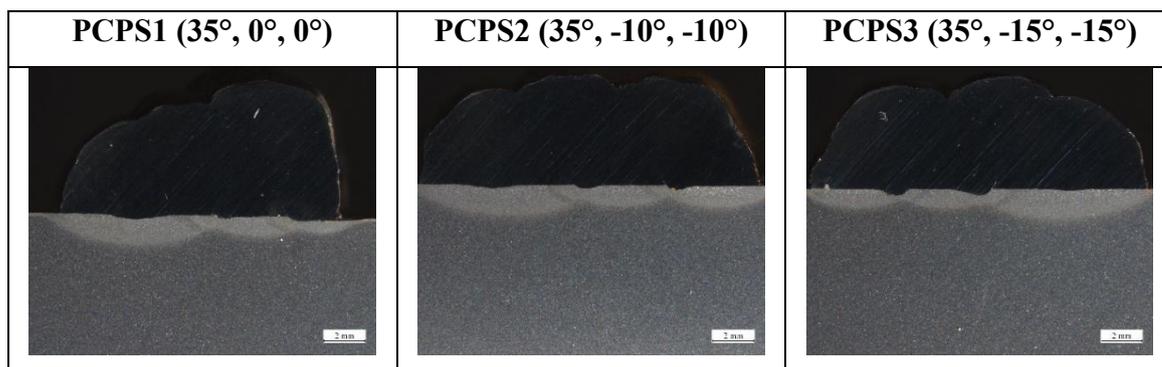
Teixeira (2018) verificou em seu trabalho que os cordões soldados com a técnica SB tenderam a apresentar menores valores para a diluição em comparação com a soldagem ST. Ele atribui este fenômeno ao fato de que, em apenas alguns trechos do comprimento do cordão em formação, o metal é transferido diretamente sobre o metal base por conta dos movimentos de avanço e reversão da tocha. Isso faz com que haja um menor efeito do calor do arco e da energia de soldagem imposta em relação ao substrato durante o movimento de avanço da tocha, fazendo com que haja uma tendência à redução na diluição em comparação com a trajetória convencional da tocha.

Gil (2019) acrescenta que resultados similares aos relatados no parágrafo anterior também podem ter relação com uma menor intensidade das forças convectivas da poça de fusão e da maior rapidez com que o metal líquido transferido resfria e solidifica por conta das rápidas passagens do arco sobre o substrato e a própria poça de fusão por meio do *switchback*. De todo modo, os cordões soldados no fatorial da Tabela 35 (página 146) produziram diluições similares às aquelas com as condições ST, o que pode ser atribuído aos parâmetros de oscilação da tocha utilizados, produzindo efeitos similares neste quesito, mas ainda superiores e em níveis mais seguros (critério de baixa diluição) do que os resultados obtidos usando TT (critério de baixíssima diluição).

5.1.2 2º Fase: Passes subsequentes

Seguem na Figura 81 e na Tabela 37 as macrografias e as medidas de geometria, respectivamente, dos ensaios realizados variando o ângulo da tocha (θ) dos passes após o ângulo de ancoramento.

Figura 81 - Macrografias dos ensaios referentes aos passes seguintes ao de ancoramento



Fonte: Elaborada pelo autor.

Tabela 37 - Valores de geometria medidos a partir da variação do ângulo dos passes seguintes ao de ancoramento

Ensaio	Largura (mm)	Reforço (mm)	Penetração (mm)	R/L	Diluição (%)
PCPS1	14,02 ± 0,37	6,48 ± 0,02	0,27 ± 0,05	0,46 ± 0,01	1,54 ± 0,06
PCPS2	16,25 ± 0,37	5,54 ± 0,22	0,22 ± 0,04	0,34 ± 0,02	1,39 ± 0,34
PCPS3	16,40 ± 0,39	5,67 ± 0,05	0,29 ± 0,04	0,35 ± 0,01	1,21 ± 0,28

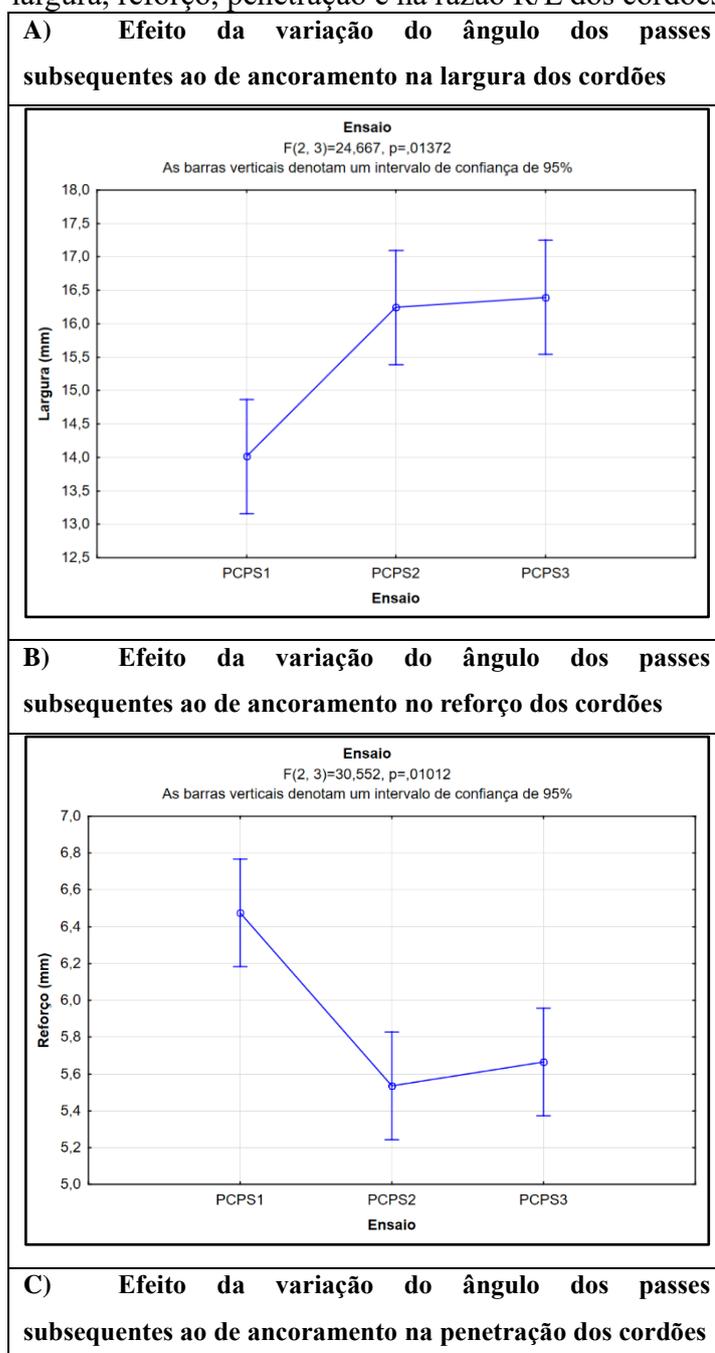
Fonte: Elaborada pelo autor.

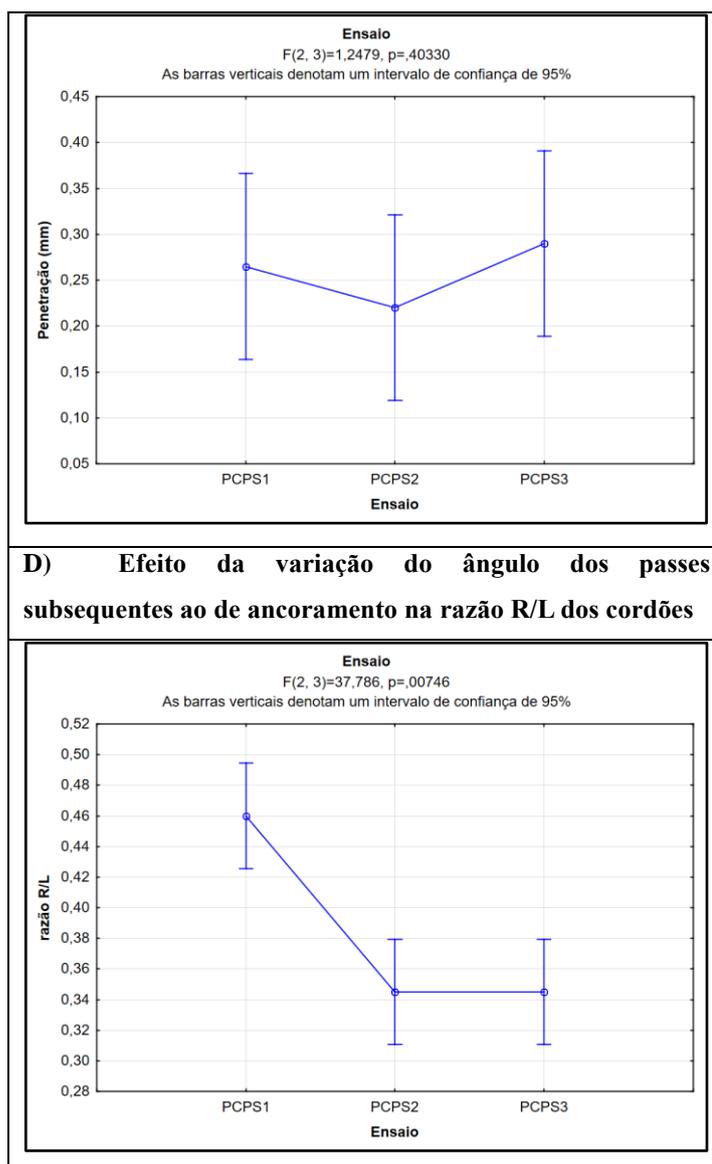
Na Figura 82 é possível verificar o efeito da variação de θ durante a soldagem do segundo e terceiro passes da primeira camada nas seguintes variáveis geométricas: largura, reforço, penetração e razão R/L.

Primeiramente, apenas o efeito da variável em estudo na penetração (Figura 82C) não produziu resultados com relevância estatística ($p = 0,40330$). Viu-se que houve uma leve tendência para que a adoção de $\theta = -15^\circ$ no segundo e terceiro passes produzisse uma maior penetração (Ensaio PCPS3). No entanto, a análise da penetração forneceu resultados muito similares numericamente para possibilitar uma análise mais detalhada deste fenômeno. Além disso, como já mencionado, esse estudo não foi estatisticamente significativo. Para a largura (Figura 82A), a adoção dos ângulos -10° e -15° no segundo e terceiro passes (Ensaio PCPS2 e PCPS3) proporcionou uma maior largura dos depósitos. Isso porque, dada a inclinação da tocha, o arco pode ter se espalhado mais, favorecendo um maior escorrimento da poça de fusão. Os resultados para o reforço de cada um dos ensaios (Figura 82B), como esperado, refletiram àqueles verificados para a largura, ou seja, os passes com maior largura resultaram em passes com menor reforço. A Figura 82D mostra que, para o efeito da variação de θ na razão R/L, os ensaios PCPS2 e PCPS3 apresentam os menores resultados e conseqüentemente são os mais

favoráveis em termos de reduzir a probabilidade de surgimento de concentradores de tensão (embora os efeitos constatados nos gráficos para cada ensaios em termos numéricos, de modo geral, tenham sido similares).

Figura 82 - Efeito da variação do ângulo dos passes subsequentes ao de ancoramento na largura, reforço e na razão R/L dos cordões

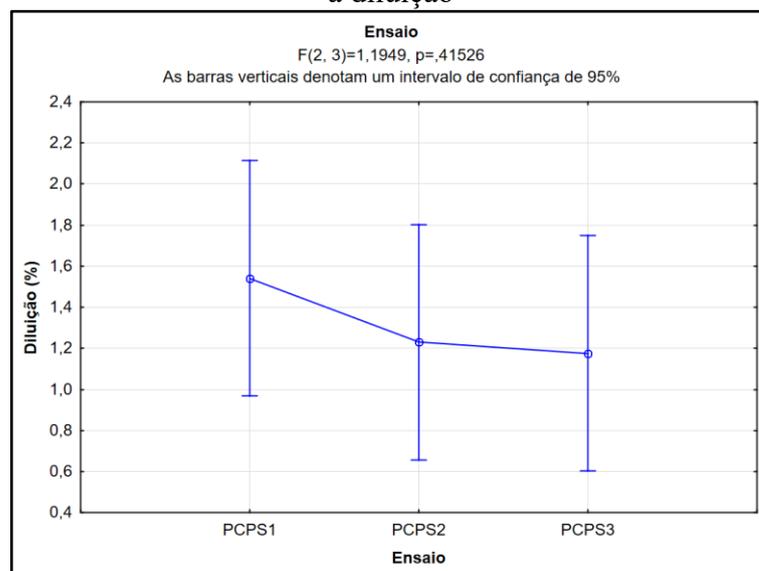




Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Figura 83 é possível ver o efeito do ângulo da tocha na diluição. Como já esperado a partir da análise da penetração, o uso do ângulo $\theta = 0^\circ$ no segundo e terceiro passes proporcionou um maior nível de diluição e que, por sua vez, se mostrou mais adequado para os objetivos do trabalho (baixa diluição), embora isto represente apenas uma tendência, já que esta análise não foi estatisticamente significativa ($p = 0,41526$).

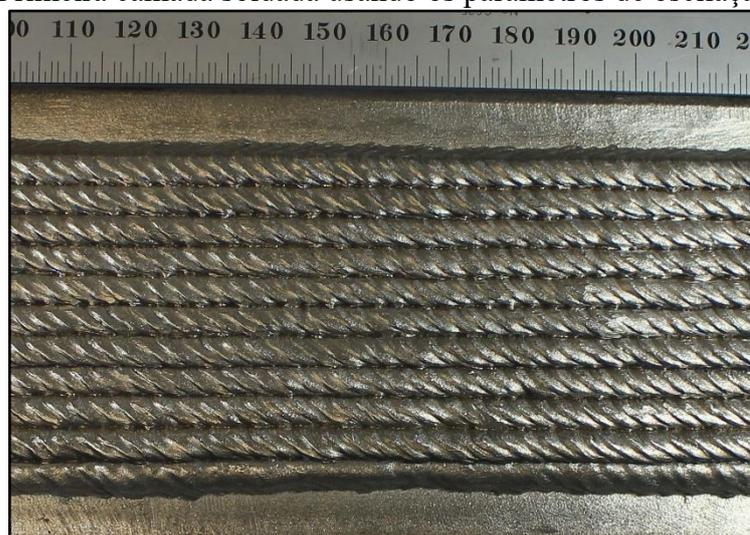
Figura 83 - Efeito do ângulo da tocha dos passes subsequentes ao de ancoramento em relação à diluição



Fonte: Elaborada pelo autor.

Desta forma, a primeira camada, após a soldagem de todos os passes, ficou como mostra a Figura 84.

Figura 84 - Primeira camada soldada usando os parâmetros de oscilação *switchback*



Fonte: Elaborada pelo autor.

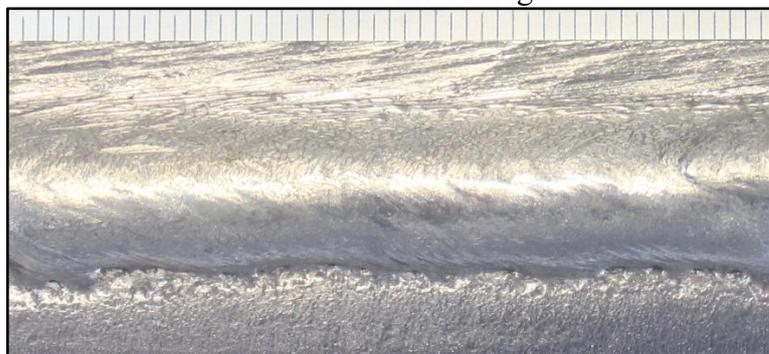
5.2 Parte II: Segunda camada

5.2.1 1ª Fase: Cordão de ancoramento

A Figura 85 mostra o aspecto superficial do cordão de solda segundo os parâmetros

de soldagem e de ajuste para o cordão de ancoramento da segunda camada mostrados nas Tabelas 16 e 17 (páginas 90 e 91).

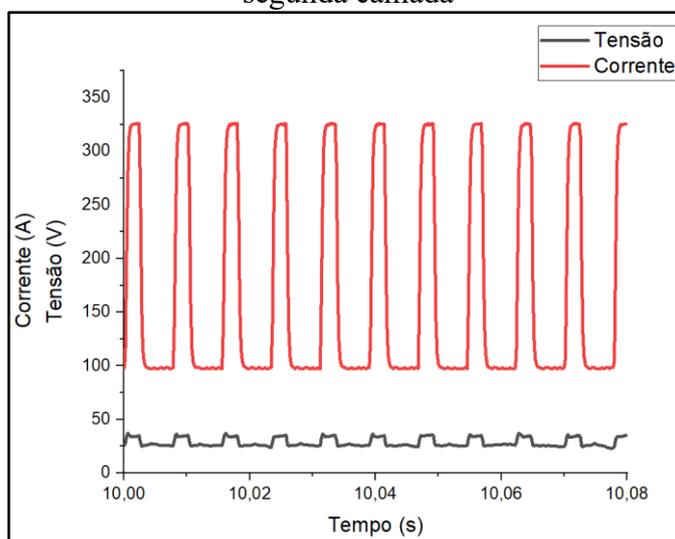
Figura 85 - Cordão de ancoramento da segunda camada, segundo os parâmetros de soldagem definidos na metodologia



Fonte: Elaborada pelo autor.

É possível perceber pela figura o nível de regularidade do cordão e a ausência de respingos. Na Figura 86 está retratado um trecho da aquisição de dados referente ao cordão de solda mostrado anteriormente.

Figura 86 - Aquisição de dados da condição mais estável para o cordão de ancoramento da segunda camada



Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Tabela 38 podem ser vistos os valores médios obtidos por meio da aquisição de dados e a energia de soldagem calculada, considerando uma V_s de 23 cm/min:

Tabela 38 - Dados médios para tensão, corrente e o valor de energia de soldagem calculado para o cordão de ancoramento da segunda camada

U_m (V)	I_m (A)	E_s (kJ/mm)
28,5	166,1	1,23

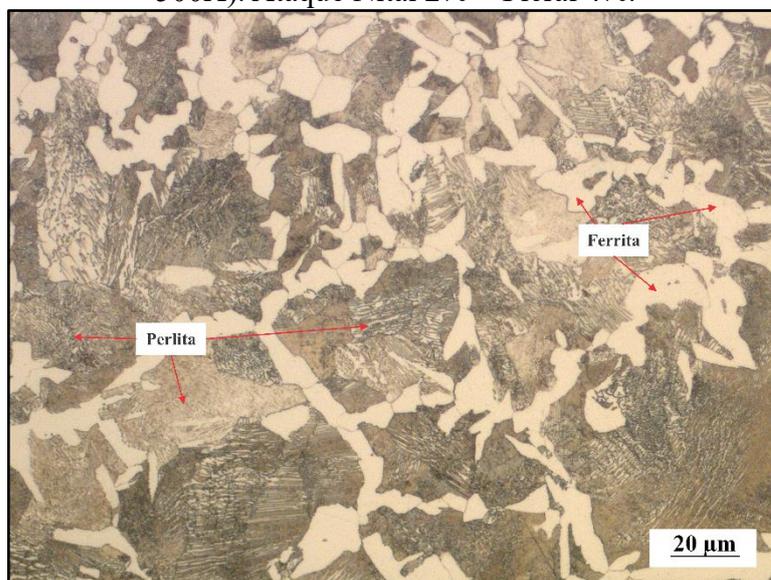
Fonte: Elaborada pelo autor.

5.2.2 2ª Fase: Aplicação da técnica TDC-DC

5.2.2.1 Etapa 1 – Soldagem utilizando o teste de Higuchi e o metal base na condição como recebido para a definição das zonas duras (ZD) e zonas macias (ZM)

Na Figura 87 é mostrada uma micrografia do aço ABNT 1045 na condição como recebido. É possível observar na microestrutura a presença de ferrita e perlita.

Figura 87 - Microestrutura do aço ABNT 1045 na condição como recebido (aumento de 500X). Ataque Nital 2% + Picral 4%.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Figura 88, por sua vez, visualiza-se a microestrutura do aço ABNT 1045 após a realização da têmpera com resfriamento em salmoura. Verifica-se a presença da fase martensítica com suas agulhas supersaturadas de carbono resultantes do processo de resfriamento brusco do material a partir da sua austenitização.

Figura 88 - Microestrutura do aço ABNT 1045 temperado (aumento de 500X). Ataque Nital 2% + Picral 4%.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Tabela 39 podem ser vistos os resultados de tensão média, corrente média e energia de soldagem obtidos por meio dos ensaios com cordão simples realizados nas peças nas condições como recebido e tratados. Recordando o significado de cada uma das siglas que representam os ensaios realizados (primeira coluna da tabela): **CR** = como recebido, **PT** = peça temperada, **CS** = cordão simples, **ST** = sem tecimento, **TT** = tecimento triangular, **SB** = *switchback*, **1C** = parâmetros da primeira camada, **2C** = parâmetros da segunda camada.

Tabela 39 - Resultados de tensão média, corrente média e energia de soldagem para ensaios no metal base ABNT 1045 nas condições como recebido e tratado

Ensaio	U_m (V)	I_m (A)	E_s (kJ/mm)
CRCSS1C	19,8	129,6	0,62
CRCST1C	19,0	125,3	0,57
CRCSSB1C	19,3	131,3	0,61
CRCSS2C	28,5	166,5	1,24
PTCS1C	19,4	126,2	0,59
PTCST1C	18,2	129,5	0,57
PTCSSB1C	19,3	129,6	0,60
PTCS2C	27,9	166,5	1,21

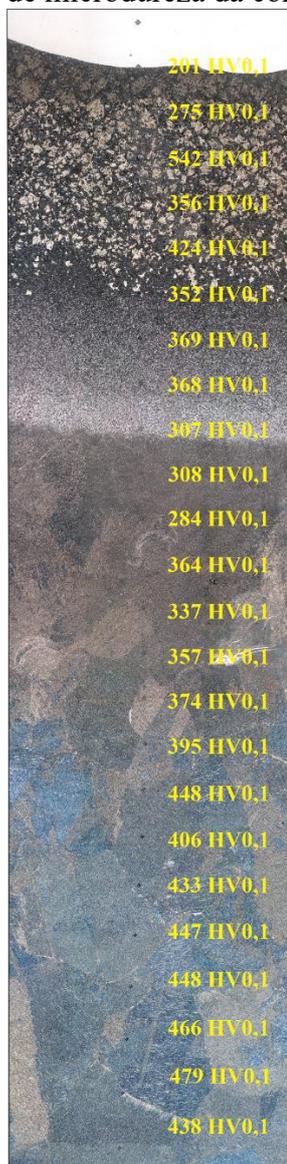
Fonte: Elaborada pelo autor.

5.2.2.2 Etapa 2 – Aplicação do critério de microdureza e de microestrutura

- Critério de microdureza

Na Figura 89 está retratada a microestrutura de uma amostra do ensaio PTCSTT1C. Nela é possível visualizar um trecho de um mapa de microdureza, segundo procedimento presente na Figura 34 (página 95). Na parte superior da imagem está presente a zona fundida da peça (região clara) e à medida em que se percorrem as regiões da amostra é possível visualizar a sua constituição microestrutural e os valores de microdureza desde a interface zona fundida/ZAC até o metal base.

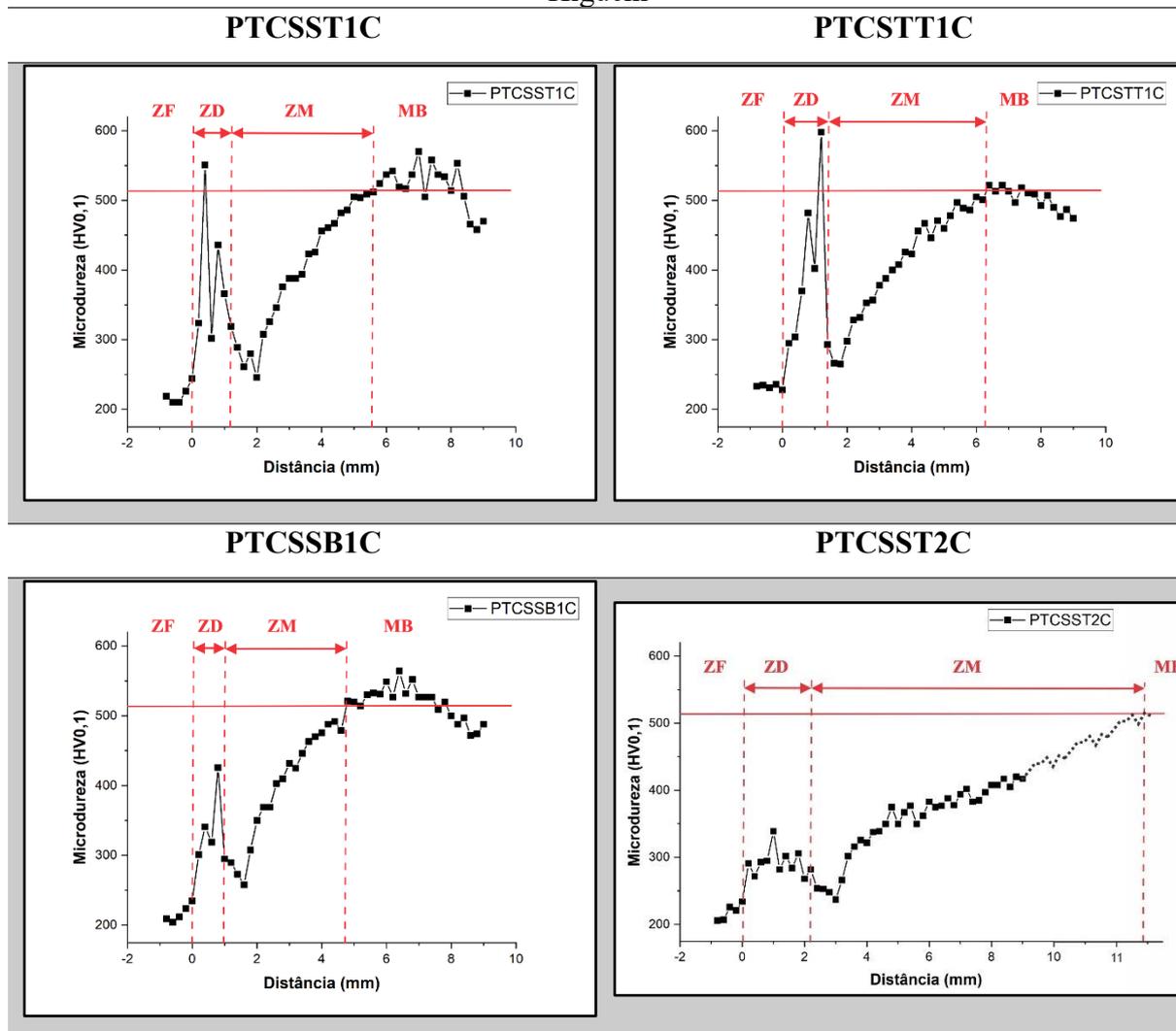
Figura 89 - Mapa de microdureza da condição PTCSTT1C



Fonte: Elaborada pelo autor.

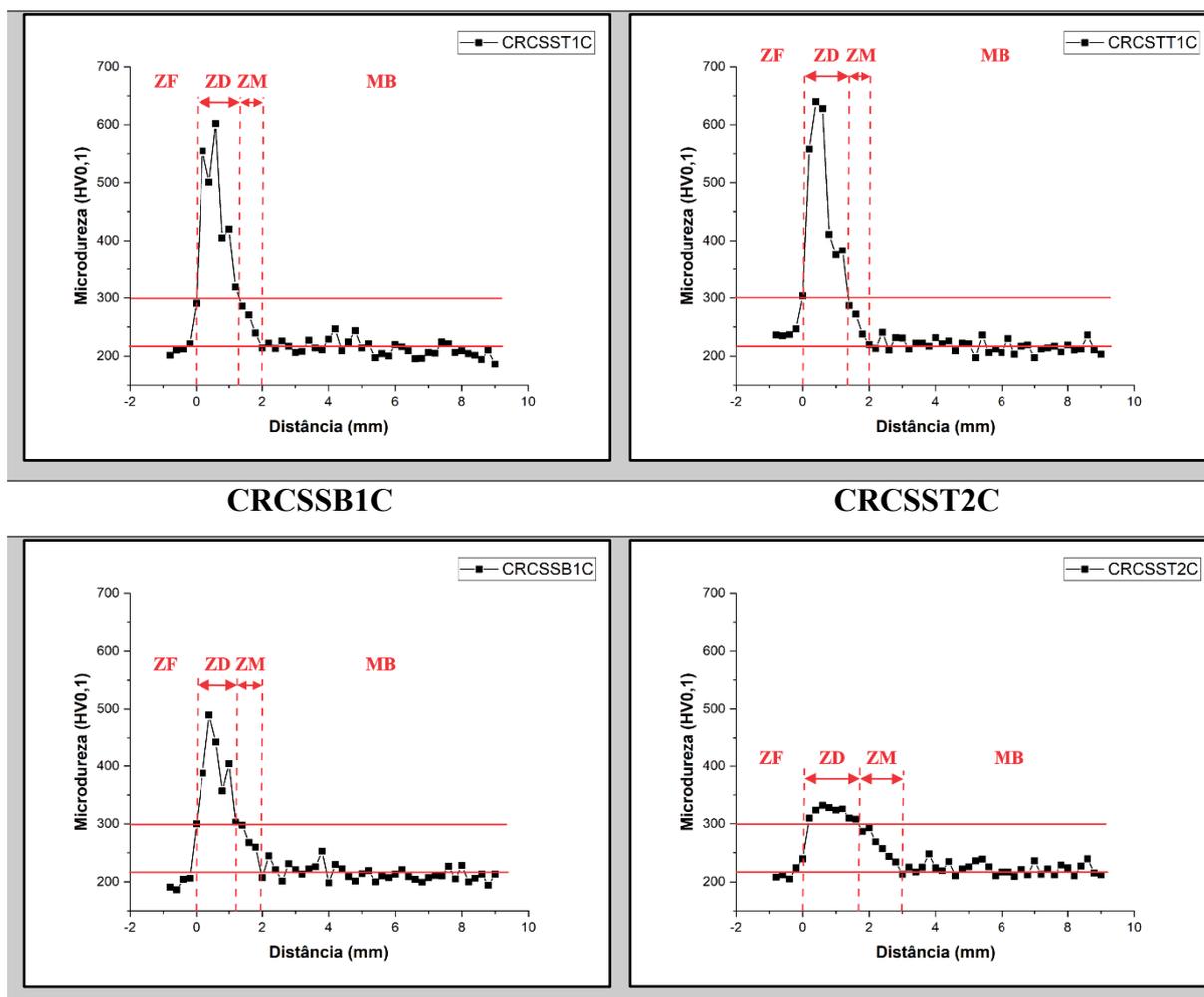
Nas Figuras 90 e 91 estão mostrados os gráficos dos perfis de microdureza das peças soldadas com os substratos tratados (temperados) e na condição como recebido. Em cada uma das imagens estão delimitadas as zonas duras (ZD) e as zonas macias (ZM). Através das 400 identificações produzidas por meio do ensaio de microdureza Vickers e da aplicação dos critérios presentes no tópico 4.3.2.2.2 (página 94), foi possível determinar as extensões destas zonas para aplicação do critério de microdureza. Na Figura 90, no gráfico da condição PTCSS2C, foi necessário fazer uma projeção do gráfico para obter a distância em que iria ser atingida a microdureza correspondente ao metal base.

Figura 90 - Perfis de microdureza das condições soldadas segundo a aplicação do método de Higuchi



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 91 - Perfis de microdureza das condições como recebidas
CRCSS1C **CRCST1C**



Fonte: Elaborada pelo autor.

Através dos resultados medidos para os ensaios com o metal base temperado, verificou-se que, de modo geral, não foram obtidas identificações com valores de microdureza na zona dura que superassem os valores medidos no metal base. No ensaio PTCSB1C (oscilação *switchback*, parâmetro para primeira camada e energia de 0,6 kJ/mm), por exemplo, nenhum valor de indentação na zona dura foi superior àqueles verificados para o MB. Pelo fato de as características do metal base temperado serem resultantes de um tratamento térmico que tinha como finalidade produzir a simulação de uma ZACGG, esperava-se, ao menos, que a microdureza máxima da ZD fosse equivalente à microdureza apresentada pelo metal base. Na prática, como visto na Figura 90, isso não ocorreu na maioria dos casos e isso se deve à microestrutura que se formou devido às características do resfriamento da solda, proporcionando uma ZD mais macia que o MB. Desta forma, apesar de o aço ABNT 1045 possuir 0,45% de carbono, sua temperabilidade não é tão alta por conta da ausência de

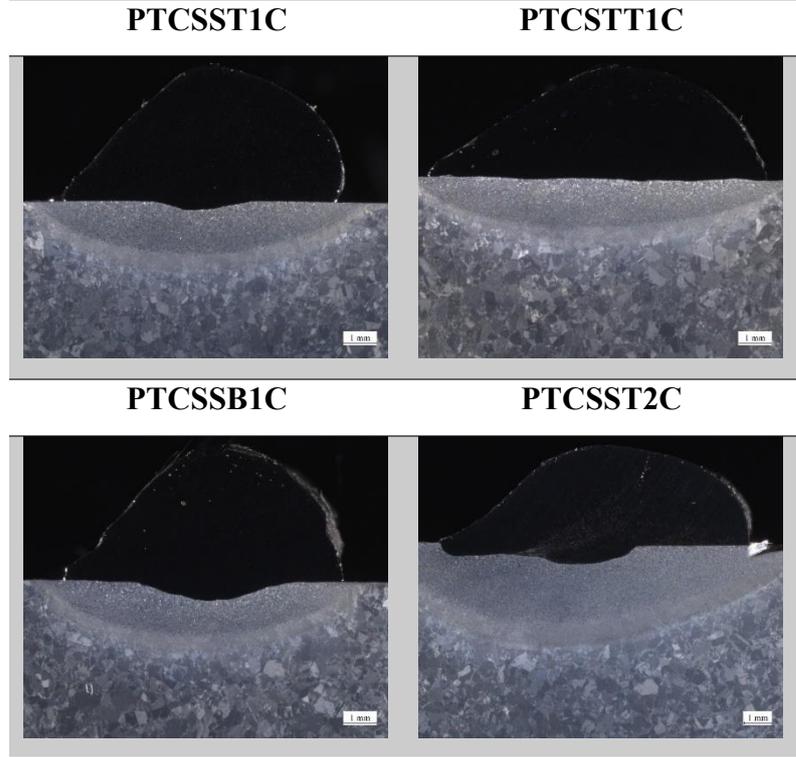
elementos de liga como cromo, molibdênio, níquel e outros. Quando esses elementos estão presentes em uma liga ferrosa, eles têm um efeito estabilizador da austenita em temperaturas de transformação de fases mais baixas, permitindo que a transformação para uma estrutura martensítica ocorra em um intervalo mais amplo de velocidades de resfriamento, o que aumenta a temperabilidade da liga. A ausência desses elementos, portanto, favorece a transformação da austenita em outras fases cristalinas como perlita e ferrita, mais macias que a martensita. Esse detalhe justifica o fato de a ZD, em geral, apresentar resultados de microdureza inferiores àqueles do MB.

Esse comportamento fez com que a abordagem usada para a definição da zona dura e da zona macia, para as peças temperadas, fosse diferente do proposto originalmente por Higuchi. No trabalho publicado por Higuchi e seus colaboradores (1980), embora não haja uma definição literal que permita definir as extensões de zona dura e zona macia, é mostrado um gráfico que mostra a dureza do metal base como referência para delimitar ZD e ZM. Assim, a definição da ZD como sendo a região da ZAC em que a dureza é maior do que àquela encontrada no MB não pôde ser utilizada aqui, tendo sido necessário adotar o critério estabelecido na metodologia (página 97).

Nas peças na condição como recebida, a definição das zonas dura e macia, por sua vez, puderam ser bem definidas adotando um valor de microdureza limite (300 HV_{0,1}) para o término da zona dura e início da zona macia, assim como o final da ZM pôde ser bem delimitado usando como base a média dos valores de microdureza obtidos no metal base.

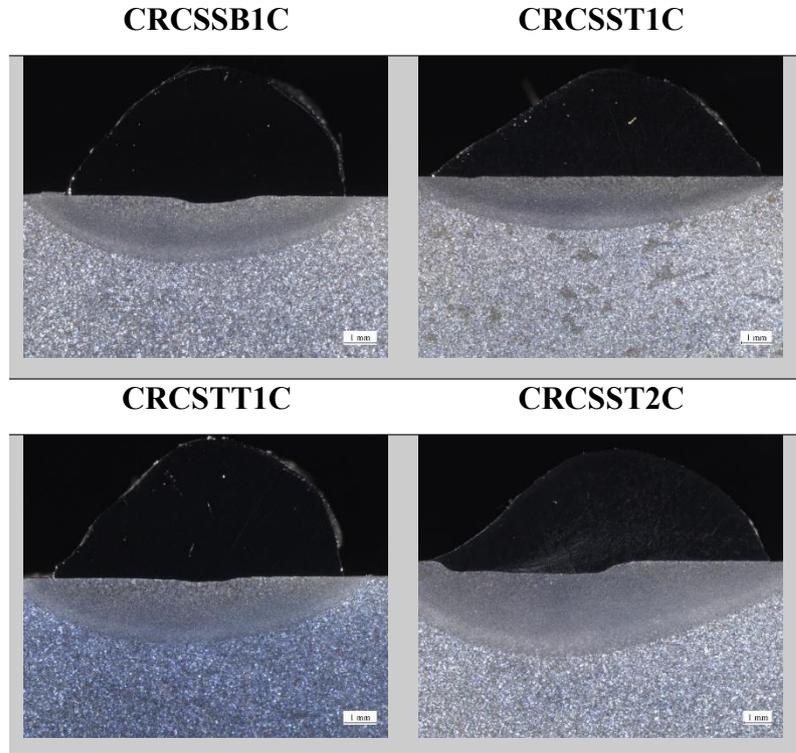
Nas Figuras 92 e 93 estão mostradas as macrografias para as amostras referentes aos ensaios com o metal base temperado e aos ensaios com o metal base na condição como recebido.

Figura 92 - Macrografias das amostras tratadas segundo a aplicação do método de Higuchi



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 93 - Macrografias das amostras na condição como recebida



Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Tabela 40 estão elencados os resultados para o reforço, penetração,

profundidade da zona dura (PZD) e da zona macia (PZM) para cada um dos ensaios realizados.

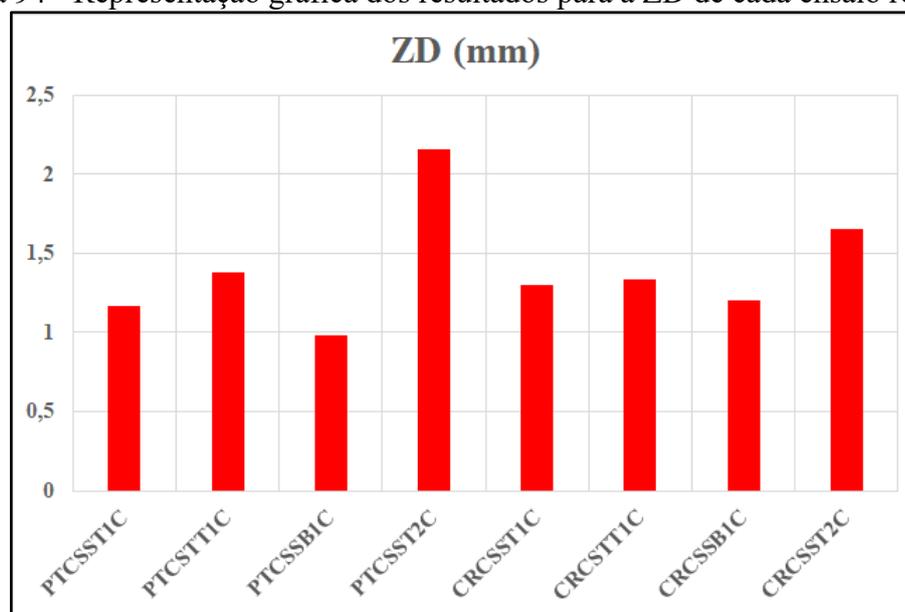
Tabela 40 - Medições de reforço, penetração e profundidades de zona dura e zona macia para cada amostra soldada com o metal base nas condições tratados e como recebido

Ensaio	R (mm)	P (mm)	ZD1 (mm)	ZD2 (mm)	ZM1 (mm)	ZM2 (mm)
PTCSST1C	4,29	0,25	1,17	-	4,38	-
PTCSTT1C	3,61	0,05	1,38	-	4,85	-
PTCSSB1C	4,23	0,37	0,98	-	3,75	-
PTCSST2C	3,66	0,76	-	2,16	-	10,70
CRCSTT1C	4,34	0,17	1,30	-	0,70	-
CRCSTT1C	3,68	0,07	1,34	-	0,65	-
CRCSSB1C	4,12	0,21	1,20	-	0,75	-
CRCSTT2C	4,06	0,62	-	1,65	-	1,30

Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Figura 94 está mostrado o resultado referente à extensão da ZD para cada um dos ensaios da Tabela 40.

Figura 94 - Representação gráfica dos resultados para a ZD de cada ensaio realizado



Fonte: Elaborada pelo autor.

Nesta figura é possível observar o efeito da energia de soldagem sobre a extensão da zona dura. Os ensaios realizados com $E_s = 0,6$ kJ/mm (energia que será utilizada na

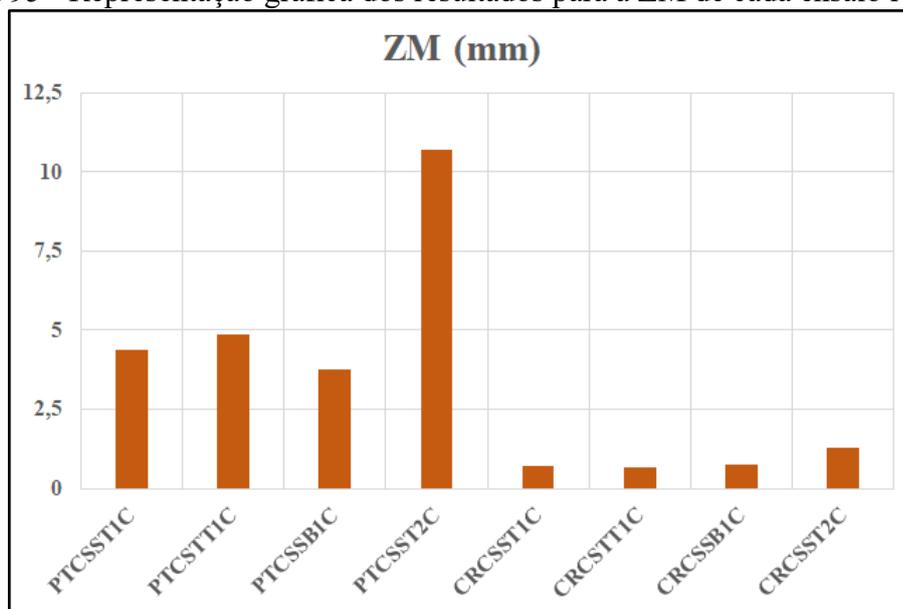
soldagem da primeira camada dos revestimentos) possuíram uma ZD menor do que os ensaios feitos com uma energia de 1,2 kJ/mm (energia que será utilizada na segunda camada) com o metal base tratado e na condição como recebido. Esse resultado pode estar diretamente relacionado à microestrutura resultante da ZAC de cada uma das energias utilizadas neste estudo.

Pinheiro (2017) verificou em sua tese que, quanto maior a energia de soldagem utilizada, maior foi o resultado encontrado para a extensão da ZAC e, conseqüentemente maiores foram as extensões totais das ZD. Além disso, este pesquisador constatou que, de modo geral, em suas soldagens dissimilares usando os eletrodos AWS ERNiCrMo-3, AWS ER309L e AWS ER347 sobre aços Cr-Mo, a ZD obteve-se, em geral, maiores extensões à medida que a energia de soldagem utilizada aumentava. Estes resultados presentes em sua tese estão de acordo com o que foi verificado nos ensaios desta dissertação usando o metal base na condição temperado e na condição como recebido.

Tanto nas peças tratadas como naquelas na condição como recebida, o uso da oscilação *switchback* favoreceu uma extensão de ZD inferior aos resultados apresentados para as soldagens ST e com TT, considerando os parâmetros de soldagem para a primeira camada. Isso pode estar relacionado ao efeito da refusão provocado pelo movimento oscilatório longitudinal da tocha, proporcionando um revenimento de parte da região já depositada, favorecendo a formação de uma ZAC mais macia e conseqüentemente com uma menor extensão da zona dura.

Na Figura 95 têm-se os resultados comparativos para as extensões da zona macia de cada condição soldada. Constata-se que usando o metal base na condição temperado e como recebido, a extensão da ZM dos ensaios com $E_s = 1,2$ kJ/mm foi superior àquelas verificadas para os ensaios usando a menor energia. Esta mesma relação foi verificada por Pinheiro (2017) em sua tese, onde este pesquisador verificou seus ensaios que quanto maior a energia de soldagem empregada, maior é a extensão da ZM.

Figura 95 - Representação gráfica dos resultados para a ZM de cada ensaio realizado



Fonte: Elaborada pelo autor.

- Critério de microestrutura

Na tabela 41 estão mostrados os resultados referentes às extensões da zona afetada pelo calor de grãos grosseiros (PZACGG) e da zona afetada pelo calor de grãos finos (PZACGF) para os parâmetros referentes à primeira e à segunda camada.

Tabela 41 - Medições de reforço, penetração e profundidades da ZAC de grãos grosseiros e de grãos finos para cada amostra soldada com o metal base tratado

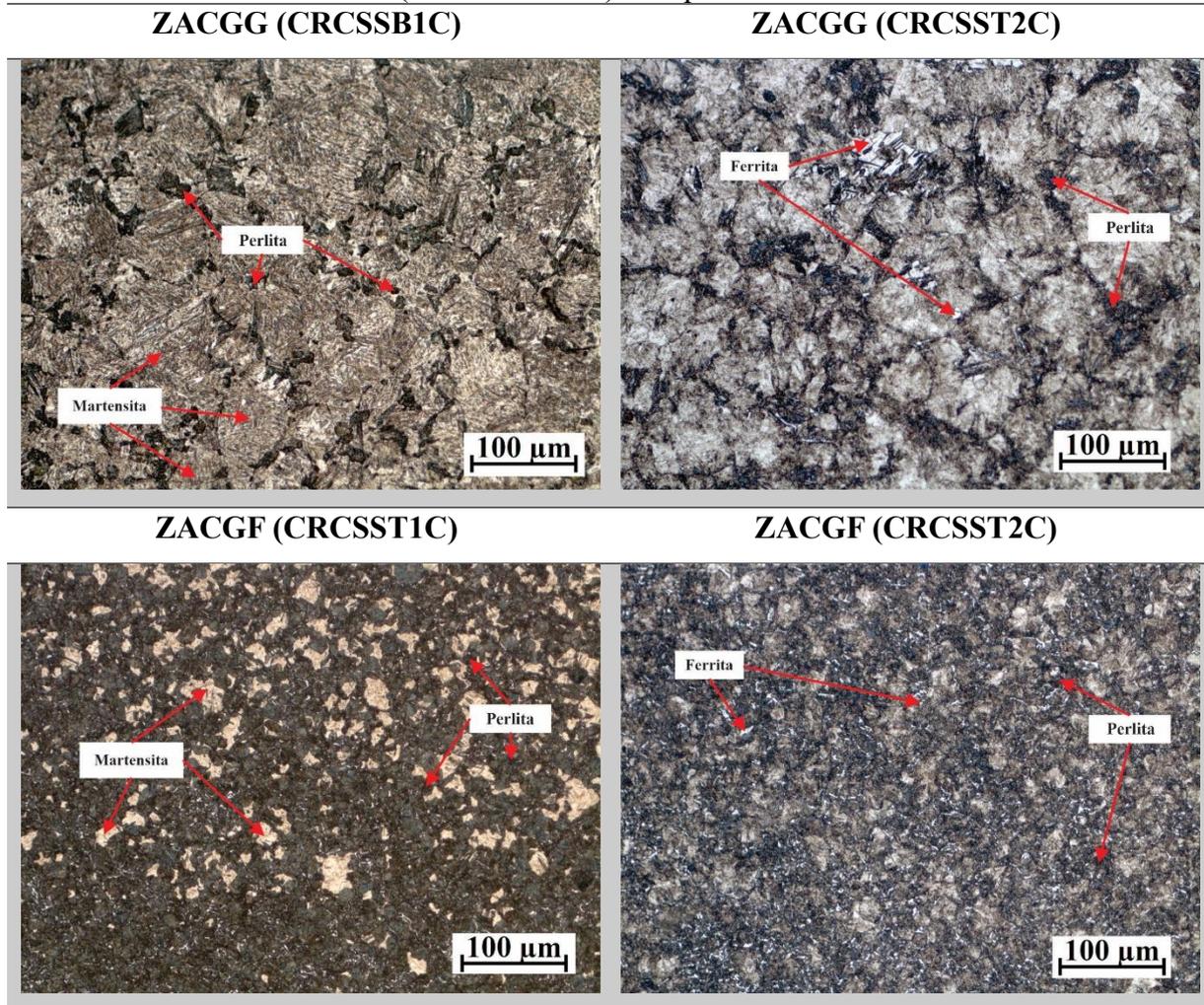
Ensaio	R (mm)	P (mm)	ZACGG1 (mm)	ZACGG2 (mm)	ZACGF1 (mm)	ZACGF2 (mm)
PTCSST1C	4,29	0,25	1,15	-	0,61	-
PTCSTT1C	3,61	0,05	1,46	-	0,75	-
PTCSSB1C	4,23	0,37	0,41	-	0,92	-
PTCSST2C	3,66	0,76	-	0,53	-	2,60
CRCSS1C	4,34	0,17	0,70	-	0,80	-
CRCSTT1C	3,68	0,07	0,57	-	0,70	-
CRCSSB1C	4,12	0,21	0,56	-	0,99	-
CRCSS2C	4,06	0,62	-	0,56	-	1,94

Fonte: Elaborada pelo autor.

Nas Figuras 96 e 97 é possível verificar a microestrutura encontrada na ZACGG e

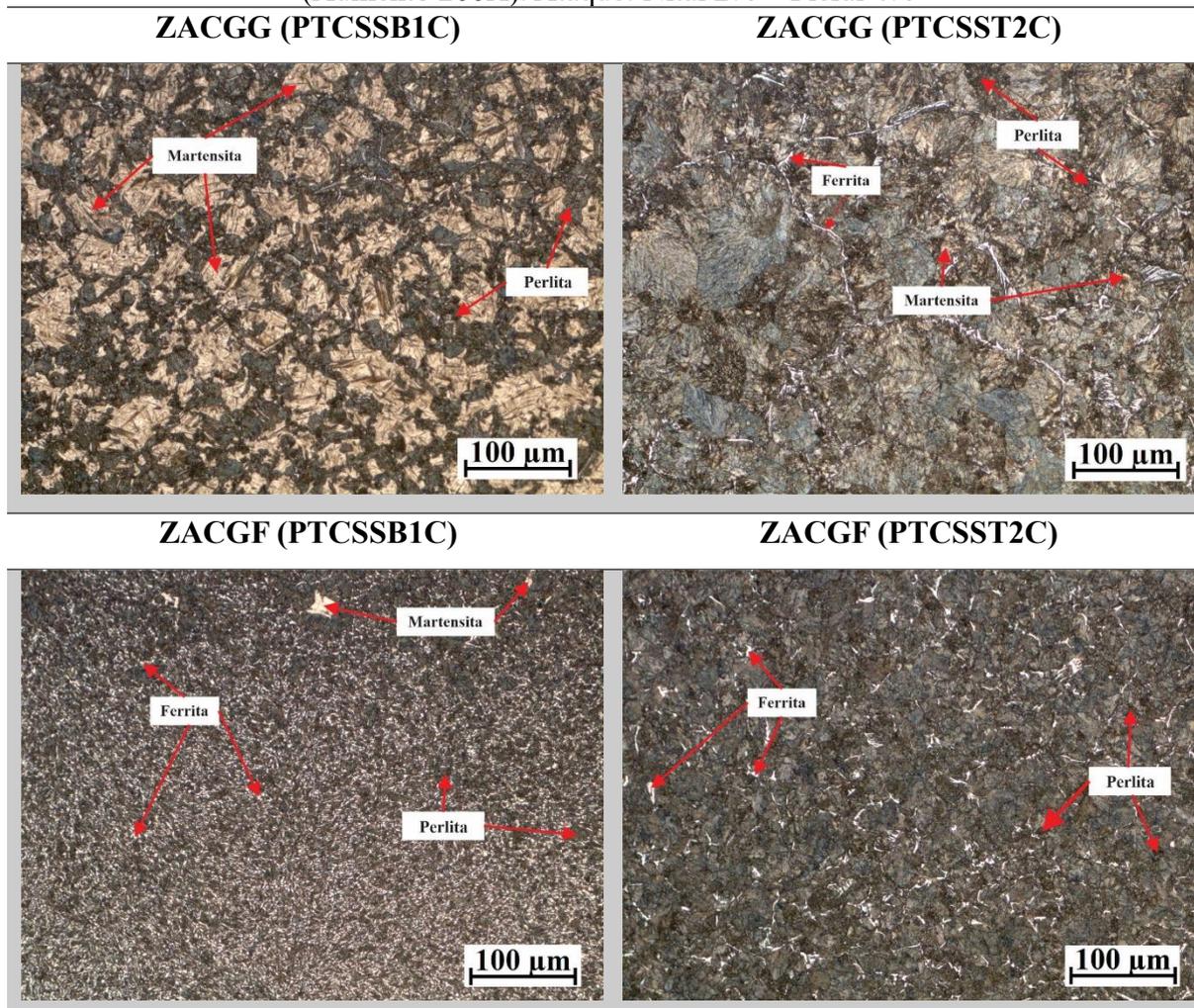
na ZACGF nas peças soldadas com o metal base nas condições como recebida e temperada.

Figura 96 - Micrografias da ZACGG e da ZACGF para os ensaios no metal base na condição como recebido (Aumento 200X). Ataque: Nital 2% + Picral 4%



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 97 - Micrografias da ZACGG e da ZACGF para os ensaios no metal base temperado (Aumento 200X). Ataque: Nital 2% + Picral 4%



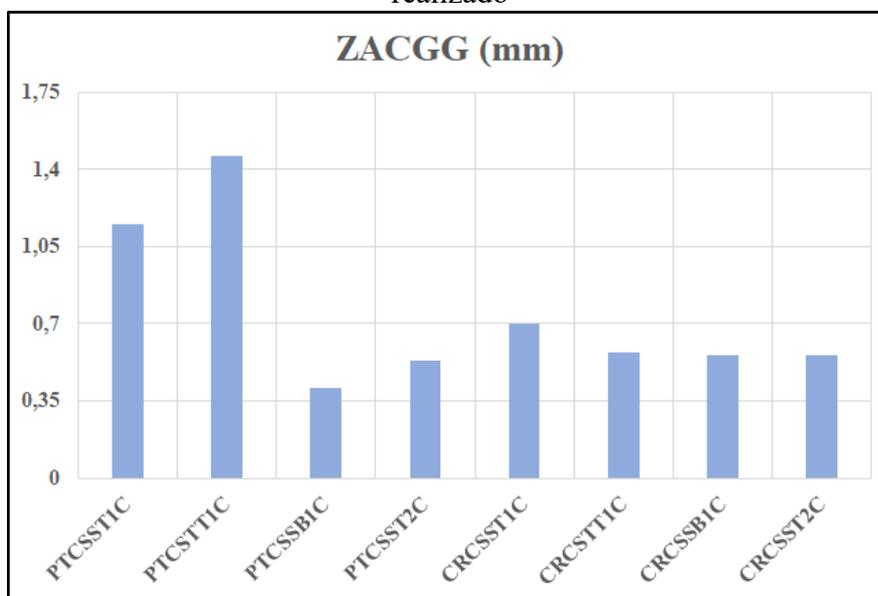
Fonte: Elaborada pelo autor.

Na ZACGG das amostras com o metal base tratado e não tratado verifica-se, em geral, uma microestrutura com a presença de perlita e martensita. A formação de martensita se deve às altas velocidades de resfriamento nesta região da ZAC, principalmente para as condições nas quais a energia de soldagem utilizada foi de 0,6 kJ/mm. A presença desta fase tende a proporcionar a esta região uma maior susceptibilidade ao surgimento de trincas e a um menor nível de tenacidade. Na ZACGG gerada com $E_s = 1,2$ kJ/mm, o surgimento de ferrita nos contornos de grão ocorre devido à taxa de resfriamento mais lenta do material por conta do maior aporte térmico fornecido pelo arco durante a soldagem.

Na ZACGF verifica-se, em geral, a presença de grãos mais refinados com a presença ferrita, perlita e martensita. A própria característica do tamanho de grão desta região da ZAC tende a proporcionar nesta área melhores propriedades mecânicas como tenacidade, além de melhor resistência mecânica.

A Figura 98 mostra os resultados das medições da ZACGG para os ensaios soldados com o metal base temperado e na condição como recebido. A extensão da ZACGG das amostras com $E_s = 0,6$ kJ/mm foi menor para os depósitos feitos por meio da oscilação *switchback* com o metal base nas duas configurações. Este resultado está de acordo com o que foi apresentado para o comprimento medido para a ZD destas peças. Este efeito foi mais significativo nas peças com MB temperado, onde a ação da técnica de oscilação longitudinal no sentido de promover uma recristalização e refino dos grãos foi mais pronunciada, de forma que a zona afetada pelo calor de grãos grosseiros obtivesse um comprimento resultante menor do que com o uso do tecimento triangular e da trajetória linear da tocha.

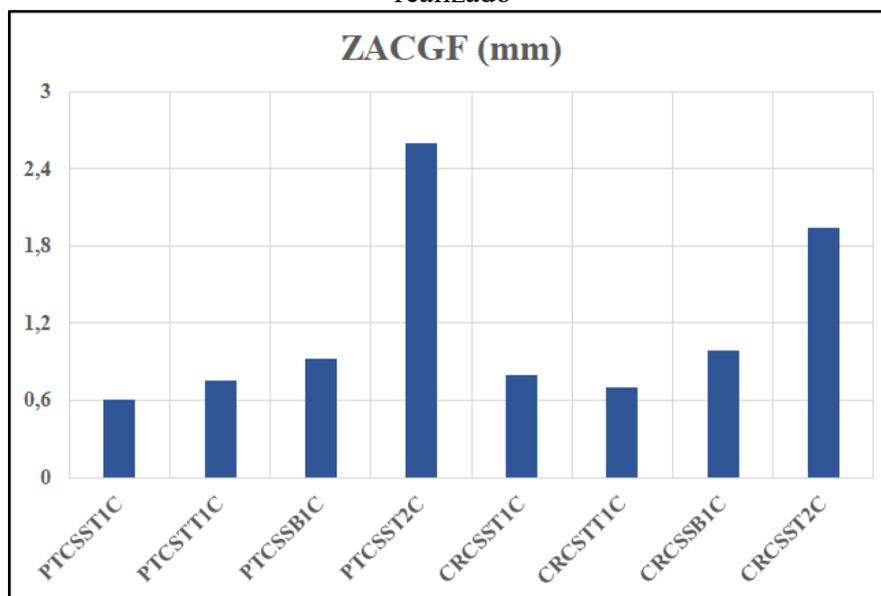
Figura 98 - Representação gráfica dos resultados levantados para a ZACGG de cada ensaio realizado



Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Figura 99 estão ilustrados os resultados referentes às extensões da ZACGF para os cordões soldados. Em termos de energia de soldagem, o uso de $E_s = 1,2$ kJ/mm proporcionou a formação de uma ZACGF maior do que com o nível de energia correspondente à primeira camada por conta do maior aporte térmico fornecido ao substrato. Esta mesma relação foi verificada no estudo de revestimentos efetuado por Pinheiro (2017).

Figura 99 - Representação gráfica dos resultados levantados para a ZACGF de cada ensaio realizado



Fonte: Elaborada pelo autor.

Os resultados apresentados para as extensões de ZD, ZM, ZACGG e ZACGF, em geral, foram diferentes para as soldagens realizadas no metal base temperado e na condição como recebido considerando a mesma energia de soldagem e tipo de tecimento. A diferença na microestrutura do MB, por si só, justifica estes resultados, além do efeito das transformações microestruturais resultantes da imposição de ciclos térmicos de soldagem em cada uma das situações.

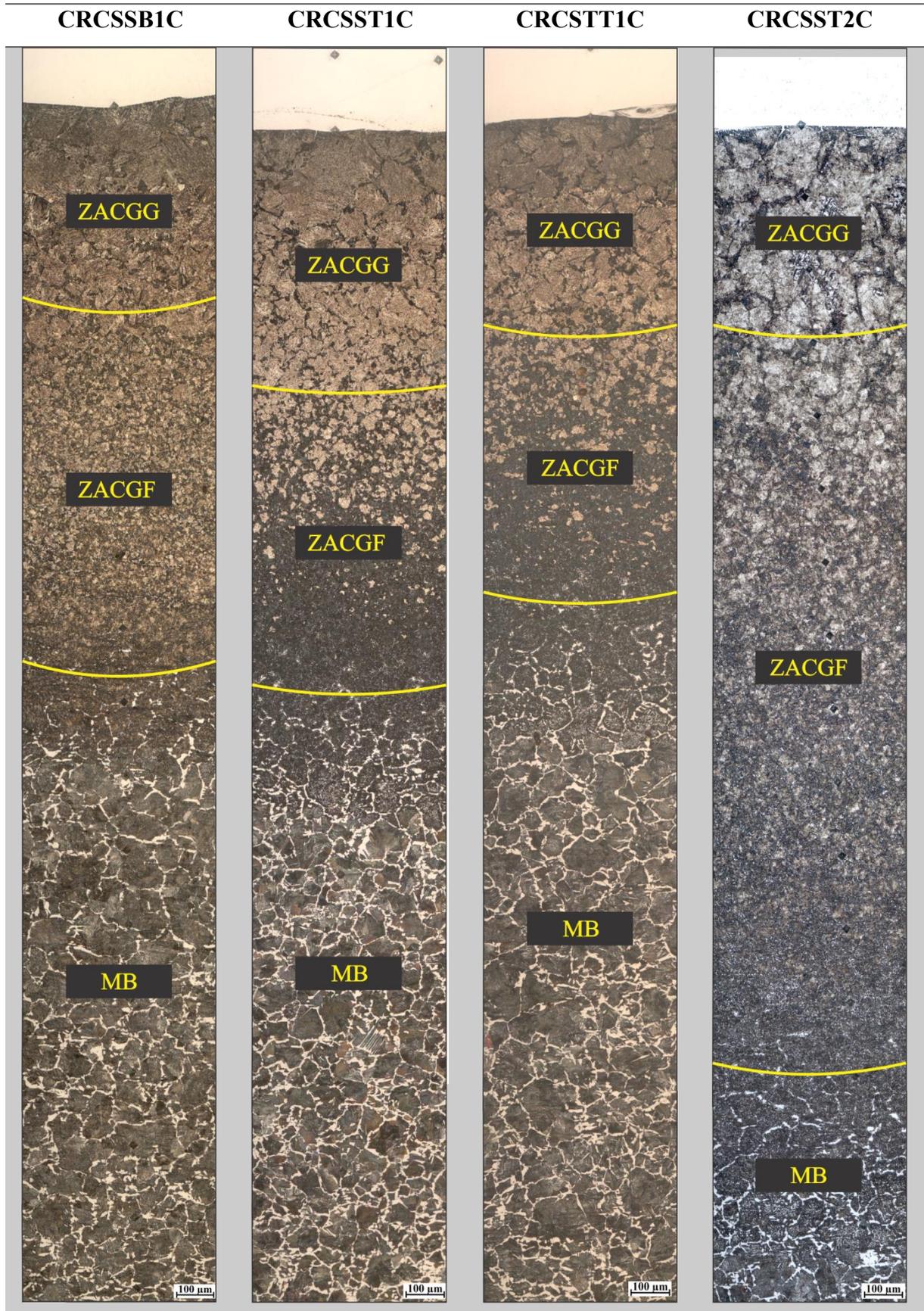
Os resultados de ZD usando a energia da primeira camada não diferiram de forma significativa considerando MB em suas duas configurações e o mesmo tipo de oscilação da tocha. As menores extensões de ZD foram verificadas para os ensaios usando o *switchback*, o que mostra que a técnica pode contribuir para reduzir o comprimento de regiões com alto nível de dureza na região da ZAC devido ao efeito específico provocado pelo seu modo de oscilação. Já no caso do uso do maior nível de energia, a ZD foi mais extensa para o MB nas duas configurações abordadas em comparação com a energia mais baixa. Considerando a ZM, verifica-se que no MB temperado, as extensões das zonas macias são superiores aos resultados mostrados para o MB na condição como recebido para os dois níveis de energia.

Em relação às medições da ZACGG e da ZACGF verifica-se que, de modo geral, a extensão da ZACGG foi maior para o MB tratado termicamente, o que pode ser um indício do efeito acumulado da microestrutura grosseira presente no MB temperado e da energia advinda da soldagem, resultando em um maior comprimento com a presença de grãos com diâmetro médio superior àquele usado como limite para início da ZACGF. As extensões da ZACGF

foram, de um modo geral, relativamente similares para o metal base temperado e como recebido considerando o mesmo tipo de oscilação da tocha e o menor nível energético. Verifica-se pela Tabela 41 que a soma do comprimento da ZACGG e da ZACGF é mais extensa e com grãos mais refinados quando se usa o metal base temperado. A exceção é a soldagem usando a técnica SB.

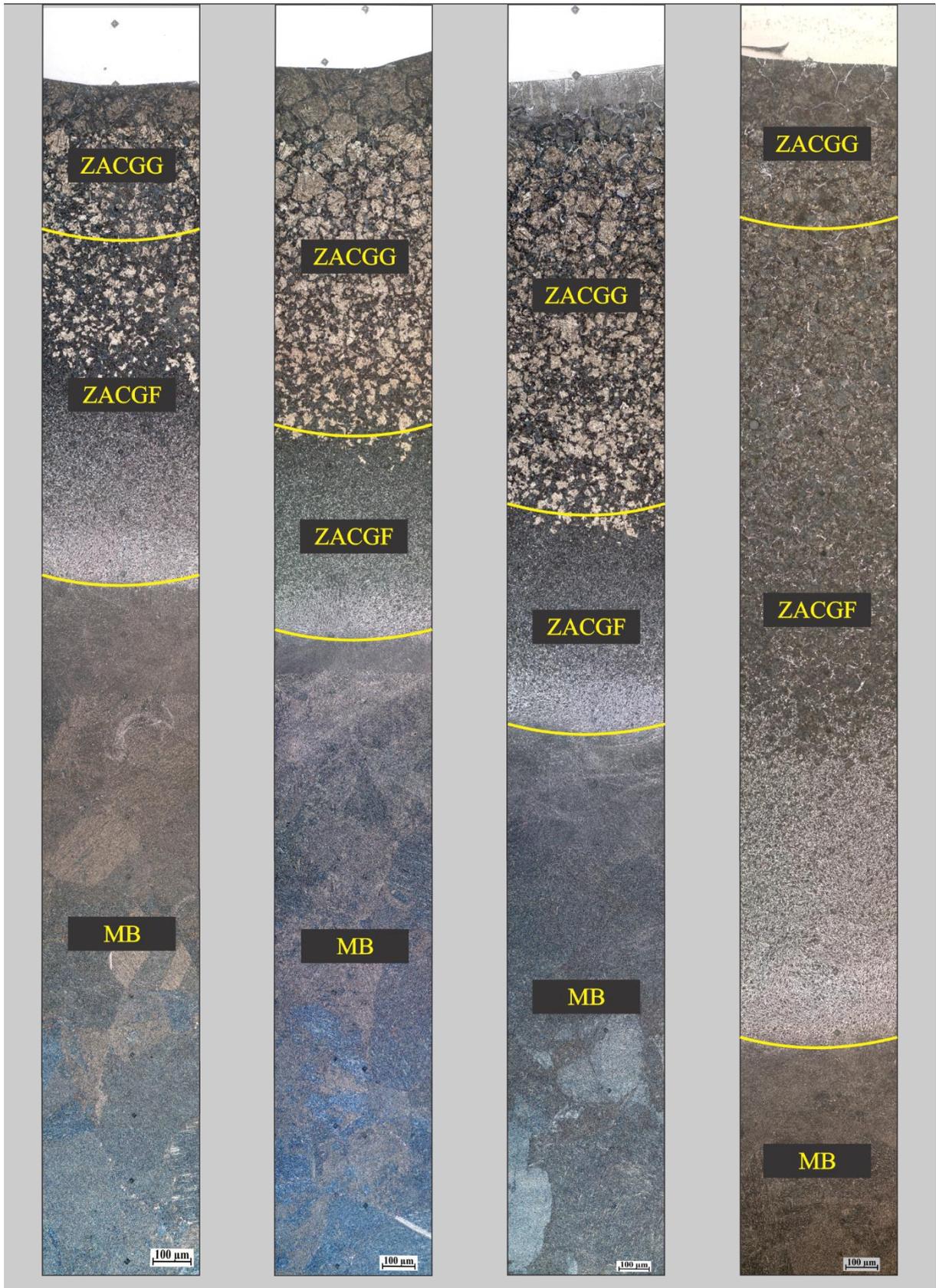
Nas Figuras 100 e 101 estão retratadas as montagens referentes às oito condições soldadas, mostrando todas as regiões da ZAC, que foram delimitadas segundo os critérios discutidos na metodologia (páginas 97 e 98). Percebe-se que a microestrutura resultante das soldagens com o metal base temperado proporcionou um refino de grão mais significativo, facilmente perceptível pelo contraste entre o tamanho de grão da ZAC e do metal base (grãos muito grosseiros).

Figura 100 - Montagem completa da microestrutura dos ensaios com o MB na condição como recebido



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 101 - Montagem completa da microestrutura dos ensaios com o MB temperado



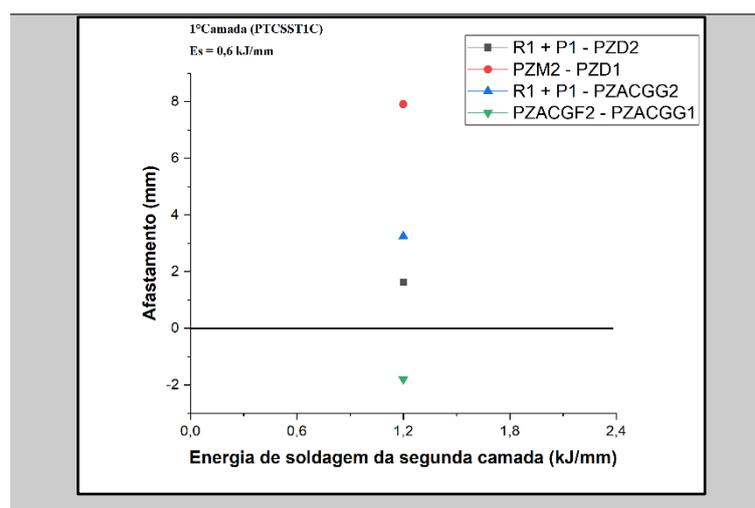
Fonte: Elaborada pelo autor.

- Diagrama de decisão

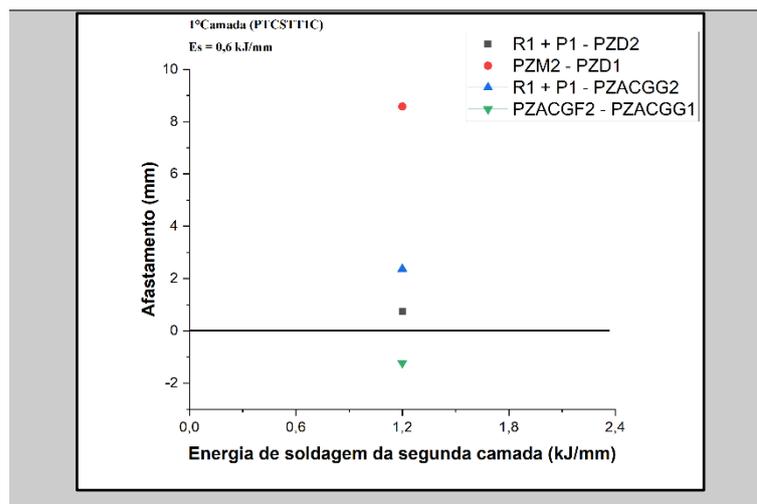
Nas Figuras 102 e 103 estão mostrados os diagramas de decisão produzidos a partir da aplicação dos dados presentes das Tabelas 40 e 41 (páginas 167 e 169) nas Equações 3, 4, 5 e 6 (páginas 61 e 62).

Através da Figura 102, considerando o metal base tratado termicamente, é possível verificar que nenhuma das combinações utilizando a energia da primeira camada ($E_s = 0,6$ kJ/mm) com seus diferentes tipos de tecimento e a energia da segunda camada ($E_s = 1,2$ kJ/mm) com o uso da movimentação da tocha sem tecimento passou em todos os requisitos necessários para a aplicação da TDC-DC. Na verdade, o critério de microdureza foi contemplado para as três combinações possíveis, ou seja, é possível garantir que não haja a retêmpera da zona dura da primeira camada, assim como sobreposição da zona macia da segunda camada em relação à zona dura da primeira camada. No entanto, o critério de microestrutura foi reprovado em um dos requisitos: o afastamento 4 ($PZACGF2 - PZACGG1 \geq 0$). Embora o critério de microestrutura não tenha sido satisfeito, é possível afirmar que a eficácia da TDC-DC seja atendida, já que o teste de Higuchi, segundo o que é apresentado por este pesquisador (HIGUCHI, 1980), leva em consideração apenas a análise de dureza. O critério de microestrutura, desta forma, pode ser considerado como uma análise complementar.

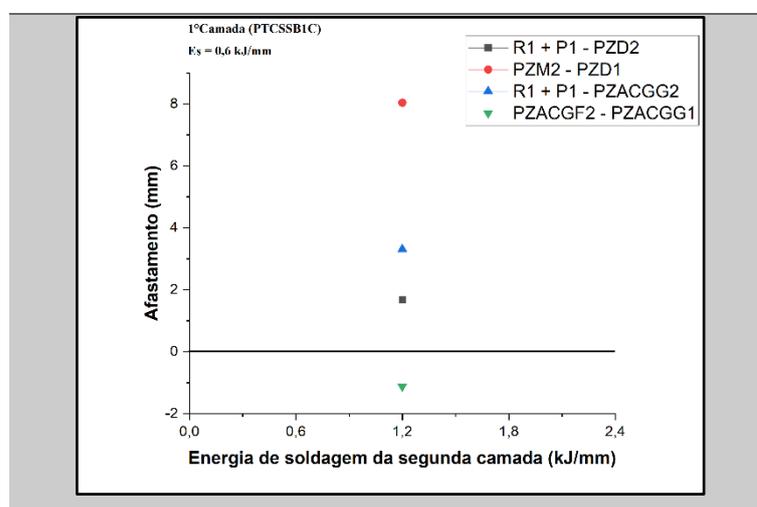
Figura 102 - Diagramas de decisão (MB temperado)
1º Camada (PTCSST1C) – 2º Camada (PTCSST2C)



1º Camada (PTCSST1C) – 2º Camada (PTCSST2C)



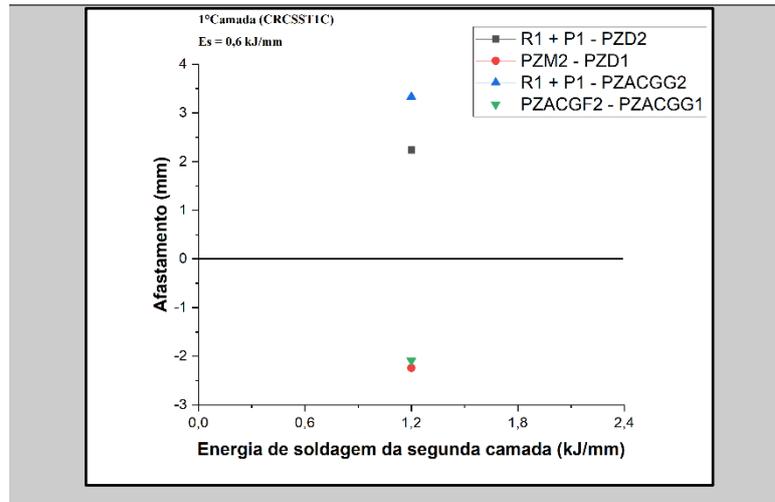
1º Camada (PTCSSB1C) – 2º Camada (PTCSST2C)



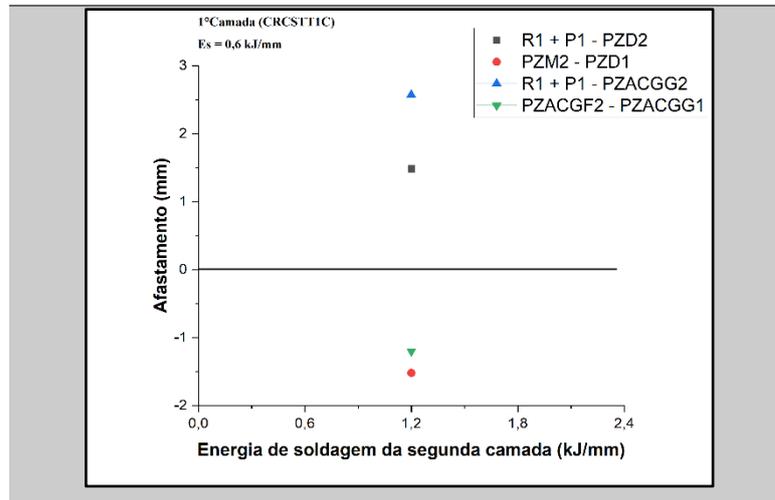
Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Figura 103 observa-se que todos os ensaios realizados com o metal base na condição como recebido não cumprem os critérios de microdureza e de microestrutura, mais especificamente os afastamentos 2 ($PZM2 - PZD1 \geq 0$) e 4 ($PZACGF2 - PZACGG1 \geq 0$). Em relação ao afastamento 2, verifica-se que houve a formação de uma zona macia mais estreita quando comparada com o uso do metal base temperado, de modo que isso influenciou fortemente neste resultado, impedindo a sobreposição da zona macia da segunda camada com a zona dura da primeira camada. O afastamento 4, por sua vez, não foi contemplado, da mesma forma com o que foi verificado para os ensaios com o MB tratado termicamente.

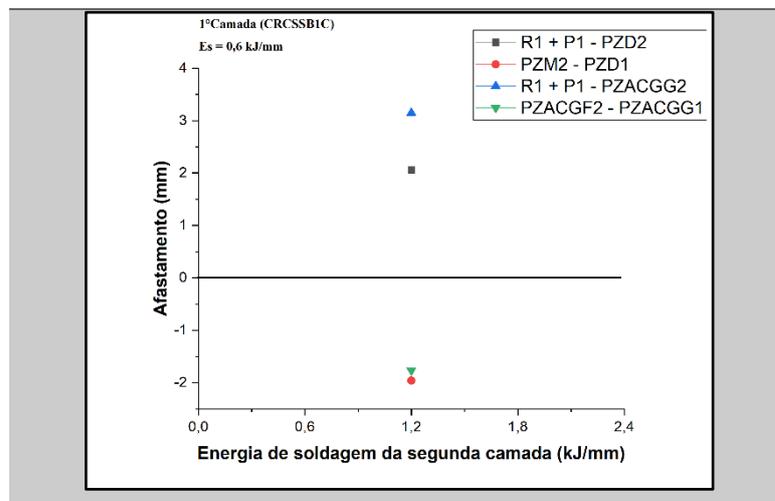
Figura 103 - Diagramas de decisão (MB como recebido)
1º Camada (CRCSST1C) – 2º Camada (CRCSST2C)



1º Camada (CRCSST1C) – 2º Camada (CRCSST2C)



1º Camada (CRCSST1C) – 2º Camada (CRCSST2C)

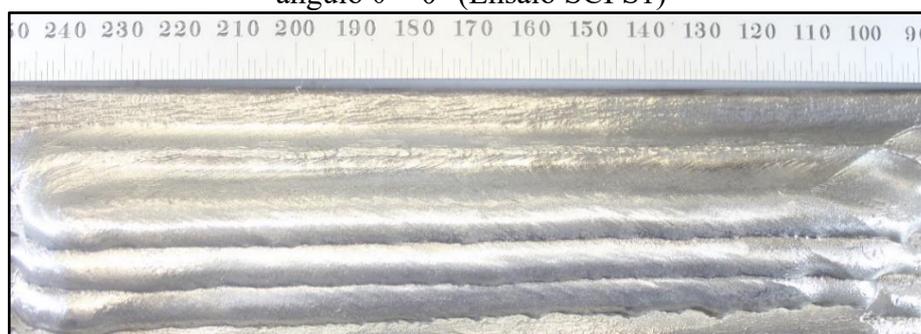


Fonte: Elaborada pelo autor.

5.2.3 Passes subsequentes

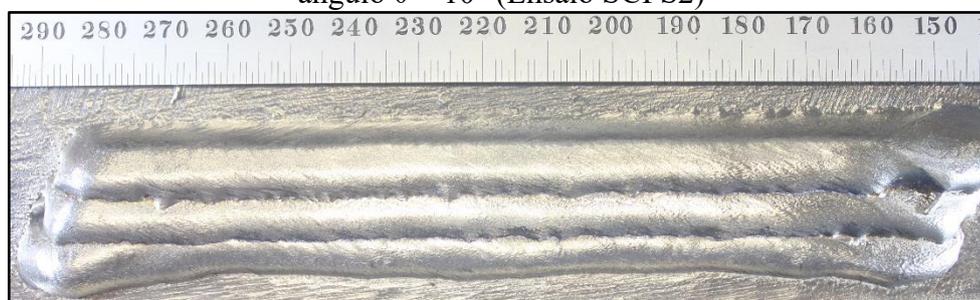
Nas Figuras 104 e 105 estão mostrados os testes realizados para a soldagem dos passes subsequentes ao de ancoramento para a deposição da segunda camada dos revestimentos. Como mencionado na metodologia, foram testados os seguintes ângulos de tocha (θ): 0° e 10° .

Figura 104 - Aspecto visual da realização dos passes subsequentes da segunda camada com ângulo $\theta = 0^\circ$ (Ensaio SCPS1)



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 105 - Aspecto visual da realização dos passes subsequentes da segunda camada com ângulo $\theta = 10^\circ$ (Ensaio SCPS2)



Fonte: Elaborada pelo autor.

Verifica-se pelas imagens que o Ensaio SCPS1, embora tenha causado um maior escorrimento dos passes, garantiu uma maior regularidade e estabilidade dos cordões quando comparado com os resultados do Ensaio SCPS2.

5.3 Parte III: Soldagem de revestimentos

5.3.1 Etapa única: Avaliação dos revestimentos

Embora nenhuma combinação de energia da primeira e da segunda camada tenha sido aprovada segundo as avaliações obtidas com os Diagramas de Decisão mostrados nas

Figuras 102 e 103, foram soldados os revestimentos presentes na Tabela 42 através da aplicação da técnica TDC-DC. A partir destas soldagens foi verificado o efeito obtido em termos de microdureza da ZAC destes revestimentos em comparação com os resultados dos passes em simples deposição. Como mencionado na metodologia, a deposição dos passes foi realizada com o ajuste do arame eletrodo apontado diretamente no pé do cordão do passe anterior para garantir uma sobreposição de 50% em relação à largura. Após a soldagem de cada passe, foram efetuadas limpezas do trecho do cordão que iria receber parte do passe seguinte utilizando esmerilhadeira equipada com disco de corte e escova de aço rotativa. O intuito era o de retirar a oxidação formada, eliminar irregularidades de forma a preparar o trecho da camada em construção para receber um novo depósito e minimizar o surgimento de defeitos.

Tabela 42 - Lista com revestimentos soldados e as características de cada camada

Revestimento	Metal Base	1° Camada	2° Camada
R1CRSB	Como recebido	<i>Switchback</i> ($E_s = 0,6$ kJ/mm)	Sem tecimento ($E_s = 1,2$ kJ/mm)
R2PTSB	Temperado	<i>Switchback</i> ($E_s = 0,6$ kJ/mm)	Sem tecimento ($E_s = 1,2$ kJ/mm)

Fonte: Elaborada pelo autor.

Para cada um dos revestimentos soldados, foram depositados onze passes na primeira camada e seis passes na segunda camada. Um exemplo de um revestimento recém soldado, ainda montado na posição horizontal está mostrado na Figura 106.

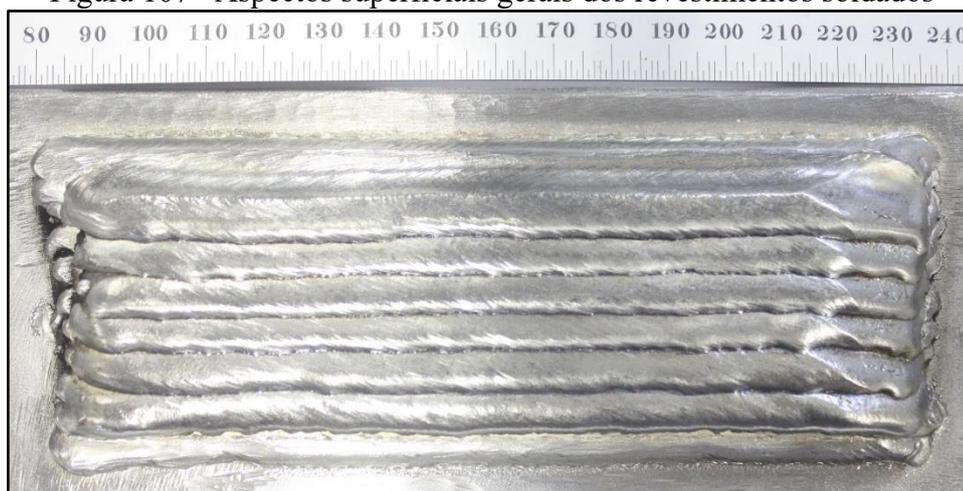
Figura 106 – Revestimento soldado sobre chapa de aço ABNT 1045



Fonte: Elaborada pelo autor.

A aparência dos revestimentos após limpeza superficial com escova rotativa ficou como mostrado na Figura 107. Verifica-se que os cordões possuem um bom nível de acabamento e regularidade, com ausência de respingos e, ainda, sem a presença de defeitos visíveis.

Figura 107 - Aspectos superficiais gerais dos revestimentos soldados



Fonte: Elaborada pelo autor.

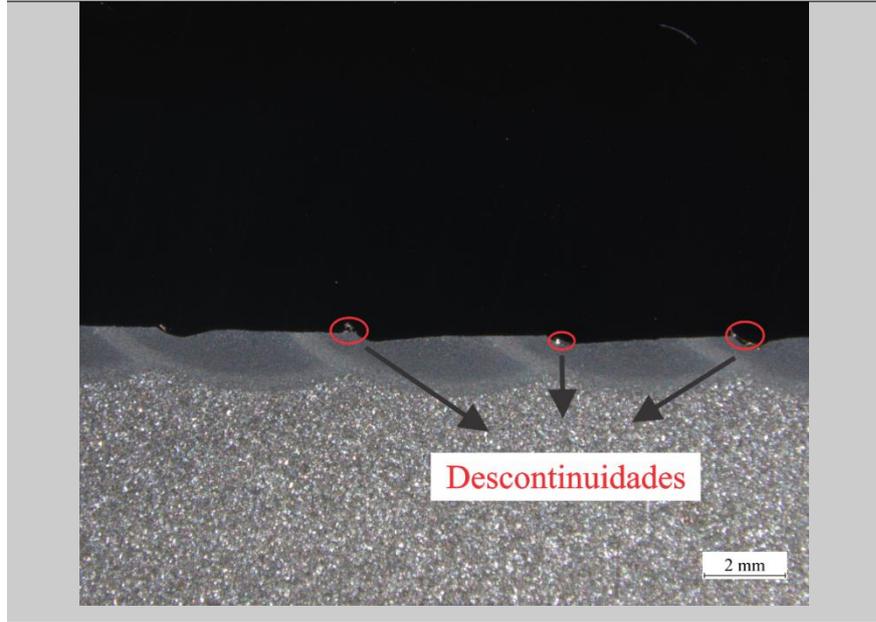
Na Figura 108, têm-se as macrografias das amostras retiradas de cada um dos quatro revestimentos soldados. Percebeu-se que nos ensaios surgiram algumas discontinuidades próximas à interface metal de adição/metal de solda. Estes problemas podem ter sido causados por limpeza inadequada dos passes durante a produção da camada e/ou pela potência do arco fornecida ao material de base durante as soldagens, que pode ter causado falta de fusão nestas regiões.

Figura 108 - Macrografias das amostras retiradas dos revestimentos soldados

A) R1CRSB (macrografia geral)



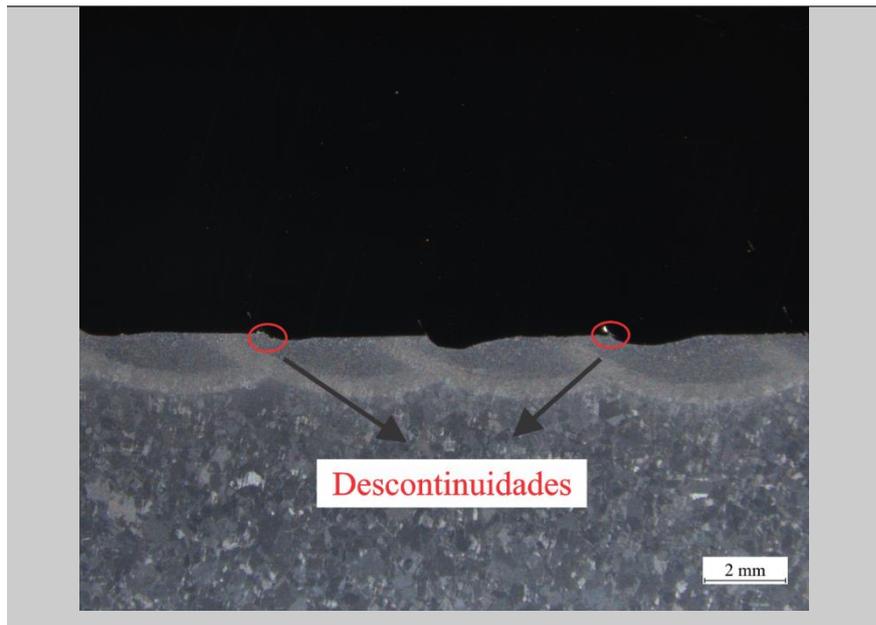
B) R1CRSB (aumento de 4,7 x)



C) R2PTSB (macrografia geral)



D) R2PTSB (aumento de 4,7 x)



Fonte: Elaborada pelo autor.

A energia de soldagem fornecida ao metal base ($E_s = 0,6$ kJ/mm) mostrou-se eficiente nos estudos iniciais. No entanto, como a metodologia utilizada para a deposição dos cordões na TDC-DC prevê a sobreposição de 50% em relação à largura, parte do cordão se deposita diretamente sobre o substrato e outra parte adere à zona fundida depositada anteriormente. Como a energia selecionada para a primeira camada era baixa, assim como os valores de diluição medidos para os passes isolados, o processo de deposição e o comportamento da poça de fusão podem ter contribuído para o surgimento de zonas próximas à interface em que não houve uma aderência adequada dos materiais e a coalescência do metal base. Além disso, o processo de esmerilhamento também pode ter corroborado para estes resultados. A limpeza dos cordões por meio deste processo mecânico de remoção de material, em alguns casos, não pôde ser realizado com o máximo de efetividade por conta das dificuldades de ergonomia impostas pela posição requerida para efetuar o processo, assim como pela necessidade de manter a integridade dos cordões soldados, pois algumas regiões pontuais necessitaram de um adentramento mais profundo do disco abrasivo. Durante a passagem do arco voltaico por estes pontos, pode não ter havido a fusão adequada destes trechos, contribuindo para o aparecimento de discontinuidades.

Na Tabela 43 são mostrados os valores de geometria medidos para os dois revestimentos soldados. Percebe-se que todos os ensaios, dentro da margem estatística, proporcionam um nível de diluição que se encaixa na categoria “baixa diluição” ($D > 1\%$), ou seja, os resultados de diluição apresentados contemplam os objetivos do trabalho. Ademais, todos os valores de reforço dados na Tabela 43 contemplam a recomendação da norma N1707 da Petrobras sobre a altura de um revestimento feito com ligas de níquel (mínimo de 3 mm).

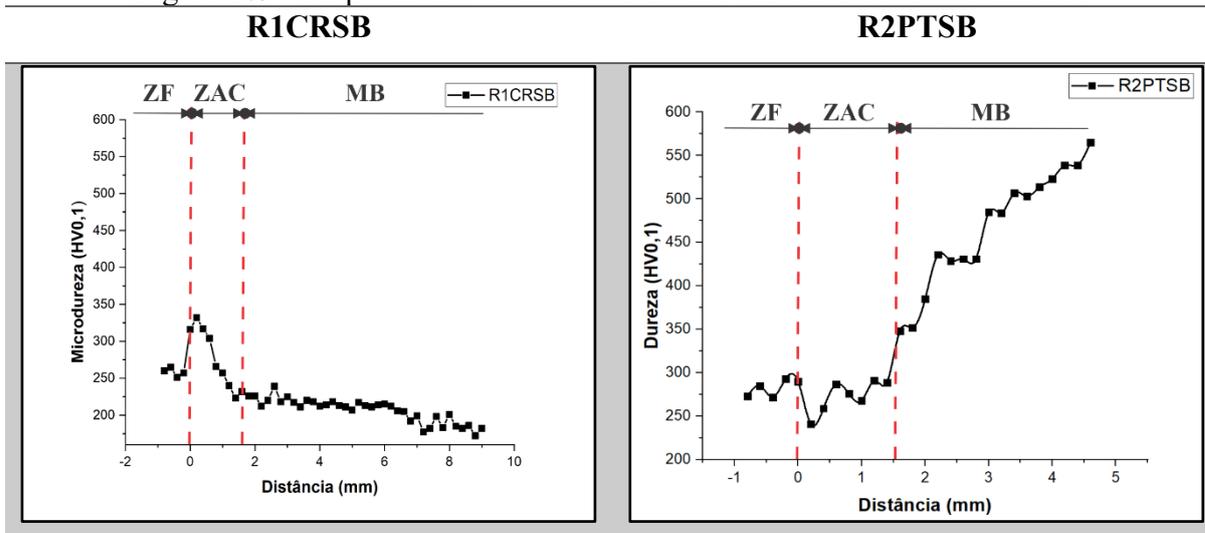
Tabela 43 - Valores para geometria e diluição dos revestimentos soldados

Ensaio	Largura (mm)	Reforço (mm)	Diluição (mm)
R1CRSB	$55,54 \pm 0,18$	$9,27 \pm 0,07$	$0,99 \pm 0,10$
R2PTSB	$52,68 \pm 0,28$	$9,35 \pm 0,03$	$1,39 \pm 0,01$

Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Figura 109, estão as microdurezas dos dois revestimentos soldados. Para facilitar o entendimento e a comparação entre os resultados obtidos nestas imagens e àqueles obtidos dos ensaios em simples deposição presentes nas Figuras 90 e 91 (páginas 163 e 164), têm-se os gráficos comparativos presentes na Figura 110.

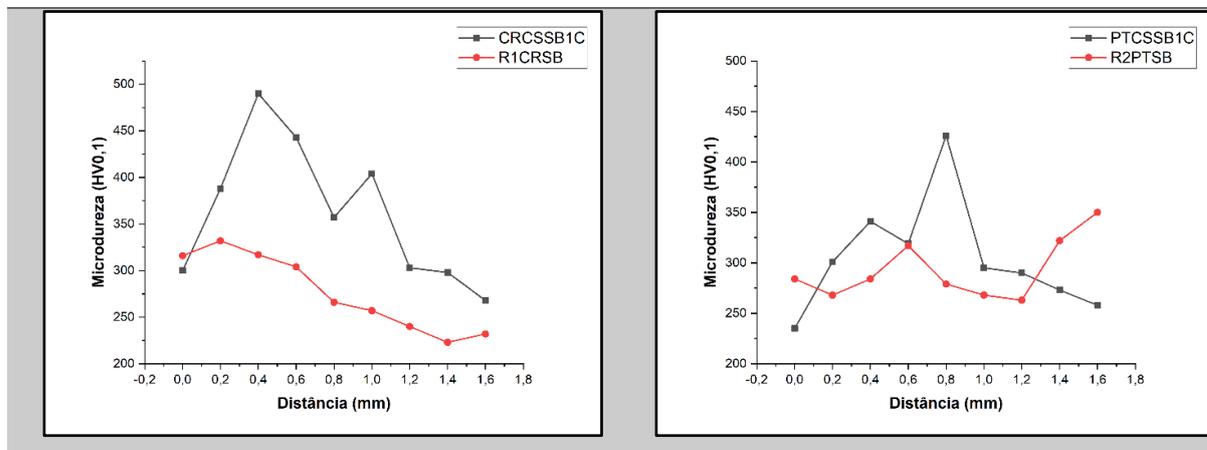
Figura 109 - Mapeamento de microdureza nas amostras dos revestimentos



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 110 - Comparativo entre os valores de microdureza obtidos usando parâmetros da primeira camada e àqueles obtidos a partir da aplicação da técnica TDC-DC.

- A) Comparação entre as microdurezas na ZAC das amostras CRCSSB1C e R1CRSB B) Comparação entre as microdurezas na ZAC das amostras PTCSSB1C e R2PTSB



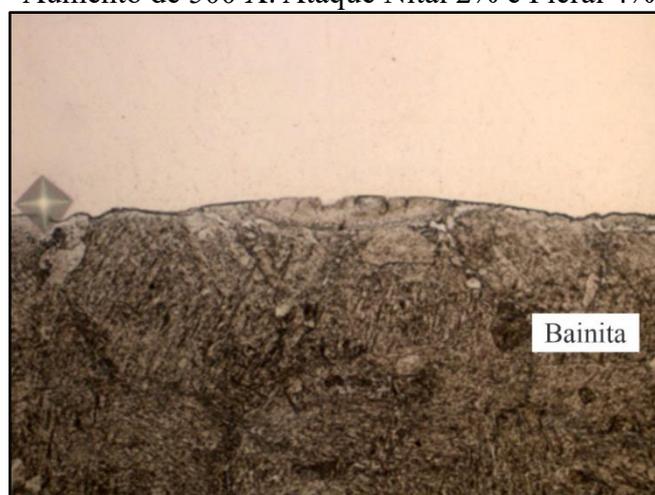
Fonte: Elaborada pelo autor.

Observa-se que houve uma redução na microdureza da ZAC dos revestimentos soldados em comparação com as soldagens em simples deposição em ambas as condições mostradas na Figura 110. Como discutido anteriormente, a aprovação no critério de microdureza para o MB temperado se mostrou suficiente para resultar em uma boa eficácia da TDC-DC, como pode ser visto no gráfico da Figura 110B. Uma redução na microdureza na ZAC também foi observada no revestimento usando o MB na condição como recebido, embora tenha havido a reprovação nos critérios de microdureza e de microestrutura. O efeito do próprio

calor da soldagem da segunda camada e a diminuição do reforço da primeira camada provocada pelo esmerilhamento entre camadas, podendo ter impactado diretamente na extensão das zonas usadas para o cálculo das Equações 3, 4, 5 e 6 pode justificar o efeito positivo na microdureza para esta condição. Considerando os dois revestimentos soldados, não foi possível promover uma sobreposição de ZACGF da segunda camada sobre ZACGG da primeira camada. O cumprimento deste requisito teria resultado em melhorias mais significativas no comparativo dos ensaios de microdureza mostrados na Figura 110. Apesar disso, foi assegurado que não houve uma retêmpera das regiões de zona dura e da zona afetada pelo calor de grãos grosseiros das duas camadas.

Em termos microestruturais, verificou-se, em geral, uma microestrutura predominantemente bainítica na ZACGG dos revestimentos (Figura 111). Um fenômeno visível em todos os revestimentos, em especial próximo à interface metal de solda/metal base, foi a presença de regiões de descarbonetação (Figura 112), que podem ser resultantes da imposição de sucessivos ciclos térmicos de soldagem, como os que ocorrem na aplicação da técnica TDC-DC.

Figura 111 - Microestrutura típica encontrada nos revestimentos soldados nesta dissertação. Aumento de 500 X. Ataque Nital 2% e Picral 4%



Fonte: Elaborada pelo autor.

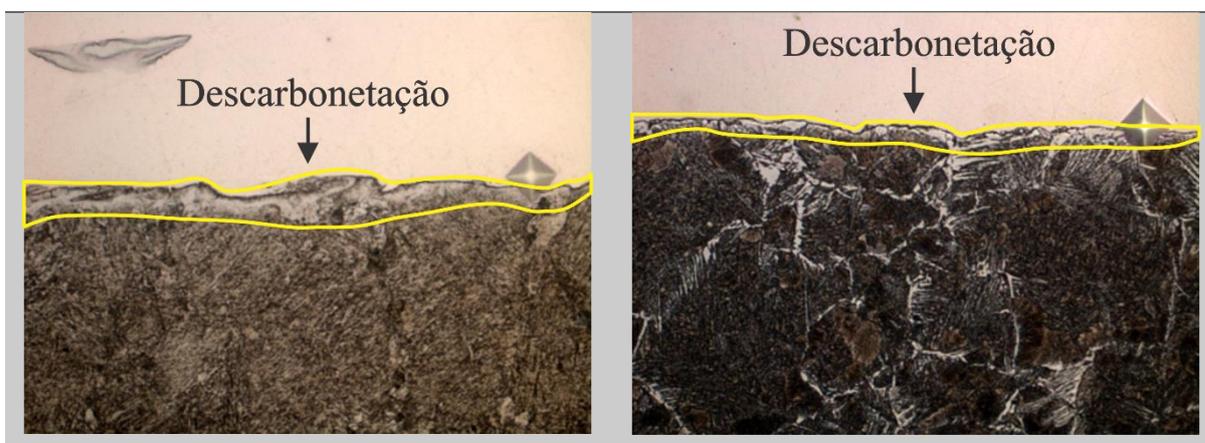
Pinheiro (2017) faz uma relação entre a presença de ferrita poligonal encontrada em seus revestimentos e o fenômeno da descarbonetação, similarmente à situação encontrada na Figura 112. Segundo ele, este processo pode resultar da migração de carbono presente no substrato, por meio de difusão, para a zona fundida através da interface metal de solda/MB.

Na Figura 112, é possível verificar a presença de ferrita (região clara) nesta interface mencionada, próxima à zona fundida.

Figura 112 - Descarbonetação presente nos revestimentos soldados

A) R1CRSB (500X)

B) R2PTSB (500X)



Fonte: Elaborada pelo autor.

Para complementar este trabalho, seguem os resultados da soldagem adicional feita com o uso do gás de proteção Ar+25%He. Como mencionado na metodologia, este gás foi utilizado para verificar se o efeito da mudança do perfil de penetração da solda, por conta da adição de He nesta mistura, proporcionaria maiores níveis de diluição e, conseqüentemente, maior confiabilidade estrutural na soldagem pela ausência de descontinuidades ou outros problemas similares durante a soldagem.

Na Figura 113 estão mostradas as macrografias do revestimento soldado por meio da técnica *switchback* na primeira camada ($E_s = 0,6 \text{ kJ/mm}$) e deslocamento da tocha sem aplicação de tecimento na segunda camada ($E_s = 1,2 \text{ kJ/mm}$).

Figura 113 - Macrografias do revestimento soldado com o gás de proteção Ar+25% He

A) R5CRSB (macrografia geral)



B) R5CRSB (Aumento de 4,7 x)



Fonte: Elaborada pelo autor.

Nota-se pelas macrografias que não há a presença de nenhuma descontinuidade ou defeito visível nesta soldagem. Na Tabela 44 são mostrados os dados referentes à geometria destes passes. O destaque é para um valor mais elevado de diluição medido, o que mostra o potencial do uso deste gás nesta aplicação por conta do baixo aporte térmico imposto na primeira camada.

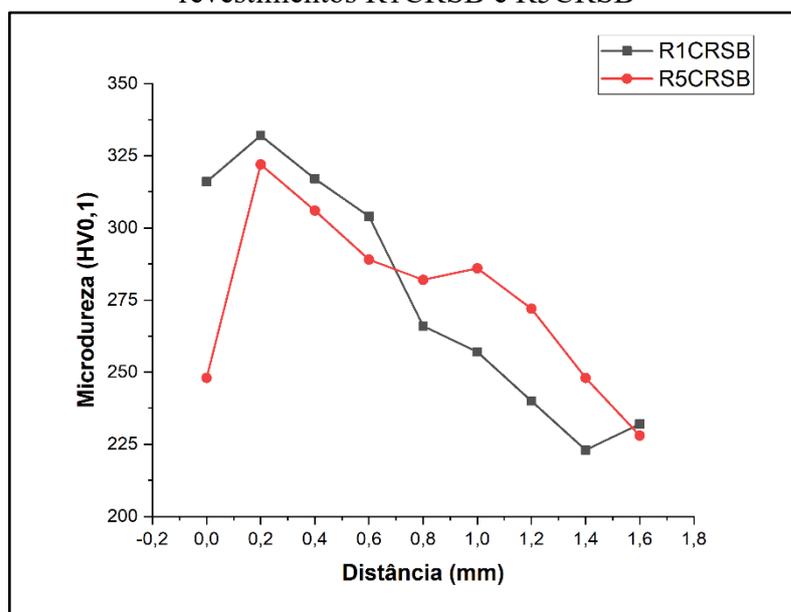
Tabela 44 - Resultados de geometria para o revestimento R5CRSB

Ensaio	Largura (mm)	Reforço (mm)	Diluição (mm)
R5CRSB	$59,36 \pm 0,33$	$8,63 \pm 0,26$	$1,93 \pm 0,39$

Fonte: Elaborada pelo autor.

Por fim, na Figura 114 é mostrada uma comparação entre os valores de microdureza da ZAC encontrados para a amostra do ensaio R5CRSB e do ensaio R1CRSB. Como esperado, não houve mudança significativa por conta da alteração do gás de proteção.

Figura 114 - Comparação entre os valores de microdureza na ZAC das amostras dos revestimentos R1CRSB e R5CRSB



Fonte: Elaborada pelo autor.

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

A proposta do trabalho de explorar os recursos disponíveis no equipamento de soldagem utilizado juntamente com o estudo feito com os tipos de transferência metálica por curto-circuito convencional, curto-circuito controlado e pulsado para a soldagem na posição horizontal mostrou-se, em geral, satisfatória no sentido de produzir revestimentos regulares, com bom aspecto superficial, sem defeitos visíveis e com baixa diluição.

A intenção de explorar as transferências por curto-circuito convencional e curto-circuito controlado para a realização da primeira camada no sentido de proporcionar um menor nível de energia e conseqüentemente baixos níveis de diluição foi atendida, sendo este um resultado de grande importância por se tratar de revestimentos resistentes à corrosão.

Apesar dos baixos níveis de diluição encontrados, percebeu-se que o baixo aporte de calor proporcionado contribuiu, pelo menos em parte, para o surgimento de falta de fusão em certos pontos de alguns dos revestimentos soldados, o que é um problema grave e que coloca em risco a integridade do equipamento.

Uma solução para a questão da falta de fusão foi explorada no trabalho, pelo menos em parte, através da substituição do gás de proteção argônio puro pelo gás Ar + 25% He, que possibilitou produzir um revestimento sem a presença de descontinuidades e com maior diluição. Outra alternativa que poderia ser adotada para eliminar o risco de falta de fusão nos revestimentos seria uma nova exploração de parâmetros do curto-circuito controlado ou de velocidade de soldagem que pudesse proporcionar uma maior potência do arco, mesmo que isso ocasionasse um leve aumento na diluição (deve-se considerar que os níveis de diluição encontrados nos revestimentos nesta dissertação foram baixos, em torno de 1%).

Uma outra possibilidade, inclusive já explorada em outros trabalhos desenvolvidos no LPTS, seria utilizar o modo pulsado nas duas camadas dos revestimentos. Por possibilitar um maior aporte de calor, é possível produzir cordões com maior largura (menos cordões para preencher uma camada) e, possivelmente, maiores reforços (menor a quantidade de material depositada). No entanto, pelo fato de serem depositados cordões com maior potência devido às maiores energias de soldagem empregadas, maior é a diluição. Nesse sentido, pode haver um maior comprometimento do revestimento em termos de resistência à corrosão quando comparado com o uso do curto-circuito controlado na primeira camada.

A medição das extensões de zona dura (ZD) e zona macia (ZM) por meio do método de Higuchi não pôde ser efetuada pelo método convencional por conta das condições em que se deu o tratamento térmico de têmpera, de modo que a região considerada como ZD, de um

modo geral, apresentou resultados de microdureza inferiores aos do metal base. Por isso, foi utilizado o comportamento do gráfico da ZD para permitir a delimitação desta zona, assim como foi usada a média da microdureza do metal base temperado como referência para o término da ZM. Para o metal base na condição como recebido foram seguidos critérios limitantes de microdureza para início e término de cada uma das zonas. Ademais, perceberam-se diferenças importantes nas extensões da ZM e de ZACGG, que foram significativamente mais extensas nas peças que utilizaram o metal base temperado, com exceção da ZACGG da peça temperada em que foi executada a técnica *switchback*.

Apesar de nenhuma combinação de energia ter atendido as quatro equações correspondentes aos critérios de microdureza e de microestrutura na avaliação da TDC-DC, todas as soldagens com o metal base temperado foram aprovadas segundo o critério de microdureza. É válido ressaltar, inclusive, que este foi o único critério utilizado por Higuchi (1980) em seu trabalho. Na prática, foi possível verificar que os resultados desta dissertação utilizando o MB temperado foram satisfatórios na aplicação da TDC-DC. Um detalhe perceptível encontrado foi que a microestrutura das soldagens efetuadas sobre o MB temperado apresentou-se mais refinada, atingindo, inclusive, maiores extensões de ZAC e de zona macia quando comparado com o metal base na condição como recebido.

De um modo geral, a metodologia adotada permitiu explorar satisfatoriamente uma série de parâmetros de soldagem e de movimentação da tocha, produzindo revestimentos com baixa diluição, geometria adequada para a aplicação requerida e que cumpriram parte dos critérios necessários para a aprovação da técnica TDC-DC para o aço ABNT 1045 segundo as condições de soldagem utilizadas.

7 CONCLUSÃO

Diante dos resultados obtidos durante a realização do trabalho, assim como das discussões apresentadas, é possível concluir, de modo geral:

- Com a aplicação do estudo sistemático para realização dos revestimentos na posição horizontal, usando o processo MIG/MAG, foi possível selecionar técnicas adequadas de movimentação e posicionamento da tocha, além de obter parâmetros de soldagem satisfatórios usando a transferência metálica por curto-circuito, curto-circuito controlado e pulsado, com bom acabamento superficial, regularidade e poucos respingos.

As conclusões específicas para esta dissertação estão elencadas a seguir:

I. Soldagem da primeira camada:

- Durante a investigação de parâmetros de soldagem do tipo de transferência metálica por curto-circuito convencional, baseando-se na estabilidade dos sinais de tensão e corrente e nos aspectos superficiais dos passes, foi possível selecionar os níveis mais adequados de cada um dos fatores de controle estudados ($U_r = 19 \text{ V}$, $V_{\text{alim}} = 5 \text{ m/min}$, $K_s = 130$, $K_d = 100$) por meio de análise de variância dos dados coletados;
- Através dos resultados obtidos com o curto-circuito convencional, foi possível construir a curva do modo curto-circuito controlado (CCC – 2ª geração) por meio do ajuste de todos os parâmetros necessários, de acordo com a fonte de soldagem utilizada, conseguindo-se cordões com boa estabilidade e com poucos respingos;
- Por meio da aplicação de um fatorial completo, foi possível definir os parâmetros de oscilação da tocha da técnica *switchback* baseando-se em aspectos qualitativos e de diluição (condições aprovadas para diluição maior que 1%). Menores níveis de amplitude e valores intermediários de frequência e velocidade de soldagem, dentre os abordados no trabalho, contemplaram satisfatoriamente os dois critérios (amplitude = 2 mm, frequência = 1,2 Hz, velocidade de soldagem = 25 cm/min). Além disso, foi possível constatar em vários ensaios uma relação direta entre a razão recuo/avanço (R/A) da tocha e a qualidade superficial dos passes, estando de acordo com o que aponta a literatura (ALMEIDA, 2018, TEIXEIRA, 2018);

- Na análise do ângulo de ataque (α), verificou-se não houve relevância estatística em termos do seu efeito na largura, reforço, penetração e na razão R/L dos passes. Para a diluição (**D**), o ângulo α que contemplou este critério, em média, foi $\alpha = 0^\circ$, embora não tenha sido uma análise que apresentou relevância estatística. Em relação ao tipo de tecimento, as trajetórias da tocha sem tecimento (ST) e *switchback* (SB) proporcionaram níveis de diluição mais apropriados em termos desta variável, se encaixando na categoria baixa diluição;
- Para a conclusão da primeira camada, viu-se que apontando a tocha com um ângulo de 0° em relação ao cordão de ancoramento proporcionou, em média, resultados de diluição mais apropriados para os objetivos do trabalho (embora tenha sido um resultado levando em consideração os valores médios, pois não houve relevância estatística).

II. Soldagem da segunda camada:

- As características do metal base temperado, justificada por meio dos parâmetros do tratamento térmico executado, não permitiram a determinação das zonas dura (ZD) e macia (ZM) pelo método tradicional para aplicação do critério de microdureza;
- Os ensaios realizados com o MB temperado foram aprovados no critério de microdureza, mas foram reprovados no critério de microestrutura, especificamente no Afastamento 4 ($PZACGF2 - PZACGG1 \geq 0$). Apesar disto, o cumprimento do critério de microdureza para as peças temperadas mostra-se suficiente para aprovação, de acordo com o estudo de Higuchi (1980); logo, o critério de microestrutura pode ser visto como uma análise complementar;
- Os ensaios realizados com o MB como recebido foram reprovados nos dois critérios, especificamente no Afastamento 2 ($PZM2 - PZD1 \geq 0$) e no Afastamento 4 ($PZACGF2 - PZACGG1 \geq 0$);
- Embora não tenha sido encontrada nenhuma condição aprovada por meio dos Diagramas de Decisão utilizando os critérios de microdureza e de microestrutura, foi possível encontrar resultados satisfatórios na aplicação da técnica de deposição controlada com dupla camada (TDC-DC) utilizando apenas o critério de microdureza para as peças temperadas, de acordo com a metodologia de Higuchi (1980);
- A microestrutura das peças soldadas sobre o MB temperado se mostrou mais refinada e, em geral, com uma maior extensão de ZAC quando comparado com o metal base na condição como recebido;

- Os revestimentos produzidos tiveram, em geral, bom acabamento superficial e ausência de defeitos visíveis como trincas e porosidades. No entanto, foram verificadas algumas descontinuidades em regiões próximas à interface do metal de adição com o metal de solda, que podem ter sido causados por limpeza inadequada durante a produção da camada e/ou pela potência do arco fornecida ao substrato;
- A utilização do gás de proteção Ar + 25% He na produção de um revestimento se mostrou mais eficiente em favorecer um nível mais adequado de diluição, embora seja uma alternativa mais cara em comparação ao que foi proposto para este trabalho.
- Constatou-se a presença de regiões de descarbonetação próximas à interface do metal da ZAC com o metal de solda dos revestimentos;
- Os revestimentos atingiram a espessura mínima por meio da deposição das duas camadas, obedecendo o que é recomendado pela norma N-1707 da Petrobras;
- É necessário um estudo com outros níveis de energia para a segunda camada, superiores ao valor adotado no trabalho, para que os critérios de microdureza e de microestrutura possam ser plenamente atendidos para aplicação da TDC-DC.

8 SUGESTÃO DE TRABALHOS FUTUROS

- Avaliar a resistência à corrosão dos revestimentos soldados;
- Promover uma exploração de parâmetros mais ampla com o *switchback* nas duas camadas nas posições horizontal e vertical para produção revestimentos;
- Aplicar *switchback* em conjunto com tecimento triangular para a soldagem das camadas;
- Aplicar a TDC-DC por meio dos modos pulsado, duplo pulso e por MIG/MAG CA;
- Caracterizar a zona fundida e a ZAC dos revestimentos soldados por meio da técnica *switchback*, verificando aspectos relacionados à solidificação, refino de grãos e precipitação de fases;
- Utilização de metais base mais nobres, com aplicabilidade mais direcionada para a realidade atual da indústria do petróleo e gás;
- Explorar diferentes ligas à base de níquel para a soldagem de revestimentos em diferentes posições de soldagem;
- Utilizar câmeras de alta velocidade (método da *perfilografia*) para explorar de forma mais aprofundada o comportamento do arco e do deslocamento longitudinal da tocha nos movimentos de avanço e recuo durante a realização da oscilação *switchback* e a verificação da transferência metálica durante este processo;
- Realizar ensaios mecânicos, como de tenacidade e tração para verificar o comportamento mecânico dos materiais soldados com o *switchback*;
- Avaliar a ZAC dos revestimentos em que foi utilizado o *switchback* na primeira camada por meio de um microscópio eletrônico de varredura (MEV) de forma a se verificar o efeito de refino e revenimento na sua extensão e, em especial, na região de interpasse.

REFERÊNCIAS

ABNT. **ABNT NBR NM 87:2000**: Aço carbono e ligados para a construção mecânica – Designação e composição química (Errata 2). 2004.

AGARWAL, D.C.; KLOEWER, Jutta. Nickel base alloys: corrosion challenges in the new millennium. **Corrosion/2001**. NACE International, paper no. 01325. Houston, Texas, 2001.

AGUIAR, Willys Machado. **Revestimento por soldagem MIG/MAG empregando ligas de níquel para aplicações em componentes do setor de petróleo e gás natural**. 2010. Tese (Doutorado em Engenharia e Ciência de Materiais) – Centro de Tecnologia, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2010.

AGUIAR, Willys Machado. **Soldagem do Aço ABNT 4140 sem Tratamento Térmico Posterior**. 2001. Dissertação (Mestrado em Engenharia e Ciência de Materiais) – Centro de Tecnologia, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2001.

ALIA, Bruno L. *et al.* **ASM Handbook**: Welding, brazing and soldering. 10th ed. United States of America: ASM International, 1993. Vol. 6.

ALMEIDA, Hélio Antônio Lameira. **Avaliação de Potencialidades da Soldagem MIG/MAG automatizada Utilizando a Técnica *Switchback***. 2018. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2018.

ALMEIDA, Hélio Antônio Lameira; MOTA, Carlos Alberto M; SCOTTI, Americo. Efeitos do Comprimento de Reversão e do Ângulo de Ataque sobre a Estrutura de Solidificação do Cordão em Soldagem MIG/MAG com “Switch Back”. **Soldagem e Inspeção**. São Paulo, v. 17, n. 02, p. 123-137, 2012.

ANDRADE, T. C. **Desenvolvimento e Análise de Técnicas de Soldagem de Reparos com Deposição em Dupla Camada de Aços Inoxidáveis AWS ER309L e AWS ER347 Aplicados sobre Aços Estruturais 2,25Cr-1Mo E 2,25Cr-1Mo-0,25V**. 2016. Dissertação (Mestrado em Engenharia e Ciência de Materiais) – Centro de Tecnologia, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2016.

ASME Boiler and Pressure Vessel Code. **XI**: Rules for inservice inspection of nuclear power plant components. New York, 2010.

ASTM. **A36/A36M – 19**: Standard specification for carbon structural steel. United States, 2019.

ASTM. **E112-13**: Standard test methods for determining average grain size. United States, 2021.

ASTM. **E384**: Standart test method for microindentation hardness of materials. Philadelphia, 2016.

AWS. **A5.28**: Specification for nickel and nickel-alloy bare welding electrodes and rods. United States of America, 1997.

AZEVEDO, Alessandra Góis Luciano de. **Aplicação da técnica da dupla camada na soldagem do aço ABNT 1045**. 2002. Dissertação (Mestrado em Engenharia e Ciência de Materiais) – Centro de Tecnologia, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2002.

BARRETO, Alexandre Sousa. **Estudo de ligas de níquel produzidas In-situ pela deposição simultânea das ligas Inconel 625 e Hastelloy C276 por soldagem MIG/MAG com duplo arame**. 2018. Dissertação (Mestrado em Engenharia e Ciência de Materiais) – Centro de Tecnologia, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2018.

CAIMACAN, Dumitru; MISHCHENKO, Andrii; SCOTTI, Americo. Avaliação do Uso de Curto-Circuito Controlado em Soldagens de Passes de Enchimento por MIG/MAG Duplo Arame. **Soldagem e Inspeção**, [S. l.], v. 20, n. 1, p.16-27, 2015.

CAVALCANTE, Nathália Escóssio. **Avaliação de Técnicas de Soldagem MIG/MAG para Deposição com Arames AWS ERNiCrMo-3 e ER80S-B2 em Aço Estrutural ASTM A387 Gr.11**. 2016. Dissertação (Mestrado em Engenharia e Ciência de Materiais) – Centro de Tecnologia, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2016.

CIESLAK, M. J; HEADLEY, T.J.; KOLLIE, T; JR. A.D. Romig. A melting and solidification study of alloy 625. **Metallurgical Transactions A**, [S. l.], v. 19, n. 9, p. 2319-2331, 1988.

CORAINI, Rafael; KOBAYASHI, Yukio; GONÇALVES, Gilberto de Magalhães Bento. Influência do Tipo de Chanfro, Tecimento e Sentido de Laminação na Distorção Angular em Soldagem GMAW-P Robotizada de Alumínio. **Soldagem e Inspeção**. São Paulo, v. 228, n. 02, p.123-136, 2011.

COZZA, Leandro Macedo; MEDEIROS, Jorge Luis Braz; BIEHL, Luciano Volcanogio; SOUZA, José de; FILHO, Demostenes Ferreira. Escolha das Energias de Soldagem para Aplicação na Técnica da Dupla Camada na Soldagem do Aço ASTM 131 Grau AH 36. **Soldagem e Inspeção**, [S. l.], v. 24, p.1-12, 2019.

CRUZ, R. L. D. S. **Avaliação dos efeitos da técnica da dupla camada na soldagem do aço ASTM A516 Grau 60**. 2006. Dissertação (Mestrado em Engenharia e Ciência de Materiais) – Centro de Tecnologia, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2006.

DIGIPLUS A7. **Manual de Instruções** – Modelos: ACPO, DCPO e ACPO3C. 8. ed. [S. l.]: 2015.

DIRENE FILHO, Hellington. **MIG/MAG CCC - Avanços na Tecnologia de Controle da Transferência Metálica como Solução para o Passe de Raiz**. 2014. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2014.

DUPONT, J. N. Solidification of an alloy 625 weld overlay. **Metallurgical and Materials Transactions A**, [S. l.], v. 27, n. 11, p. 3612-3620, 1996.

DUPONT, John N.; LIPPOLD, John C.; KISER, Samuel D. **Welding metallurgy and weldability of nickel-base alloys**. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons Inc., 2009.

EISELSTEIN, H. L.; TILLACK, T. J. The Invention and Definition of Alloy 625. **Superalloys 718, 625 and Various Derivatives**, [S. l.], v. 718, n. 625, p. 1-14, 1991.

GIL, Mailthon Ritter. **Soldas Dissimilares de uma Superliga de Níquel Depositadas pelo Processo GMAW com *Switchback***. 2019. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Instituto de Tecnologia, Universidade Federal do Pará, Belém, 2019.

GUZMAN-FLORES, Isidro; VARGAS-IRISTA, Benjamin; GASCA-DOMINGUEZ, Juan Jose; GONZÁLEZ-ALBARRÁN, Marco Antonio; PRADO-VILLASANA, Joaquin Del. Effect of Torch Weaving on the Microstructure, Tensile and Impact Resistances, and Fracture of the HAZ and Weld Bead by Robotic GMAW Process on ASTM A36 Steel. **Soldagem e Inspeção**, São Paulo, v. 22, n. 1, p. 72-86, 2017.

HIGUCHI, Makamoto, SAKAMOTO, Hiroshi, TANIOKA, Sinichi. A Study on Weld Repair Through Half Bead Method. **IHI Engineering Review**, [S. l], v. 13, n. 2, 1980.

HODGE, F. Galen. The history of solid-solution-strengthened Ni alloys for aqueous corrosion service. **JOM**, [S. l], v. 58, n. 9, p. 28-31, 2006.

ISO 10423. **Petroleum and natural gas industries – Drilling and production equipment – well head and Christmas tree equipment**. 3rd. 2003.

KANEKO, Y; MAEKAWA, Y; YAMANE, S e OSHIMA, K., Numerical Simulation of MIG/MAG Weld Pool in Switch-Back Welding, **IIW**, Doc 212-1106-07, p. 372-380.

MACHADO, Ivan Guerra. **Soldagem & técnicas conexas: processos**. Porto Alegre: editado pelo autor, 1996.

MAGALHÃES, S. G. **Avaliação do revestimento a base de liga de níquel em aço estrutural empregando o metal de adição ERNiCrMo-3 através da soldagem MIG/MAG**. 2008. Dissertação (Mestrado em Engenharia e Ciência de Materiais) – Centro de Tecnologia, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2008.

MARQUES, Paulo Villani; MODENESI, Paulo José; BRACARENSE, Alexandre Queiroz. **Soldagem: Fundamentos e Tecnologia**. 3. ed. Belo Horizonte – MG: Editora UFMG, 2011.

MESSLER JR, Robert W. **Principles of Welding: Process, Physics, Chemistry, and Metallurgy**. Singapore: John Wiley & Sons, Inc., 1999. ISBN-13: 978-0-471-25376-1.

MIRANDA, Edvan Cordeiro de. **Estudo exploratório de parâmetros de soldagem de revestimentos com ligas de níquel empregando o processo TIG com alimentação de arame frio**. 2009. Dissertação (Mestrado em Engenharia e Ciência de Materiais) – Centro de Tecnologia, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2009.

MIRANDA, Edvan Cordeiro de; SILVA, Cleiton Carvalho; MOTTA, Marcelo Ferreira; MIRANDA, Hélio Cordeiro; FARIAS, Jesualdo Pereira. Avaliação do Uso do Tecimento sobre o Nível de Diluição e Geometria do Cordão de Solda na Soldagem TIG com Alimentação Automática de Arame Frio. **Soldagem e Inspeção**. V. 20, n. 02, p.180-190, 2015.

NIÑO, C. E. B., BUSCHINELLI, A. J. A. Análise de Alternativas de Reparo por Soldagem de Aços Cr – Mo. *In: XXI ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DA SOLDAGEM*, 1995, Caxias do Sul. Anais [...]. Caxias do Sul: ENTS, 1995. p. 241-257.

NORRISH, John. **Advanced welding processes: technologies and process control**. Cambridge: Woodhead publishing limited, 2006.

OLIVEIRA, George Luiz Gomes; MIRANDA, Hélio Cordeiro. Efeito da Aplicação da Técnica da Dupla Camada sobre a Microestrutura, Microdureza e Tensões Residuais do Aço Estrutural ASTM A516 G70. *In: 65° CONGRESSO ABM, 2010, Rio de Janeiro. Anais [...]*. Rio de Janeiro: ABM, 2010. p. 3291 – 3302.

PEREIRA, Heitor Abdias da Silva. **Implementação de padrões de tecimento na simulação de operações de soldagem pelo método dos elementos finitos**. 2019. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Centro de Tecnologia, Universidade Federal da Paraíba, João Pessoa, 2019.

PESSOA, Antônio Rodolfo Paulino. **Revestimento de ligas de níquel pelo processo MIG/MAG com transferência por curto-circuito**. 2009. Dissertação (Mestrado em Engenharia e Ciência de Materiais) – Centro de Tecnologia, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2009.

PETROBRAS N-1707. **Projeto de vaso de pressão com revestimento**. 1999.

PINHEIRO, Pedro Héltton Magalhães. **Estudo da soldagem MIG/MAG aplicada a reparo dos aços Cr-Mo e Cr-Mo-V utilizando a técnica de deposição controlada com dupla camada**. 2017. Tese (Doutorado em Engenharia e Ciência de Materiais) – Centro de Tecnologia, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2017.

SANTIAGO, Kamilla Giló. **Evolução microestrutural de soldas produzidas com a mistura das ligas AWS ERNiCrMo-3 e AWS ERNiCrMo-4 submetidas à tratamentos térmicos de envelhecimento**. 2018. Tese (Doutorado em Engenharia e Ciência de Materiais) – Centro de Tecnologia, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2018.

SCHWEDERSKY, M. B. **Um Estudo da Eficiência e Produtividade dos Principais Processos de Soldagem a Arco**. 2011. Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Universidade Federal de Santa Catarina, 2011.

SCOTTI, Américo; PONOMAREV, Vladimir. **Soldagem MIG/MAG: melhor entendimento, melhor desempenho**. 2. ed. São Paulo – SP: Artliber Editora Ltda, 2014.

SILVA, Cleiton Carvalho.; ALBUQUERQUE, Victor Hugo C. de; MINÁ, Emerson Mendonça; MOURA, Elineudo P.; TAVARES, João Manuel R. S. Mechanical Properties and Microstructural Characterization of Aged Nickel-based Alloy 625 Weld Metal. **Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science**, [S. l], v. 49, n. 5, p. 1653-1673, 2018.

SILVA, Cleiton Carvalho; MIRANDA, Hélio Cordeiro de; MOTTA, Marcelo Ferreira; FARIAS, Jesualdo Pereira; AFONSO, Conrado Ramos Moreira; RAMIREZ, Antonio Jose. New insight on the solidification path of an alloy 625 weld overlay. **Journal of Materials Research and Technology**, [S. l], v. 2, n. 3, p. 228-237, 2013.

SILVA, Cleiton Carvalho. **Revestimentos de ligas de níquel depositados pelo processo TIG com alimentação de arame frio – aspectos operacionais e metalúrgicos**. 2010. Tese

(Doutorado em Engenharia e Ciência de Materiais) – Centro de Tecnologia, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2010.

TASALLOTTI, H.; KAH, P.; MARTIKAINEN, J. Effects of welding wire and torch weaving on GMAW of S355MC and AISI 304L dissimilar welds. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, London, v. 71, p. 197-205, 2014.

TEIXEIRA, Felipe Ribeiro. **Explorando a Potencialidade do Processo GMAW Switchback para Revestimento de um Aço BLAR com Liga de Níquel**. 2018. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Instituto de Tecnologia, Universidade Federal do Pará, Belém, 2018.

TEIXEIRA, Felipe Ribeiro; MOTA, Carlos Alberto Mendes da; ALMEIDA; Hélio Antônio Lameira de; SCOTTI, Américo. Operational behavior of the switchback GMAW process using a mechanized rig for arc movement. **Journal of Materials Processing Tech**, [S. l.], v. 269, p. 135-149, 2019.

UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ. ENGESOLDA. **Relatório técnico: Aplicação da Dupla Camada na Soldagem de Aços ASTM A516 Gr. 70**. Fortaleza, 2008.

WAINER, Emílio; BRANDI, Sérgio Duarte; MELLO, Fábio Décourt Homem de. **Soldagem: Processos e Metalurgia**. 4. ed. São Paulo - SP: Editora Edgard Blücher LTDA, 2004. ISBN: 85-212-0238-5.

WEMAN, Klaus. **Welding Processes Handbook**. 2. Ed. Woodhead Publishing Limited, 2012. ISBN: 978-0-85709-510-7.

WILSON, I. L. W.; GOURLEY, R. G.; WALKOSAK, R. M.; BRUCK, G. J. The Effect of Heat Input on Microstructure and Cracking in Alloy 625 Weld Overlays. **Superalloys 718, 625 and Various Derivatives**, [S. l.], v. 718, n. 625, p. 735 – 747, 1991.

ZHANG, Qin Lian; YANG, Chun Li; LIN San Bao; FAN, Cheng Lei. Horizontal welding of aluminium alloys by soft plasma arc. **Proc ImechE Part B: Journal of Engineering Manufacture**, [S. l.], v. 228, n. 11, p. 1481-1490, 2014.