



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
CENTRO TECNOLÓGICO DE JOINVILLE
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA E CIÊNCIAS MECÂNICAS

Kamila Borba Silva Zanzi

**INVESTIGAÇÃO DA SOLDAGEM PTA-P VISANDO APLICAÇÕES DE
REVESTIMENTOS EM MOLDES DE INJEÇÃO**

Joinville
2023

Kamila Borba Silva Zanzi

**INVESTIGAÇÃO DA SOLDAGEM PTA-P VISANDO APLICAÇÕES DE
REVESTIMENTOS EM MOLDES DE INJEÇÃO**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciências Mecânicas da Universidade Federal de Santa Catarina para obtenção do Grau de Mestre em Engenharia e Ciências Mecânicas.

Orientador: Prof. Dr. Tiago Vieira da Cunha

Joinville

2023

Zanzi, Kamila Borba Silva

Investigação da soldagem PTA-P visando aplicações de revestimentos em moldes de injeção /Kamila Borba Silva Zanzi ; orientador, Tiago Vieira da Cunha da Cunha, 2023.

158 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Campus Joinville, Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciências Mecânicas, Joinville, 2023.

Inclui referências.

1. Engenharia e Ciências Mecânicas. 2. Moldes de injeção de alumínio. 3. PTA-P. 4. Revestimento. 5. Diluição. I. da Cunha, Tiago Vieira da Cunha. II. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciências Mecânicas. III. Título.

Kamila Borba Silva Zanzi

**Investigação da soldagem PTA-P visando aplicações de revestimentos em moldes de
injeção**

O presente trabalho em nível de Mestrado foi avaliado e aprovado, em 29 de maio de 2023, pela banca examinadora composta pelos seguintes membros:

Prof^a. Ana Sofia Clímaco Monteiro de Oliveira, Dra.
Universidade Federal do Paraná

Prof. Víctor Manuel Vergara Díaz, Dr.
Universidad de Antofagasta

Prof. Hélio Ormeu Ribeiro, Dr.
Instituto Federal de Santa Catarina

Prof. Carlos Maurício Sacchelli, Dr.
Universidade Federal de Santa Catarina

Certificamos que esta é a **versão original e final** do trabalho de conclusão que foi julgado adequado para obtenção do título de Mestra em Engenharia e Ciências Mecânicas.

Coordenação do Programa de Pós-Graduação

Prof. Tiago Vieira da Cunha, Dr.
Orientador

Joinville, 2023.

À minha família.

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar agradeço a Deus, pela minha vida e de meus entes queridos, além de me guiar e proteger sempre.

Ao meu marido Mateus, minha mãe Cláudia, meu irmão Robert, cunhada Tailine e a minha sobrinha Alice por todo amor, suporte e incentivo. Obrigada pela compreensão nos momentos em que estive ausente, por dividir e compartilhar os momentos bons e difíceis dessa etapa da minha vida, além da felicidade que tenho na presença de cada um de vocês.

A todos os meus familiares, que mesmo distantes, me apoiaram para a realização deste trabalho, assim como o meu desenvolvimento profissional.

Ao meu orientador, Tiago Vieira da Cunha, por sua dedicação, paciência e confiança. Me acolhendo e ajudando a superar as dificuldades encontradas na realização deste trabalho, nesses anos de aprendizado e convívio.

A todos os meus amigos do Laboratório de Tecnologia da Soldagem, em especial a Anna, que estiveram sempre dispostos a me auxiliar e incentivar na execução do meu trabalho. E, principalmente, pelos bons momentos e risadas, que ajudaram a tornar meus dias mais leves.

A Universidade Federal de Santa Catarina pelo ensino público e de qualidade. Ao Programa Rota 2030 – Linha IV “Ferramentarias Brasileiras Mais Competitivas” e a Fundep, pelo apoio financeiro (no projeto “Melhoria no projeto de ferramentas de injeção de alumínio”) com o fornecimento da bolsa de pós-graduação, assim como ao coordenador do projeto de pesquisa, Carlos Maurício Sacchelli.

Agradeço a todos os professores e servidores do Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciências Mecânicas da UFSC Joinville, de modo especial aqueles que diretamente me participaram da minha formação.

A todas as pessoas que passaram pela minha vida e que contribuíram, direta ou indiretamente, para a minha formação acadêmica e pessoal.

“Learning never exhausts the mind.”

Leonardo da Vinci

RESUMO

A aplicação de peças em alumínio injetado em alta pressão para a fabricação de componentes de baixo peso é uma tecnologia cada vez mais utilizada no setor automotivo. Neste contexto, tem-se moldes de injeção de alumínio que são constantemente expostos a esforços repetitivos de compressão, tração e flexão. Seus componentes sofrem com desgaste e fadiga térmica, podendo afetar a qualidade do componente injetado e resultar na sua falha. Portanto, torna-se vital o desenvolvimento de novas tecnologias visando a melhoria da vida útil das ferramentas de injeção de alumínio, associado com melhor desempenho em serviço. Dentro deste cenário, uma das alternativas no qual se vislumbra grande potencial para a melhoria da vida útil das ferramentas é o emprego de revestimentos por soldagem. Assim, o processo Plasma de arco transferido com alimentação de material na forma de pó (PTA-P) possui considerável destaque, pela sua capacidade de realizar depósitos com baixos índices de diluição e bom acabamento superficial. Considerando o potencial de aplicação deste processo, o presente trabalho visa prospectar a aplicação do processo PTA-P no revestimento de cavidades e insertos de moldes de injeção de alumínio. Isto, a fim de buscar soluções para redução de custo e melhoria na vida útil dos moldes. Para tanto, foi realizada a estruturação de bancadas de ensaios com o intuito de caracterizar a taxa de alimentação de diferentes pós, assim como a avaliação sistemática da influência das principais variáveis e parâmetros de processo para uma dada configuração operacional, na morfologia dos depósitos e, principalmente, no índice de diluição. Como substrato foram utilizados o aço carbono ASTM A36 e aço AISI H13, além dos pós metálicos Inconel 625 e Stellite 1 como materiais de adição. Como resultado, considerando a construção do conhecimento obtido com a parametrização do processo PTA-P foi possível realizar depósitos com índice de diluição inferior a 10%, na deposição da liga de Inconel 625 sobre o aço carbono ASTM A36. Além disso, foi possível observar a presença de trincas transversais na deposição da liga do Stellite 1 sobre substrato de aço AISI H13. Portanto, para adequada deposição do Stellite 1, verificou-se a necessidade de uma camada intermediária de Inconel 625 a fim de eliminar as trincas transversais no revestimento superficial do aço AISI H13. Com o emprego do Stellite 1 obteve-se depósitos de elevada dureza (~500 HV), próximo ao limite inferior de dureza de acordo com os valores fornecidos pelo fabricante do pó. Logo, a elevada dureza obtida com o emprego do Stellite 1 nos depósitos que, associado com a sua composição química, se vislumbra como potencial solução no revestimento dos moldes para mitigar os problemas de microtrincas e aumentar a sua vida útil.

Palavras-chave: Moldes de injeção de alumínio, PTA-P, Revestimento, Diluição.

ABSTRACT

The application of high pressure injected aluminum parts for the manufacture of low weight components is a technology increasingly used in the automotive sector. In this context, aluminum injection molds are constantly exposed to repetitive compression, traction and bending stresses. Its components suffer from wear and thermal fatigue, which can affect the quality of the injected component and result in its failure. Therefore, it is vital to develop new technologies aiming at improving the lifetime of aluminum injection tools, associated with better performance in service. Within this scenario, one of the alternatives in which there is great potential for improving the lifetime of tools is the use of coatings by welding. Thus, the Plasma transferred arc process with powder as filler material (PTA-P) has considerable prominence, due to its ability to make deposits with low dilution rates and good surface finish. Considering the potential of application of this process, the present work aims to prospect the PTA-P process in the study of coatings in cavities and inserts of aluminum injection molds. This, in order to seek solutions to reduce costs and improve the lifetime of the molds. For this purpose, test benches were structured in order to characterize the feed rate of different powders, as well as the systematic evaluation of the influence of the main variables and process parameters for a given operational configuration, on the morphology of the deposits and, mainly in the dilution index. ASTM A36 carbon steel and AISI H13 steel were used as substrate, in addition to Inconel 625 and Stellite 1 metallic powders as addition materials. As a result, considering the construction of the knowledge obtained with the parameterization of PTA-P process, it was possible to make deposits with a dilution index of less than 10%, in the deposition of Inconel 625 alloy on ASTM A36 carbon steel. In addition, it was possible to observe the presence of transverse cracks in the deposition of Stellite 1 alloy on AISI H13 steel substrate. Therefore, for proper deposition of Stellite 1, it was verified the need for an intermediate layer of Inconel 625 to eliminate transverse cracks in the surface coating of AISI H13 steel. With the use of Stellite 1, deposits of high hardness (~500 HV) were obtained, close to the lower limit of hardness according to the values provided by the powder manufacturer. Therefore, the high hardness obtained with Stellite 1 deposits, which, associated with its chemical composition, is seen as a potential solution in the coating of molds to mitigate the problems of micro cracking and increase its lifetime.

Keywords: Aluminum injection molds, PTA-P, Coating, Dilution.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Valores de microdureza para amostras de H13 com e sem tratamento duplex	15
Figura 2. Seções transversais dos cordões de solda resultantes da variação de amplitude de tecimento	18
Figura 3. Macroestrutura do revestimento com liga metálica de Stellite 6 e aço inoxidável...	19
Figura 4. Comparação do perfil de microdureza do revestimento com Stellite 21 com os processos CMT e PTA-P na (a) condição como soldada e (b) após o tratamento térmico.....	20
Figura 5. Representação esquemática da tocha PTA-P (D = diâmetro do bocal constritor)....	21
Figura 6. Comportamento térmico do pó para correntes de soldagem de (a) 100 A e (b) 200 A	25
Figura 7. Diluição versus corrente do arco principal em diferentes vazões de pó e de gás de plasma	28
Figura 8. Geometria do cordão de solda	28
Figura 9. Comparação geométrica da seção transversal com as respectivas correntes médias para taxa de alimentação de 11,5 g/min.....	30
Figura 10. Seção transversal dos cordões de solda obtidos na posição (a) plana, (b) horizontal e (c) sobre cabeça	33
Figura 11. Perfis de dureza Vickers ao longo da secção transversal dos cordões para diferentes posições de soldagem.....	34
Figura 12. Macrografias da seção transversal dos cordões de solda realizados com o processo (a) PAW e (b) PTA-P.....	36
Figura 13. Níveis de diluição avaliados pelo método das áreas	37
Figura 14. Valores da diluição para as correntes de soldagem de 130 e 170A para os	39
Figura 15. Organograma do trabalho	43
Figura 16. Bancada de ensaios composta por (A) uma fonte de soldagem, (B) tocha de soldagem, (C) punho de fixação no robô de soldagem, (D) alimentador de pó, (E) cilindro de gás e (F) dispositivo para estratificação de pó pelos canais de alimentação	45
Figura 17. Morfologia da liga metálica em pó Inconel 625	46
Figura 18. Canais de alimentação de pó da tocha de soldagem (a) disposição e nomenclatura e (b) dispositivo de estratificação acoplado a tocha de soldagem.....	47
Figura 19. Bancada de ensaios composta por (A) robô de soldagem, (B) punho de fixação, (C) tocha de soldagem, (D) fonte de soldagem, (E) unidade de refrigeração, (F) alimentador de pó, (G) cilindros de gás, (H) sistema de aquisição SAP e (I) dispositivo de fixação.....	49

Figura 20. Montagem do corpo de prova e da chapa de sacrificio	51
Figura 21. Fluxograma com as condições de soldagem empregados nos ensaios para o revestimento do aço AISI H13 com a deposição do pó Stellite 1 e Inconel 625	56
Figura 22. Nomenclatura das medidas de penetração (P), largura (L), reforço (R), área penetrada (APE) e área depositada (ADEP)	57
Figura 23. Seção transversal do cordão com a localização das impressões de microdureza ...	58
Figura 24. Taxa de alimentação global do pó Inconel 625 em função da velocidade de rotação do motor do ADP.....	60
Figura 25. Estratificação da alimentação do pó Inconel 625 (a) canal A, (b) canal B, (c) canal C e (d) Canal D.....	61
Figura 26. Modo de alimentação do Inconel 625 (a) principalmente pelos canais C e D, (b) uniformemente distribuída pelos quatro canais e (c) especialmente pelos canais A e B.....	63
Figura 27. Taxa de alimentação global do pó Stellite 1 em função da velocidade de rotação do motor do ADP.....	65
Figura 28. Estratificação da alimentação do pó Stellite 1 (a) canal A, (b) canal B, (c) canal C e (d) Canal D.....	66
Figura 29. Aspecto superficial dos cordões de solda obtidos sob diferentes taxas de alimentação de pó e distância bocal-peça.....	68
Figura 30. (a) Ângulo de incidência de pó da tocha de soldagem considerando os três níveis de DBP empregados e (b) Condição da bancada de soldagem com DBP de 7 mm e Tx de 1,5 kg/h	69
Figura 31. Macrografia dos cordões de solda obtidos com diferentes taxas de alimentação de pó e distância bocal-peça (grupo 1 de ensaios)	70
Figura 32. Medidas de (a) penetração, reforço e largura, (b) área penetrada e área depositada e (c) diluição dos cordões de solda em função do DBP e Tx.....	71
Figura 33. Aspecto superficial dos cordões de solda obtidos sob diferentes taxas de alimentação de pó e vazão do gás de arraste.....	77
Figura 34. Condição da bancada de soldagem com Tx de 1,5 kg/h e Vga de (a) 0,5 l/min, (b) 1,0 l/min e (b) 2,0 l/min	78
Figura 35. Aderência de material no bocal de constrição da tocha de soldagem para Tx de 1,0 kg/h e Vga (a) 0,5 l/min e (b) 2,0 l/min	79
Figura 36. Macrografia dos cordões de solda obtidos com diferentes taxas de alimentação de pó e vazões do gás de arraste (grupo 2 de ensaios)	79

Figura 37. Medidas de (a) penetração, reforço e largura, (b) área penetrada e área depositada e (c) diluição dos cordões de solda em função da V_{ga} e T_x	80
Figura 38. Aspecto superficial dos cordões de solda obtidos sob diferentes vazões do gás de plasma e recuo do eletrodo.....	85
Figura 39. Condição da bancada de soldagem com Re de 1,4 mm e V_{gpl} de (a) 1,0 l/min, (b) 2,0 l/min e (b) 3,0 l/min	86
Figura 40. Aderência de material no bocal de constrição da tocha de soldagem para com Re de 1,4 mm e V_{gpl} de (a) 1,0 l/min, (b) 2,0 l/min e (b) 3,0 l/min	86
Figura 41. Macrografia dos cordões de solda obtidos com diferentes vazões do gás de plasma e recuo do eletrodo (grupo 3 de ensaios)	87
Figura 42. Medidas de (a) penetração, reforço e largura, (b) área penetrada e área depositada e (c) diluição dos cordões de solda em função da V_{gpl} e Re	88
Figura 43. Aspecto superficial dos cordões de solda obtidos sob diferentes taxas de alimentação de pó e correntes de soldagem.....	92
Figura 44. Cordões de solda com I_s de 80 A e (a) T_x de 1,0 kg/h e (b) 1,5 kg/h.....	93
Figura 45. Macrografia dos cordões de solda obtidos com diferentes taxas de alimentação de pó e correntes de soldagem (grupo 4 de ensaios)	94
Figura 46. Medidas de (a) penetração, reforço e largura, (b) área penetrada e área depositada e (c) diluição dos cordões de solda em função da I_s e T_x	95
Figura 47. Aspecto superficial dos cordões de solda obtidos com tecimento e deposição do Stellite 1 sobre aço AISI H13 com corrente de soldagem de (a) 130 A (TS13013) e (b) 140 A (TS14013).....	100
Figura 48. Macrografias dos cordões de solda obtidos com tecimento e deposição do Stellite 1 sobre aço AISI H13 com corrente de soldagem de (a) 130 A (TS13013) e (b) 140 A (TS14013)	101
Figura 49. Medidas de (a) penetração, reforço e largura, (b) área penetrada e área depositada e diluição dos cordões de solda TS13013 e TS14013 obtidos com tecimento e deposição do Stellite 1 sobre aço AISI H13.....	101
Figura 50. Aspecto superficial e macrografia dos cordões de solda obtidos com tecimento pela deposição do Stellite 1 sobre o aço AISI H13 com (a) I_s de 100 A e T_x de 1,3 kg/h (TS10013) e (b) I_s de 130 A e T_x de 1,5 kg/h (TS13015).....	102
Figura 51. Medidas de (a) penetração, reforço e largura, (b) área penetrada e área depositada e diluição dos cordões de solda TS10013 e TS13015 obtidos com tecimento e deposição do Stellite 1 sobre aço AISI H13	103

Figura 52. Resultado do ensaio com líquido penetrante para a condição TS13015 (amostras de réplica e tréplica)	105
Figura 53. Deposição do Inconel 625 sobre aço AISI H13 para condição TI13010 (a) aspecto superficial e (b) macrografia	106
Figura 54. Deposição do Inconel 625 sobre aço AISI H13 para condição TI13013-12 (a) aspecto superficial e (b) macrografia do cordão de solda.....	107
Figura 55. Aspecto superficial do depósito multicamadas TS15I13-12 com a presença mordeduras no revestimento superficial do aço AISI H13	108
Figura 56. Aspecto superficial do cordão de solda obtido com tecimento e deposição do Inconel 625 sobre aço AISI H13 para condição TI13013-14.....	109
Figura 57. Resultado do ensaio com líquido penetrante obtido com a condição TI13013-14	109
Figura 58. Macrografia do cordão de solda obtido com tecimento e deposição do Inconel 625 sobre aço AISI H13 para condição TI13013-14.....	109
Figura 59. Medidas de (a) penetração, reforço e largura, (b) área penetrada e área depositada e diluição dos cordões de solda TI13013-12 e TI13013-14 obtidos com tecimento e deposição do Stellite 1 sobre aço AISI H13	110
Figura 60. Aspecto superficial do depósito multicamadas TS15I13-14 obtido sem a presença mordeduras no revestimento superficial do aço AISI H13	111
Figura 61. Resultado do ensaio com líquido penetrante obtido com o depósito multicamadas TS15I13-14.....	111
Figura 62. Macrografia dos depósitos depósito multicamadas TS15I13-14 (a) amostra, (b) amostra – réplica e (c) amostra – tréplica	112
Figura 63. Perfis de microdureza dos depósitos multicamadas TS15I13-14 para amostra de (a) réplica e (b) tréplica	114

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Composição química dos aços H11, H13 e Dievar [8].....	13
Tabela 2. Composição química nominal das ligas informadas no certificado emitido pelos fabricantes	46
Tabela 3 - Parâmetros fixos empregados na realização dos ensaios.....	50
Tabela 4. Variáveis e parâmetros de soldagem e seus respectivos níveis.....	52
Tabela 5. Nomenclatura dos ensaios realizados com o pó Inconel 625 e substrato de aço ASTM A36.....	53
Tabela 6. Nomenclatura e condições de soldagem empregados nos ensaios para o revestimento do aço AISI H13 com a deposição do pó Stellite 1 e Inconel 625	55
Tabela 7. Identificação dos ataques e seus respectivos reagentes	57
Tabela 8. Medidas das taxas de alimentação global do pó Inconel 625 em função da vazão do gás de arraste e velocidade de rotação do motor do ADP.....	59
Tabela 9. Medidas das taxas de alimentação do pó Inconel 625 com 0,5 l/min da vazão do gás de arraste	62
Tabela 10. Medidas das taxas de alimentação global do pó Stellite 1 em função da vazão do gás de arraste e velocidade de rotação do motor do ADP	64
Tabela 11 - Parâmetros de soldagem obtidos na avaliação sistemática com a deposição do Inconel 625 sobre substrato de o aço carbono ASTM A36.....	99

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

UFSC - Universidade Federal de Santa Catarina

ICTs - Institutos de Ciência e Tecnologia

PTA-P - Processo plasma de arco transferido com alimentação de material na forma de pó

PVD - *Physical Vapor Deposition*

CVD - *Chemical Vapor Deposition*

MIG - *Metal Inert Gas*

TIG - *Tungsten Inert Gas*

CMT - *Cold Metal Transfer*

PTAA - Processo de Soldagem Plasma de Arco Transferido Alimentado com Arame

LTS - Laboratório de Tecnologia da Soldagem

SAP- Sistema de aquisição de dados para soldagem

DBP - Distância bocal-peça

ADP - Alimentador de pó

Vga – Vazão do gás de arraste

Vgpl – Vazão do gás de plasma

Vgp – Vazão do gás de proteção

Re – Recuo do eletrodo

Is – Corrente de soldagem

Vs – Velocidade de Soldagem

Tx – Taxa de alimentação do pó

F – Frequência de tecimento

A – Amplitude de tecimento

ZTA – Zona termicamente afetada

P – Penetração

L- Largura

R – Reforço

A_{PE} - Área penetrada

A_{DEP} - Área depositada

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	8
1.1 OBJETIVOS	9
1.1.1 Objetivo Geral.....	9
1.1.2 Objetivos Específicos.....	9
2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	11
2.1 MOLDES DE INJEÇÃO.....	11
2.2 PANORAMA DA SOLDAGEM DE REVESTIMENTO	16
2.3 PROCESSO PTA-P	20
2.3.1 Parâmetros do processo	23
2.3.2 Aspectos morfológicos e de diluição dos depósitos	26
3 METODOLOGIA	43
3.1 CARACTERIZAÇÃO DA TAXA DE ALIMENTAÇÃO DE PÓ	44
3.2 ENSAIOS DE SOLDAGEM.....	48
3.2.1 Estudo sistemático da influência das variáveis e parâmetros do processo PTA-P..	51
3.2.2 Revestimento do aço AISI H13 com o pó metálico Stellite 1	54
3.3 CARACTERIZAÇÃO E ANÁLISE DOS ASPECTOS MORFOLÓGICOS DOS CORDÕES DE SOLDA	56
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES	59
4.1 CARACTERIZAÇÃO DA TAXA DE ALIMENTAÇÃO DE PÓ	59
4.1.1 Pó metálico: Inconel 625	59
4.1.2 Pó metálico: Stellite 1	63
4.2 ESTUDO SISTEMÁTICO DA INFLUÊNCIA DAS VARIÁVEIS E PARÂMETROS DO PROCESSO PTA-P	67
4.2.1 Efeito da distância do bocal constritor-peça (DBP) e taxa de alimentação de pó (Tx)	67
4.2.2 Efeito da vazão do gás de arraste (Vga) e taxa de alimentação de pó (Tx)	76
4.2.3 Efeito da vazão do gás de plasma (Vgpl) e recuo do eletrodo (Re).....	84
4.2.4 Efeito da corrente de soldagem (Is) e taxa de alimentação de pó (Tx)	91
4.3 REVESTIMENTO DO AÇO AISI H13 COM O PÓ METÁLICO STELLITE 1	99
5 CONCLUSÕES	117
6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	120
REFERÊNCIAS	121

APÊNDICE A – ASPECTO SUPERFICIAL E MACROGRAFIAS DOS CORDÕES DO GRUPO DE ENSAIOS 1	126
APÊNDICE B – ASPECTO SUPERFICIAL E MACROGRAFIAS DOS CORDÕES DO GRUPO DE ENSAIOS 2	129
APÊNDICE C – ASPECTO SUPERFICIAL E MACROGRAFIAS DOS CORDÕES DO GRUPO DE ENSAIOS 3	132
APÊNDICE D – ASPECTO SUPERFICIAL E MACROGRAFIAS DOS CORDÕES DO GRUPO DE ENSAIOS 4	135
APÊNDICE E – MEDIDAS COLETADAS PROVENIENTES DAS ANÁLISES DAS SEÇÕES TRANSVERSAIS PARA TRÊS AMOSTRAS DE CADA CONDIÇÃO COM DEPOSIÇÃO DO INCONEL 625 NO AÇO CARBONO ASTM A36.....	138
APÊNDICE F – ASPECTO SUPERFICIAL E MACROGRAFIAS DOS CORDÕES DOS ENSAIOS PRELIMINARES COM DEPOSIÇÃO DO STELLITE 1 NO AÇO CARBONO ASTM A36.....	ERRO! INDICADOR NÃO DEFINIDO.
APÊNDICE G – ASPECTO SUPERFICIAL E MACROGRAFIAS DOS CORDÕES DOS ENSAIOS PRELIMINARES COM DEPOSIÇÃO STELLITE 1 E INCONEL 625 NO AÇO AISI H13	146
APÊNDICE H – MEDIDAS COLETADAS PROVENIENTES DAS ANÁLISES DAS SEÇÕES TRANSVERSAIS PARA CADA CONDIÇÃO COM A DEPOSIÇÃO DO STELLITE 1 E INCONEL 625 NO AÇO AISI H13	148

1 INTRODUÇÃO

Atualmente, o desafio do setor automotivo nacional está em buscar soluções para atender à necessidade por veículos mais econômicos e com melhor desempenho. Neste contexto, a aplicação de peças em alumínio injetado em alta pressão é uma tecnologia cada vez mais utilizada neste setor devido à busca pela fabricação de componentes de baixo peso. Relativo a isso, os moldes de injeção de alumínio durante os seus ciclos de moldagem são expostos a esforços repetitivos de compressão, tração e flexão, provenientes da pressão de injeção e de variações de temperatura em cada ciclo. Devido a ação desses esforços, os moldes de injeção trabalham nas mais distintas condições, sofrendo desgaste e fadiga térmica, que afetam a qualidade do componente fabricado, e resultam em uma eventual falha da ferramenta de molde de injeção [1]. Portanto, impactando diretamente nos custos do processo pela elevada despesa com a manutenção dos moldes, tempo de parada de máquinas e o retrabalho de peças. Logo, torna-se fundamental o desenvolvimento de técnicas visando a melhoria da vida útil das ferramentas de injeção de alumínio, através do estudo de novas tecnologias ainda não empregadas para esta aplicação.

No atual mercado industrial, o acelerado desenvolvimento econômico mundial exige constantemente maiores taxas de produção, como é o caso do setor automotivo no Brasil. Visando o desenvolvimento do setor automotivo no país, foi instituído o Programa Rota 2030 como parte de uma estratégia do Governo Federal para ampliar a inserção global da indústria automotiva brasileira e, assim, aumentar a competitividade do setor automotivo nacional pela redução de custos, como também pela inovação tecnológica, através da exportação de veículos e autopeças [2]. Portanto, o Rota 2030, visa fomentar o desenvolvimento de projetos de Pesquisa e Desenvolvimento de Inovação Tecnológica em toda a cadeia do setor.

Em destaque dentro do setor automotivo está o setor ferramenteiro, para tanto, no Programa Rota 2030 foi criada a Linha IV intitulada de “Ferramentarias Brasileiras mais Competitivas”, com o objetivo de solucionar as dificuldades de empresas com baixa produtividade e atraso tecnológico, ao permitir o desenvolvimento da cadeia de ferramental de produtos automotivos [3]. Neste contexto, têm-se o projeto intitulado de “Melhoria no projeto de ferramentas de injeção de alumínio”, coordenado pela Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC) em parceria com outros Institutos de Ciência e Tecnologia (ICTs), que tem por objetivo investigar o emprego de diferentes tipos de materiais, de tratamentos superficiais,

revestimentos e técnicas de adição de materiais em moldes de injeção de alumínio, buscando uma melhoria nas propriedades de resistência ao desgaste e à fadiga térmica, tendo em vista que estes são os principais mecanismos de falhas associados ao ciclo de injeção de alumínio em moldes. Neste contexto, vislumbra-se a aplicação da soldagem de revestimento, como uma alternativa potencialmente viável na obtenção de moldes de injeção dotados de características superiores no que se refere a sua vida útil. Dentre os processos de soldagem a arco empregados em aplicações de revestimento, o de plasma de arco transferido com alimentação de material na forma de pó (PTA-P) encontra-se numa posição de destaque. Isto é devido, a sua capacidade de realizar depósitos que permitem conferir características específicas à superfície dos revestimentos, com um bom acabamento superficial e, sobretudo, baixo índice de diluição. Contudo, não se observa na literatura, tampouco, no setor industrial, a aplicação deste processo em moldes de injeção de alumínio. Assim, considerando o potencial de aplicação deste processo e a lacuna existente neste setor chave na cadeia produtiva automotiva, o presente trabalho tem por objetivo avaliar a aplicação do processo PTA-P no revestimento de cavidades e insertos de moldes de injeção de alumínio a fim de buscar soluções que promovam moldes mais eficientes e competitivos, assim como a melhoria em sua vida útil.

1.1 OBJETIVOS

1.1.1 Objetivo Geral

Investigar os aspectos operacionais do processo de soldagem PTA-P, e sua relação com a formação dos cordões de solda, visando aplicações de revestimento em cavidades de moldes de injeção de alumínio.

1.1.2 Objetivos Específicos

- Caracterizar o comportamento da alimentação de pós metálicos, na configuração de equipamento disponível, com as variáveis de influência (vazão do gás de arraste e taxa de alimentação de pó);
- Investigar sistematicamente o comportamento dos aspectos morfológicos e índice de diluição dos depósitos obtidos mediante as principais variáveis e parâmetros de processo PTA-P;

- Parametrizar o processo PTA-P com o intuito de obter depósitos com índice de diluição inferior a 10% com o pó metálico Inconel 625 visando aplicação como camada de amanteigamento;
- Obter a parametrização de depósitos a fim de realizar o revestimento superficial do aço AISI H13 com o pó metálico Stellite 1 visando baixos índices de diluição.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 MOLDES DE INJEÇÃO

A injeção de alumínio é um processo de fabricação de grande importância e está em constante desenvolvimento tecnológico, sendo a indústria automobilística a mola propulsora para o crescimento do mercado de alumínio fundido sob pressão. A demanda por componentes fabricados em ligas de alumínio está em crescimento por tratar-se de um material com baixa densidade, acarretando em baixo peso e, conseqüentemente, numa melhor eficiência energética para o veículo [4,5]. O processo de injeção sob pressão permite uma alta produtividade, assim como a produção de peças com elevada complexidade geométrica e pequena espessura de paredes [4].

Concer [4] define que a matriz de injeção e a máquina injetora são os principais componentes de um molde de injeção de alumínio sob pressão. Uma matriz para injeção de alumínio sob pressão é constituída, na maioria das vezes, de duas partes, uma fixa e a outra móvel. E pode possuir uma ou mais cavidades, dos mais distintos tamanhos e geometrias [4,6]. Vale salientar que a matriz de injeção possui algumas funções básicas durante o processo, como o de conter o metal líquido que é injetado, dissipar o calor do metal líquido para que este solidifique, além de sustentar a peça sólida formada até que esta seja removida do molde [4].

Os moldes de injeção de alumínio utilizados no processo de fundição sob pressão sofrem grandes tensões de origem térmica, devido ao choque térmico entre o aço da matriz e o alumínio líquido e, portanto, afetando a sua vida útil [7,8]. As ferramentas de injeção sob pressão sofrem o fenômeno da fadiga térmica pelo repetido contato das paredes do molde com o alumínio líquido injetado a temperaturas de cerca de 700°C e com velocidade na faixa de 30 a 100 m/s, promovendo a dilatação da superfície de trabalho da ferramenta, seguida de contração em cada ciclo de injeção, assim como a sua erosão superficial [1,4,8,9,10]. Este fenômeno é responsável por 80% das falhas nos moldes de injeção sob pressão para trabalho a quente [1,4,30]. O número de ciclos e, conseqüentemente, a vida útil de um molde de injeção são afetados majoritariamente pelo fenômeno da fadiga térmica. Durante um ciclo de injeção, as ferramentas trabalham em elevadas temperaturas, acima de 500°C, fazendo com que o aço das cavidades do molde sofra oxidação o que reduz a sua resistência à fadiga térmica [4,8,30]. Uma vez que a tensão aplicada no material ultrapassar o seu limite de escoamento ocorrerá a deformação plástica deste, resultando na nucleação e propagação de microtrincas de origem

térmica nos moldes de injeção, podendo evoluir para trincas catastróficas. O mecanismo de erosão do molde também pode ocorrer pelo processo de cavitação, devido à implosão de bolhas de gás dentro do fluxo de alumínio líquido sob alta pressão, promovendo o desgaste da ferramenta.

Outro mecanismo de falha nos moldes é o desgaste abrasivo, decorrente do escoamento do material injetado no molde [6], podendo ser controlado pela correta escolha do material da ferramenta e sua dureza. Outra possibilidade consiste em revestir a superfície do molde com materiais especiais nas regiões mais sujeitas ao desgaste. As cavidades dos moldes de injeção sob pressão são afetadas também pela aderência de composto intermetálicos (Al-Fe-Si) e corrosão química, sendo estes mecanismos de falhas nas cavidades dos moldes de injeção [1,4,5,6,7,8,9]. Neste contexto, de acordo com Lin *et al.* [9], a aderência e a corrosão química são causadas pela reação química de difusão entre a liga de alumínio injetado e o ferro (Fe) do aço da cavidade do molde. Como resultado da difusão são formados compostos intermetálicos na superfície da cavidade que podem se destacar causando a perda de material e a deterioração da superfície da cavidade e, portanto, é estabelecido o processo de desgaste por corrosão da cavidade do molde. Ademais, em regiões da cavidade de menor temperatura ou de menor contato entre o alumínio líquido injetado e o Fe durante o ciclo de injeção, a camada de composto intermetálico é mais fina e adere na superfície da cavidade do molde.

Ao buscar por cavidades estáveis e de alta qualidade, resultando em peças fundidas com elevada qualidade superficial e menor frequência de parada para manutenção da ferramenta, torna-se necessário a busca por soluções que minimizem os principais mecanismos de falhas encontrados nos moldes de injeção sob pressão. Para tanto, a literatura aponta que deve ser realizada a correta seleção do material para fabricação da ferramenta de injeção [1,4,6,7,8,10]. Neste contexto, no processo de fundição sob pressão são utilizados os aços ferramenta para trabalho a quente na fabricação dos moldes ou matrizes de injeção. Os aços para o trabalho a quente são altamente ligados e garantem uma elevada dureza, resistência ao desgaste e pequena variação de suas propriedades mecânicas ao serem submetidos a altas temperaturas [1,4,7,11]. Neste contexto, o grupo H dos aços é o mais utilizado na fabricação de moldes de injeção de alumínio, por ser um grupo de aços especiais de alta liga que combina teores de carbono que variam de 0,35 a 0,45%, combinados com teores de cromo, tungstênio, molibdênio e vanádio entre 6 e 25% [1,4,6,8]. Dentro dessa família os aços AISI H13 e o H11 são os mais utilizados para fabricação das ferramentas de injeção, por serem materiais que apresentam resistência à fadiga térmica, assim como a combinação de resistência ao revenimento, tenacidade e dureza a temperaturas elevadas [1,4,7,8,30].

Ademais, também no grupo dos aços para trabalho a quente para fabricação dos moldes de injeção de alumínio é utilizado o aço Dievar [8,10,11]. Trata-se também de uma liga metálica de cromo-molibdênio-vanádio baseada na composição química do aço AISI H13, porém com redução da quantidade de silício o que aumenta a sua ductilidade e dureza, além do aumento do teor de molibdênio que promove maior resistência ao revenimento do aço [10,11]. Logo, devido as suas características superiores, o Dievar é utilizado em regiões consideradas mais críticas do molde de injeção e no restante utilizado os aços da família H. Neste contexto, outra possibilidade a ser utilizada na fabricação de regiões mais críticas de um molde de injeção é o aço Dac-Magic desenvolvido pela *Hitachi Metals*, considerado como um aço H13 melhorado que garante um elevado desempenho para fundição sob pressão, promovendo boa resistência à fadiga térmica e boa combinação de tenacidade e dureza a temperaturas elevadas [12]. Na Tabela 1 são apresentadas as composições químicas dos aços para trabalho a quente utilizados para fabricação dos moldes de injeção, com exceção do aço Dac-Magic visto que *Hitachi Metals* não divulga os dados de composição química desta liga metálica.

Tabela 1. Composição química dos aços H11, H13 e Dievar [8]

Composição Química								
	C	Mn	P máx	S máx	Si	Cr	V	Mo
H11	0,39	0,40	0,03	0,03	1,05	5,15	0,38	1,25
H13	0,40	0,40	0,03	0,03	1,05	5,15	1,00	1,35
Dievar	0,35	0,50	-	-	0,20	5,00	0,60	2,30

A seleção correta do material a ser empregado na fabricação dos moldes de injeção é apenas um dos fatores e, exclusivamente, não garante a melhoria da vida útil da ferramenta. É necessária atenção ao projeto, processo de fabricação da ferramenta, ao processo de injeção sob pressão e, ainda, tratamentos térmicos e de superfícies a serem aplicados [1,4,6,7,10,30].

Os aços ferramentas para trabalho a quente são submetidos a tratamentos térmicos para a fim de se obter um adequado valor de dureza, resistência ao desgaste e controle das trincas térmicas [7]. Em contrapartida, os tratamentos superficiais agem como uma barreira à difusão de alumínio líquido, impedindo que haja interação com o substrato ferroso [8]. Na literatura encontram-se tratamentos superficiais utilizados pela indústria com o objetivo de aumentar a vida útil da matriz que incluem a modificação da superfície do aço ferramenta do molde, como nitrocarbonetação, nitretação de íons e a deposição de revestimentos duros, especialmente pelo processo PVD (*Physical Vapor Deposition*) e CVD (*Chemical Vapor Deposition*) [1,4,6,7,8,9,13,30].

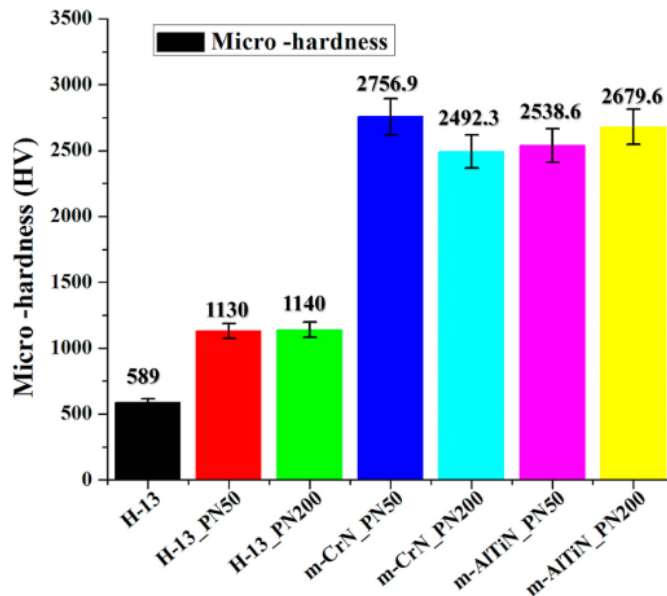
A cementação é um tipo de tratamento superficial que ocorre a introdução de carbono na superfície do aço para que este apresente uma superfície mais dura após a realização da têmpera do material. Em aplicações nos moldes de injeção este tratamento é realizado em superfícies que deslizam uma sobre as outras [13]. Também com o intuito de modificar a superfície do aço, a nitretação é um tratamento termoquímico de endurecimento superficial dos aços através da introdução de nitrogênio por difusão com o intuito de aumentar a resistência ao desgaste, à fadiga térmica e mecânica do material tratado [1,13]. Na nitretação são utilizadas temperaturas entre 500 e 600°C [1] e de acordo com Sacchelli [13] este tratamento por utilizar menores temperaturas que o tratamento de cementação, causa menor distorção e tendência a trincas no aço. A nitretação pode ser realizada através de processos a gás ou plasma. Neste contexto, a nitretação a plasma é utilizada para aumentar a dureza superficial, a resistência ao desgaste e a corrosão, além de diminuir a fadiga, ao utilizar plasma para introduzir nitrogênio na superfície do metal [1,13]. Sendo também uma técnica de nitretação, a nitrocarbonetação introduz carbono e promove a difusão do nitrogênio simultaneamente em meio gasoso, e após o tratamento o material deve ser submetido a têmpera e revenimento [13].

Nos casos de tratamentos superficiais com a deposição de revestimentos duros, o processo PVD utiliza temperaturas de 200 a 600 °C [13] e ocorre numa câmara sob vácuo, onde o material a ser depositado é inicialmente vaporizado e ionizado formando um plasma. Por diferença de potencial, os íons são atraídos para a superfície das peças a serem revestidas para promover resistência ao desgaste, a corrosão e dureza superficial [14]. O tratamento CVD também ocorre numa câmara sob vácuo, entretanto, o material a ser depositado surge da decomposição de um gás a partir de uma reação química com temperaturas de aproximadamente 1000 °C e condensa na superfície das peças que são revestidas [14].

Buscando compreender a influência da deposição de revestimentos duros, Gurada *et al.* [15] realizaram ensaios para determinar o valor de microdureza do aço AISI H13 com tratamento duplex (processo de deposição associado a um tratamento preliminar de nitretação) em comparação com o aço AISI H13 não tratado e apenas o aço AISI H13 revestido pelo processo PVD. Para tanto, amostras de aço AISI H13 foram inicialmente endurecidas a 589 HV por um método de endurecimento a vácuo. Posteriormente, três amostras foram submetidas ao processo de nitretação a plasma com profundidades de 50 e 200 µm cada. Destas, foram ainda realizadas a deposição do revestimento duro em duas amostras cada com o nitreto de cromo e nitreto de titânio e alumínio. Os autores realizaram ensaios de microdureza (apresentado na Figura 1), e os autores afirmam que pelos valores obtidos observa-se que após o tratamento de nitretação a plasma, a microdureza do substrato aumenta aproximadamente 93 % em

comparação a amostra do aço AISI H13 endurecido. Além disso, uma melhora adicional, superior a 100 %, na microdureza é alcançada após o tratamento duplex, para ambos os revestimentos estudados (CrN e AlTiN). Entretanto, não foi observada variação significativa entre os valores de microdureza das amostras com diferentes profundidades da camada de nitretação a plasma. Da mesma forma para ambos os revestimentos CrN e AlTiN, os valores de microdureza foram semelhantes. Portanto, corrobora que o emprego de tratamentos superficiais no aço ferramenta para trabalho a quente resultam na melhora dos valores de microdureza obtidos.

Figura 1. Valores de microdureza para amostras de H13 com e sem tratamento duplex



Fonte: Adaptado de Gurada *et al.* [15]

Além disso, Gurada *et al.* [15] realizaram testes de fadiga térmica nas amostras não tratada, apenas revestidas e com tratamento duplex. Nos ensaios de fadiga térmica, as amostras foram aquecidas em um forno até uma temperatura superficial de 600 °C e, em seguida, mergulhadas na água em temperatura ambiente por 20 segundos. Este procedimento foi repetido por 100, 300 e 500 ciclos para simular o processo de injeção sob pressão. Como resultado, os autores observaram a presença de camadas de óxido para as amostras de aço H13 nitretadas a plasma, além do aumento da taxa de desgaste das amostras (com profundidades de 50 e 200 µm cada) com o aumento do ciclo de fadiga térmica. Já nas amostras com tratamento duplex, para ambos os revestimentos, nenhuma camada de óxido foi observada, logo os revestimentos CrN e AlTiN restringem a oxidação na superfície do substrato e melhoram suas propriedades de resistência ao desgaste e, portanto, podem suportar condições de fadiga térmica por mais tempo.

Os autores afirmam que as amostras revestidas com AlTiN apresentam melhor resistência ao desgaste após fadiga térmica em comparação com outras amostras revestidas com CrN.

Com o desenvolvimento acelerado do setor de fabricação de injeção de alumínio, muitos são os estudos que visam o aprimoramento dos tratamentos superficiais. Entretanto, ainda há espaço para melhoria nestes tratamentos superficiais, especialmente com relação à melhoria das propriedades de resistência à fadiga térmica [9], além da criação de processos com melhor viabilidade econômica.

2.2 PANORAMA DA SOLDAGEM DE REVESTIMENTO

No âmbito dos tratamentos superficiais que são utilizados visando a modificação da superfície do aço ferramenta de um molde de injeção, uma solução consiste no revestimento superficial. Ao longo dos últimos anos, a soldagem evoluiu muito e não é mais usada apenas nos casos em que se busca a fusão e união de dois ou mais materiais metálicos. Portanto, a soldagem atualmente pode ser utilizada em alguns contextos, como em aplicações de: união, manufatura aditiva por deposição a arco (MADA) e revestimento superficial.

A soldagem de revestimento visa a deposição de uma camada de metal de adição de material dotado de características específicas sobre a superfície de outro metal com o objetivo de obter propriedades ou dimensões desejadas. Sendo utilizada na recuperação e manutenção de peças devido ao desgaste por solicitações mecânicas e/ou químicas, assim como na construção de componentes que devem possuir características especiais [18,23]. Assim, é fundamental o controle sobre o procedimento de deposição na busca pela qualidade final do revestimento, tornando essencial o controle dos parâmetros de soldagem para que seja possível a mitigar as discontinuidades, além de influenciar nas características mecânicas, químicas e dimensionais do revestimento. Para aplicações de revestimento, busca-se cordões de solda com maior largura e menor penetração, além de baixo percentual de diluição. É desejável este perfil de geometria do cordão de solda de modo a recobrir a maior área da peça com o menor número de passes, além de proporcionar economia de material e tempo no processo de revestimento.

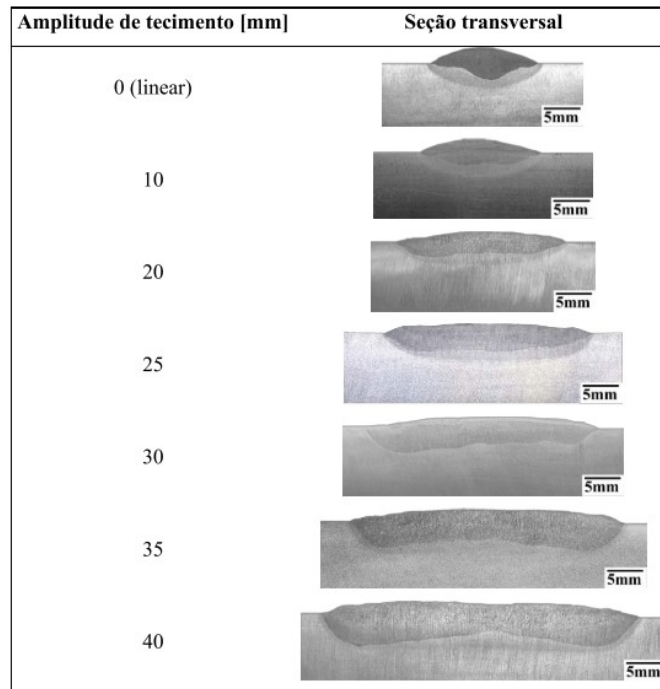
No contexto da soldagem, tanto de união como a de revestimento superficial, tem-se a técnica de amanteigamento, sendo este um procedimento de revestimento com a função de formar uma camada intermediária entre o substrato e o material de adição que compõe as camadas de revestimento, visto que em muitas aplicações trata-se da soldagem de materiais dissimilares metalurgicamente. Portanto, esta camada de amanteigamento tem a função de colaborar a acomodar as tensões residuais do próprio procedimento de soldagem, assim como

eventuais diferenças de expansão térmica dos materiais do substrato e material depositado. O material usado para o amanteigamento deve ser uma liga dúctil, sendo que as mais utilizadas para este propósito são as ligas de Ni, aço baixo carbono e os aços inoxidáveis [16,17].

Vila Nova [16] afirma que um aspecto fundamental a ser considerado no procedimento de amanteigamento é a diluição. É importante que ocorra a parametrização correta do processo de soldagem com o intuito de minimizar os índices de diluição e, assim, maximizar a relação da área de reforço pela área fundida, para que ocorra a formação da camada intermediária e esta cumpra adequadamente a sua função na camada de revestimento da superfície do substrato. Logo, no âmbito da soldagem visando o revestimento superficial ou também a técnica de amanteigamento, são utilizados alguns processos de soldagem. Um dos processos utilizados é o TIG, como no estudo de Silva *et al.* [18], onde os autores buscaram otimizar as condições operacionais visando a deposição de revestimentos sem defeitos com ligas a base de níquel (Inconel 625, Hasteloy C-276 e Inconel 686), com alimentação de arame frio operando com corrente contínua constante. Em outro estudo, Holzmann *et al.* [19] realizaram a caracterização do revestimento Cavitec (aço inoxidável austenítico a base de cobalto), depositado com o processo MIG, visando a sua utilização na recuperação superficial do aço inoxidável martensítico ASTM 4-743 CA6NM contra a cavitação.

Outra possibilidade consiste no emprego do processo de soldagem SAW com a aplicação da técnica de tecimento transversal da tocha de soldagem, como no estudo realizado por Rode [20]. Neste estudo, foram realizados ensaios com substratos de aço carbono ASTM A36 empregando o eletrodo EM12K de 2,4 mm de bitola e velocidade de soldagem de 30 cm/min. Foram avaliados os efeitos da oscilação da tocha em relação à diluição e ao perfil de penetração dos cordões de solda. Sendo assim, neste trabalho Rode [20] alcançou amplitudes de tecimento de até 40 mm, permitindo ganho na área fundida de aproximadamente 340 % quando comparado um cordão de solda resultante da técnica de tecimento, para a amplitude de 40mm, com um cordão de solda linear (Figura 2).

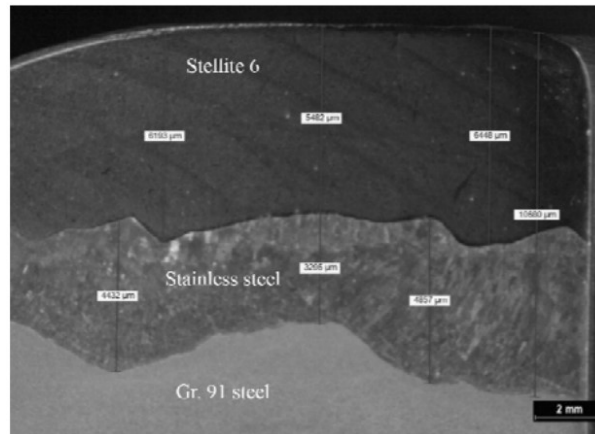
Figura 2. Seções transversais dos cordões de solda resultantes da variação de amplitude de tecimento



Fonte: Rode [20]

No contexto da soldagem de revestimento, o processo de soldagem PTA-P apresenta-se como uma excelente alternativa para a aplicação da técnica de revestimento, assim como a de amanteigamento, tendo em vista suas características operacionais, sobretudo, aquelas associadas ao índice de diluição. Neste contexto, no estudo realizado por Ferozhkhan *et al.* [21], buscando o aumento da resistência ao desgaste do aço 9Cr-1Mo (ASME Grade 91), foram realizados depósitos de aço inoxidável austenítico 309-16L, assim como da liga à base de cobalto, Stellite 6 (Figura 3). A liga a base de cobalto foi empregada como revestimento duro no estudo por suas características de elevada dureza e resistência ao desgaste, a qual foi depositada pelo processo de soldagem PTA-P, sem os autores especificarem os parâmetros de soldagem utilizados para essa condição. Os autores afirmam que o Stellite 6 não pode ser depositado diretamente em aços sensíveis como 9Cr-1Mo, devido a mistura da liga de revestimento duro e o metal base promovendo o maior teor de ferro na zona fundida do cordão de solda, o que afetaria as propriedades do metal base e aumentaria a possibilidade da formação de trincas na zona termicamente afetada. Portanto, a fim de minimizar a diluição entre o material do revestimento duro com a do substrato de 9Cr-1Mo (ASME Grade 91), foi empregada uma camada de amanteigamento de aço inoxidável pelo processo de soldagem com arame tubular.

Figura 3. Macroestrutura do revestimento com liga metálica de Stellite 6 e aço inoxidável



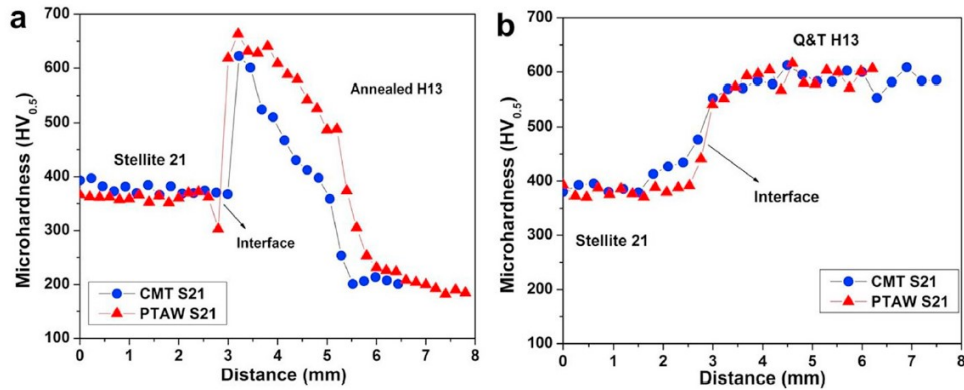
Fonte: Ferozhkhan *et al.* [21]

No âmbito da soldagem de revestimento com o emprego de ligas de cobalto, Rajeev, Kamaraj e Bakshi [30], analisariam o emprego do Stellite 21 no revestimento superficial do aço ferramenta AISI H13. Para tanto, os autores empregaram substratos com 30 mm de espessura ao avaliar os processos de soldagem CMT (*Cold Metal Transfer*) e PTA-P. O Stellite 21 na forma de arame com 1,2 mm de diâmetro e como pó (50–100 µm) foram usados como materiais de revestimento duro. Os autores realizaram o recozimento do substrato antes da realização dos ensaios de soldagem, além disso foi empregada temperatura de pré-aquecimento e interpasse de 400 °C, de modo a evitar trincas na região da ZTA. Ademais, Rajeev, Kamaraj e Bakshi [30] citam que para ambos os processos foi realizada a sobreposição de 30-40 % entre os cordões adjacentes. Os autores empregaram correntes de soldagem de 117 e 155 A, para os processos CMT e PTA-P, respectivamente, associado com a técnica de tecimento da tocha. Nos ensaios foi utilizada amplitude de tecimento de 10 mm sem, entretanto, especificar a frequência. Como resultado, Rajeev, Kamaraj e Bakshi [30], obtiveram índices de diluição médio com o processo PTA-P (~13,5 %) maiores que para o CMT (~10,0 %).

Visto que os índices de diluição obtidos foram similares, isto refletiu nos resultados de microdureza obtidos pelos autores. A microdureza da superfície do revestimento do Stellite 21 depositados com ambos os processos foram de, aproximadamente, 376 HV_{0,5}. A Figura 4 mostra os resultados obtidos de microdureza para os dois processos avaliados, também para a condição após o tratamento térmico de têmpera e revenimento dos depósitos realizados. Rajeev, Kamaraj e Bakshi [30] constataram que ocorreu o pico na microdureza próximo a ZTA no substrato de aço AISI H13, devido à formação de martensita. Ademais, o deslocamento entre as curvas está relacionado com o tamanho da ZTA e, conseqüentemente, reforça que o processo PTA-P apresentou maior energia durante a realização dos ensaios de soldagem. Após o tratamento

térmico, os autores observaram poucas alterações na microdureza do Stellite 21, diferentemente dos valores obtidos no substrato.

Figura 4. Comparação do perfil de microdureza do revestimento com Stellite 21 com os processos CMT e PTA-P na (a) condição como soldada e (b) após o tratamento térmico



Fonte: Rajeev, Kamaraj e Bakshi [30]

2.3 PROCESSO PTA-P

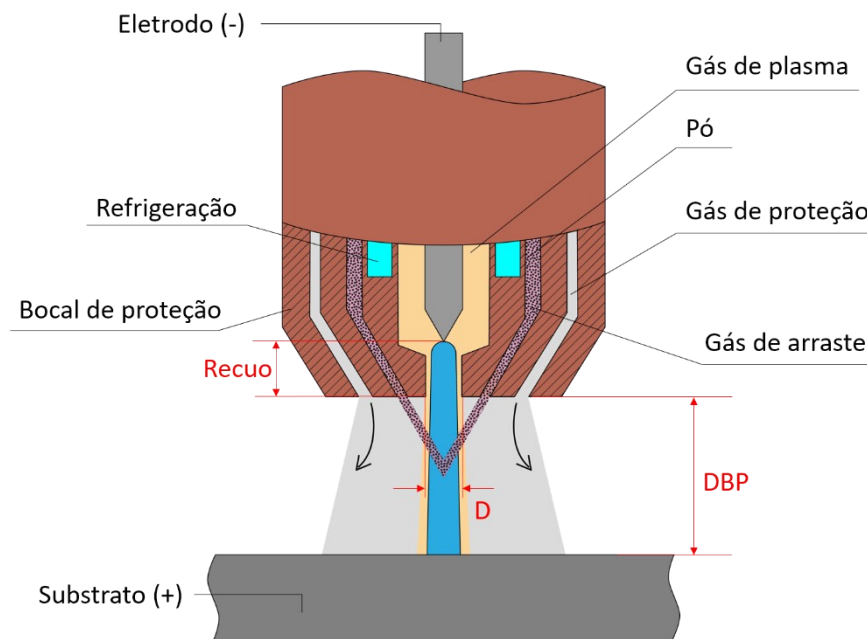
Nos mais diversos setores da indústria, peças e ferramentas operam sob condições adversas, que levam a sua degradação por mecanismos de desgaste e fenômenos químicos. Em alguns casos, como na setor de injeção de alumínio sob pressão, os moldes de injeção são expostos a esforços que provocam desgaste e fadiga térmica, afetando a qualidade do componente fabricado. Portanto, torna-se necessária a busca por soluções que visem melhorar o desempenho e vida útil dessas peças, com o objetivo de reduzir custos e o tempo de parada da ferramenta para sua manutenção.

Considerando esse cenário, uma solução é o revestimento da superfície que é sujeita ao desgaste, através da soldagem de revestimento com um material que seja mais resistente. Desta forma, as ferramentas podem ser fabricadas com ligas metálicas que oferecem propriedades estruturais e de menor custo e, então, ser realizada a deposição de uma liga metálica mais nobre com alto desempenho e de maior custo, presente apenas em locais em que suas propriedades de maior resistência são de fato necessárias. Dentre os diversos processos de soldagem empregados para o revestimento superficial, o Plasma de Arco Transferido com Alimentação na forma de Pó (PTA-P) tem apresentado destaque na indústria. Isto se deve, sobretudo, a sua capacidade de realizar depósitos com um bom acabamento superficial, relativa alta taxa de deposição e baixo índice de diluição. No PTA-P, a diluição obtida é, geralmente, menor que 10 %, bem inferior aos valores de 20 a 25 % típicos dos processos de soldagem MIG

(*Metal Inert Gas*), TIG (*Tungsten Inert Gas*) e PTAA (Processo de Soldagem Plasma de Arco Transferido Alimentado com Arame) [23–31]. Ademais, a literatura aponta como benefício a baixa distorção do substrato, uma vez que é um processo com menor penetração dos cordões de solda, e depósitos com uma microestrutura refinada como vantagens deste processo [23–31]. Portanto, a microestrutura do revestimento depende diretamente da diluição e da taxa de resfriamento da poça de fusão, causando alterações no seu comportamento mecânico [32–34].

O processo de soldagem PTA-P é considerado como uma derivação do processo de soldagem PAW (*Plasma Arc Welding*), visto que a coluna de arco plasma sofre uma constrição devido à presença de um bocal de constrição, gerando uma maior estabilidade do arco, maior velocidade do jato plasma, assim como uma maior concentração de energia do arco voltaico em direção ao substrato. Além disso, esta constrição do arco voltaico provoca uma maior rigidez ao jato plasma, tornando-o menos susceptível a ação de campos magnéticos [23]. Na Figura 5 é ilustrada esquematicamente a representação de uma tocha PTA-P com injeção externa de pó.

Figura 5. Representação esquemática da tocha PTA-P (D = diâmetro do bocal constritor)



Fonte: Elaborado pela autora

Outra diferença entre os dois processos de soldagem diz respeito ao fato de que no PTA-P existe a necessidade de três sistemas distintos de gases: de plasma, de arraste ou de transporte e o de proteção [23,32,35]. O primeiro, chamado de gás de plasma, circunda o eletrodo e sai pelo orifício do bocal constritor, sendo responsável pela abertura e manutenção do arco-piloto e o arco principal. Portanto, deve ser necessariamente inerte e é usualmente

escolhido o argônio (Ar). A vazão do gás de plasma, tipicamente igual a 2 l/min [23,32,34–40], está relacionada com a rigidez do arco voltaico, e de acordo com Silva [23] e Ribeiro [41], em excesso promove maior velocidade do jato plasma, o que aumenta a penetração do cordão de solda, reduz a eficiência do gás de proteção devido à turbulências o que tende a resultar em poros e maior diluição no cordão de solda. Outro fluxo de gás utilizado é o de arraste ou de transporte, usado para carregar o pó do alimentador de pó até o bocal constritor, o que permite a entrada das partículas de material de adição no arco voltaico. Um valor típico de vazão do gás de arraste é de 2 l/min [26,31,32,34,35] para materiais de adição na forma de pó com diferentes composições químicas, como ligas a base de cobalto e níquel. A vazão do gás de arraste, conforme Silva [23] e Díaz [31], em excesso promove turbulência no arco principal e sucção de ar atmosférico o que tende a resultar em porosidade no cordão de solda, além do desperdício de material visto que o pó é transportado fora da coluna do arco principal. Como gás de arraste Díaz [31], Tigrinho [32], Yaedu e D'Oliveira [41], Ribeiro [41], assim como Balasubramanian *et al.* [30] utilizam o argônio. E, por fim, tem-se o gás de proteção que passa por entre o bocal de constrição e o bocal de proteção concêntrico ao bocal constritor, atuando na proteção do arco voltaico e do cordão de solda contra a contaminação pelo ar atmosférico e oxidação. Neste circuito Silva [23], Díaz [31] e Tigrinho [32] também utilizam o argônio. A vazão utilizada do gás de proteção foi de 12 l/min por Silva [23], já no estudo de Díaz [31] o valor foi igual a 10 l/min, enquanto que Reinaldo [35] e Brunetti [43] utilizaram vazão de 15 l/min. Vale ressaltar que, em cada estudo citado anteriormente foram empregadas configurações operacionais distintas nos ensaios de soldagem realizados, o que resulta nos diferentes valores de vazão do gás de proteção.

Numa tocha de soldagem PTA-P, o eletrodo de tungstênio encontra-se confinado dentro do bocal de constrição e, portanto, não é possível ocorrer a abertura do arco pelo simples contato eletrodo-peça. Assim, para abertura do arco transferido, primeiramente é estabelecido um arco-piloto entre o eletrodo e o bocal constritor, tornando-se indispensável a utilização do módulo plasma. Trata-se de um equipamento com ignitor de alta frequência que gera pulsos de alta tensão produzindo a ionização do gás de plasma e possibilita a abertura do arco voltaico entre o eletrodo e o bocal de constrição. O arco-piloto é forçado através do orifício do bocal constritor pela pressão do gás de plasma e quando o arco principal ou transferido é estabelecido o arco-piloto é extinto. Ademais, existe a necessidade de uma unidade de refrigeração no sistema, principalmente em relação ao bocal constritor, para que não ocorra a degradação da tocha [23,25,31,32,35]. Díaz [31] em seu trabalho utiliza a corrente do arco-piloto igual a 14 A. Entretanto, o autor relata dificuldade para a abertura do arco principal quando este for

iniciado simultaneamente com a alimentação do gás de arraste, visto que o fluxo de gás produz um isolamento entre o substrato e o jato plasma. E, portanto, deve-se levar em consideração que cada configuração de equipamentos empregada no processo PTA-P apresenta suas particularidades e desafios, quanto a execução do processo de soldagem. Assim, Díaz [31] sugere para solucionar o problema, que ocorra o aumento da corrente do arco-piloto de 14 para 100 A, tornando o arco-piloto mais rígido e menos susceptível ao gás de arraste. Entretanto, deve-se considerar que a corrente do arco-piloto na ordem de 100 A poderia causar danos ao bocal de constrição. Além disso, outra solução proposta pelo autor seria iniciar a vazão do gás de arraste somente após o arco principal estar estabilizado.

2.3.1 Parâmetros do processo

A distância do eletrodo de tungstênio em relação à face externa do bocal constritor é chamada de recuo do eletrodo, como representado esquematicamente na Figura 7. A faixa para o ajuste de recuo do eletrodo varia de acordo com o modelo da tocha de soldagem. Este parâmetro atua sobre o grau de constrição do arco e influencia na área de incidência do arco sobre o substrato, impactando na rigidez do arco e na geometria do cordão de solda. Portanto, quando se reduz o recuo do eletrodo, são obtidos cordões mais largos e com menor penetração, devido à redução do efeito de constrição do arco [26,31]. Neste contexto, Díaz [31] utilizou a liga Stellite 6 como material de adição no revestimento do substrato de aço carbono 1020 com corrente de soldagem de 170 A e taxa de alimentação de pó de 1,17 kg/h com o intuito de avaliar diferentes valores do recuo do eletrodo (0,8 e 2,4 mm). Como resultado, o autor obteve que nos depósitos realizados ao empregar o recuo de 0,8 mm, ao final da soldagem parcela do material de adição não foi fundida, permanecendo dispersa sobre o substrato e, portanto, obteve menor eficiência de deposição.

Um parâmetro do processo de soldagem que também influencia no grau de constrição do arco voltaico é o diâmetro do bocal constritor ou de constrição, que representa o orifício central pelo qual o arco voltaico e o gás de plasma são forçados a passar, impactando na morfologia do depósito por estar diretamente ligado com a largura e penetração do cordão produzido [23,26,31,41]. Logo, quanto menor o diâmetro do bocal de constrição, maior será a constrição alcançada do arco voltaico. Neste contexto, o aumento do diâmetro do bocal de constrição associado com um menor recuo do eletrodo, reduz o nível de constrição do arco voltaico e aumenta a relação largura/penetração, impactando na redução da diluição e aumento da área depositada [43]. O valor do diâmetro do bocal de constrição também varia de acordo

com o modelo da tocha de soldagem, assim como o valor do ajuste do recuo do eletrodo. Entretanto, Silva [23] afirma que 4,8 mm foi considerado o valor máximo para o diâmetro do bocal constritor utilizado no processo PTA-P, sem que ocorra a perturbação da abertura do arco-piloto.

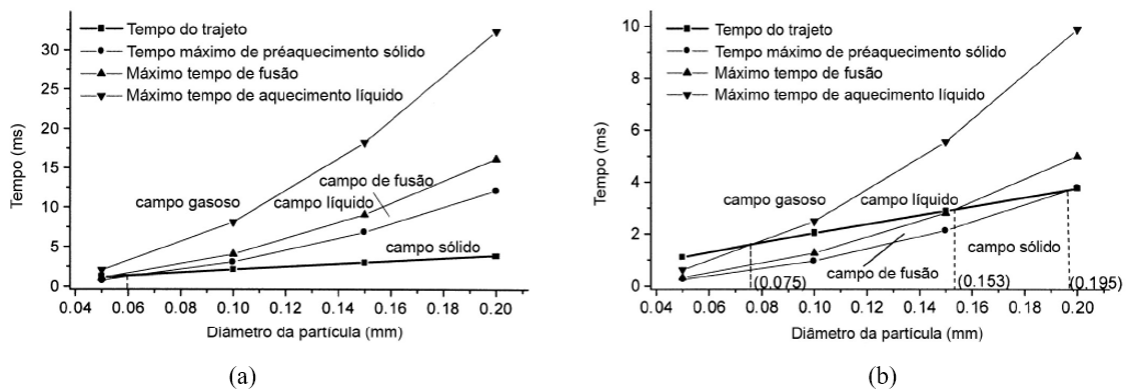
Outro importante parâmetro de processo consiste na distância da face externa do bocal constritor até a superfície do substrato, chamada de distância bocal-peça (DBP). De acordo com Silva [23], Díaz [31] e Ribeiro [41] a faixa de operação ideal para o valor de DBP encontra-se entre 10,0 mm a 15,0 mm, uma vez que acima dessa faixa ocorre a perda da eficiência do gás de proteção, ademais nota-se que o aumento do valor de DBP promove a redução da diluição. Neste contexto, Bond *et al.* [28] empregaram a liga Stellite 6 como material de adição no revestimento do substrato de aço carbono ABNT 1020, com o intuito de avaliar diferentes valores de DBP (10 e 20 mm), intensidade e modos (constante e pulsada) de corrente de soldagem e o tamanho médio das partículas do pó no valor de dureza dos revestimentos obtidos. Assim, Bond *et al.* [28], sem especificar a taxa de alimentação de pó utilizadas, com emprego de correntes médias de soldagem de 100 e 130 A, observaram que o aumento de DBP de 10 para 20 mm resultou na falta de fusão nas laterais dos cordões. Sendo este, portanto, um valor inadequado a ser empregado no processo PTA-P.

Visto que o consumível no processo PTA-P é na forma de pó, torna-se necessário um equipamento que realize o armazenamento e dosagem da liga metálica, na forma de pó, a ser alimentada no arco voltaico, sendo este o alimentador de pó (ADP). Conforme Silva [23] seu adequado funcionamento determina o grau de repetitividade e uniformidade da alimentação de pó e, portanto, o aspecto superficial do revestimento. Além do controle da vazão do pó, no ADP existe a presença do gás de arraste que pressuriza o pó e o arrasta até o arco principal para realizar a alimentação do material durante o processo.

Ao adentrar no arco voltaico, o pó é pré-aquecido, fundido e/ou vaporizado, logo, o comportamento térmico do pó irá afetar as propriedades e o aspecto superficial dos revestimentos [23,33]. Fatores como, procedimentos de soldagem, granulometria do pó e projeto da tocha, são determinantes para a quantidade de pó que é desviada, alcançando ou não a poça de fusão. Xibao e Hua [33], através de estudo teórico sobre comportamento térmico de pós à base de ferro, com diferentes granulometrias, para correntes de soldagem de 100 e 200 A (Figura 6) determinaram o tempo para que o pó metálico alcance diferentes temperaturas e, assim, o estado da partícula ao adentrar a poça de fusão. Segundo os autores, em corrente de soldagem de 200 A é preciso uma granulometria de no mínimo 75 μm , para evitar perda de material de adição por evaporação na coluna do arco, enquanto que para granulometria de até

153 μm , ocorre a fusão total das partículas de pó. Já para a corrente de soldagem de 100 A, apenas granulometrias menores de 60 μm começariam a se fundir ainda no arco. Neste contexto, Silva [23] afirma que a maior parcela de energia utilizada para a fusão completa das partículas vem da poça de fusão, visto que as partículas entrariam em contato com a poça em um estado semifundido. Isto colabora para o resfriamento da poça de fusão, já que uma parcela da energia térmica é utilizada para completar o processo de fusão destas partículas, contribuindo para menor diluição obtida com o processo PTA-P. Entretanto, deve-se considerar que os casos devem ser avaliados individualmente, visto que, estes dependem da configuração do sistema e, também, do ângulo de alimentação do pó empregado nos ensaios de soldagem.

Figura 6. Comportamento térmico do pó para correntes de soldagem de (a) 100 A e (b) 200 A



Fonte: Adaptado de Xibao e Hua [33]

Conforme Silva [23], Díaz [31], Brunetti [43] e Ribeiro [41], um benefício de o material de adição ser na forma de pó consiste na viabilidade do desenvolvimento de novas ligas pela flexibilidade de manipulação da composição química através da mistura de pós, tornando-a adaptável a cada demanda de aplicação. Não somente a composição química, mas a morfologia, faixa granulométrica e escoabilidade do pó apresentam influência sobre o processo. No que diz respeito a morfologia do pó existem dois processos de fabricação, por atomização e trituração. Os pós que são fabricados por trituração possuem formato irregular, e de acordo com Díaz [31] resultam em uma alimentação de pó deficiente ou também irregular. Enquanto que, pós atomizados tendem a um formato esférico e, portanto, possuem uma melhor escoabilidade, resultando numa taxa de alimentação de pó mais uniforme durante a soldagem. Devido a isso, Silva [23], Díaz [31] e Ribeiro [41] citam a preferência pela utilização de pós atomizados, visto que, estes autores utilizaram a mesma configuração de equipamento nos seus respectivos estudos. Em relação à granulometria, Silva [23] recomenda evitar partículas acima de 150 μm , visto que não fundiriam por completo, ou abaixo de 50 μm , no qual serão

superaquecidas e, facilmente, oxidadas [23,25]. Ainda, vale ressaltar a importância da devida atenção as condições de manipulação e armazenagem das ligas em pó usadas no processo PTA-P. Segundo Silva [23], o aquecimento dos pós em forno em temperaturas entre 120 °C e 150 °C garante a sua desumidificação visando evitar a formação de poros e oxidação nos depósitos.

É importante ressaltar, que o processo de soldagem PTA-P apresenta outros parâmetros de processo, como o diâmetro e composição do eletrodo empregado, assim como o ângulo de afiação do mesmo. Além disso, a composição dos gases utilizados (proteção, arraste e plasma), igualmente como a composição química do pó metálico empregado no processo e o ângulo de incidência deste no arco voltaico. Entretanto, estes parâmetros de processo não compõem o escopo de avaliação deste estudo, portanto, não foram discutidos mais profundamente para não tornar esta discussão tão extensa.

2.3.2 Aspectos morfológicos e de diluição dos depósitos

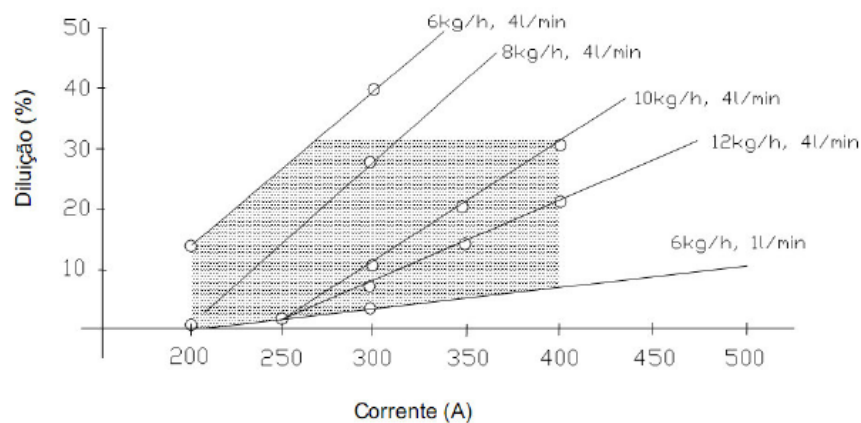
Durante a soldagem de revestimento torna-se fundamental o controle sobre o processo de soldagem na busca por revestimentos adequados, com bom acabamento superficial e sem a presença de defeitos. Portanto, é essencial o controle das variáveis e parâmetros de soldagem para que seja possível obter a geometria desejada e minimizar ou mitigar discontinuidades no cordão de solda, visando um bom rendimento e mínimo desperdício de material durante a execução do processo. Diferentemente de uma aplicação convencional de soldagem, para a fusão e união de materiais dissimilares, em que é esperada alta penetração, na soldagem de revestimento deseja-se um perfil geométrico do cordão de solda diferente. Neste, busca-se maior largura, menor penetração, além de um baixo percentual de diluição. Busca-se este perfil para a geometria do cordão de solda para que seja possível recobrir a maior área superficial da peça com um menor número de passes promovendo, assim, a economia de material e tempo no processo de revestimento.

Considera-se a diluição como a quantificação da mistura que resulta da união metalúrgica entre o material de base e o material de adição resultante no metal de solda [23,35,42,44]. Numa soldagem de revestimento, a diluição do cordão de solda é um aspecto de grande importância na determinação da qualidade do depósito. A diluição afeta fortemente as propriedades mecânicas e metalúrgicas dos depósitos, portanto, deve ser efetivamente controlada pela correta seleção dos parâmetros do processo a fim de se obter um revestimento com propriedades desejadas. Um índice de diluição baixo preserva as propriedades desejadas da liga que está sendo depositada sobre o substrato, o que reduz a exigência quanto ao número

mínimo de camadas sobrepostas necessárias para que a superfície apresente as propriedades de resistência requerida. Logo, reduz custos com consumíveis mais nobres usados para o revestimento [23,24,29,32–34,45]. De acordo com Silva [23], o processo PTA-P permite a obtenção de baixos índices de diluição, visto que nesse processo a energia do arco voltaico não está direcionada completamente para a fusão do metal de base. A maior parte do aporte térmico à peça é absorvido pelo pó, para a fusão do material de adição, o que resulta num menor aporte de energia na poça de fusão.

Algumas variáveis e parâmetros do processo PTA-P afetam diretamente o índice de diluição do depósito e, portanto, na qualidade do revestimento. Entre eles estão a vazão de pó [23,24,29,32,43], corrente de soldagem [23,24,28,29,32,35,42,43], velocidade de soldagem [23,24,28,29,32,43], vazão de gás de plasma [23,32,43], composição química dos gases e materiais utilizados como substrato e de adição [23,42], diâmetro do bocal constritor [23,32,43], emprego do tecimento [23,24,29], granulometria do pó [23,33] e a distância bocal-peça [24,28,29,32,33,43]. Sabe-se que a intensidade da corrente de soldagem afeta diretamente o aporte de calor ao substrato, portanto, elevadas correntes de soldagem causam excesso de diluição no revestimento, de acordo com Silva [23] e Tigrinho [32]. Entretanto, nos casos em que o valor da corrente de soldagem é mantido e é alterada a taxa de alimentação do pó, quanto maior o valor da taxa de alimentação do pó, conseqüentemente, menor será a diluição, conforme pode ser observado na Figura 7. Isso, porque, conforme Silva [23], a poça de fusão tem efeito de isolante térmico entre o arco voltaico e o metal de base. Visto que, com o aumento da quantidade de pó alimentado no processo, mais calor é retirado do arco principal para fundir o material adicionado. Da mesma forma, em situações em que se utiliza pó de maior granulometria, então, mais calor do arco principal é retirado para fundir o material, o que reduz a diluição do depósito. Ademais, percebe-se que quanto maior a vazão do gás de plasma, mais calor é transferido para o substrato, concentrando maior energia para a sua fusão e, conseqüentemente, aumentando o índice de diluição, de acordo com Silva [23] e Díaz [31]. Isso ocorre, pois o aumento da vazão do gás de plasma resulta em uma maior rigidez e pressão de estagnação do arco principal. Logo, o jato de plasma colide com a poça de fusão com maior velocidade.

Figura 7. Diluição versus corrente do arco principal em diferentes vazões de pó e de gás de plasma

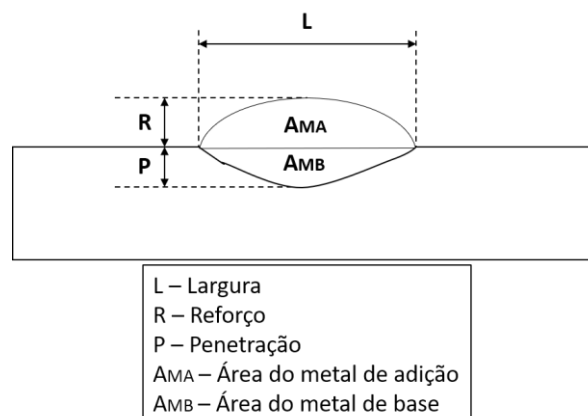


Fonte: Silva [23]

Encontra-se na literatura, basicamente, dois métodos para o cálculo da diluição. O método do teor de ferro presente no revestimento [23,32,43], para depósitos em substratos de aço, através da análise de composição química. Este consiste na relação entre os teores de Fe encontrados no revestimento, originalmente no metal de adição e no metal de base. Segundo Silva [23] e Brunetti [43] este método é mais utilizado em casos quando a geometria da zona fundida é irregular e se propõe o controle da microestrutura do depósito. Outro método encontrado na literatura [23,32,35,43,45] e o mais utilizado [23,43] é o método da relação das áreas. Neste o índice de diluição é obtido pela divisão da área da seção transversal do metal de base fundido pela área transversal total do cordão de solda (Equação 1), como pode ser observado na Figura 8.

$$D (\%) = \frac{A_{MB}}{A_{MB} + A_{MA}} \times 100 \quad (1)$$

Figura 8. Geometria do cordão de solda

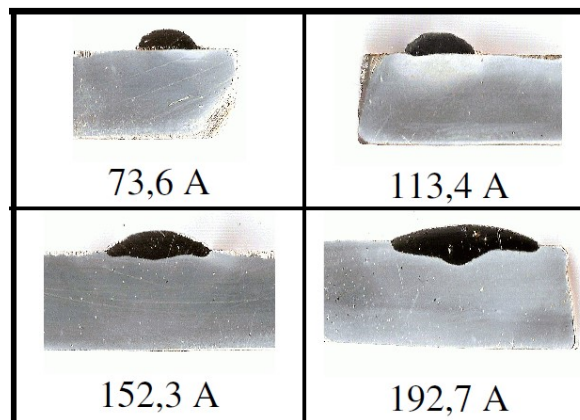


Fonte: Elaborado pela autora

São inúmeras as possibilidades de materiais de adição para o emprego na soldagem PTA-P, como o caso do pó metálico de aço inoxidável AISI 316L. Neste contexto, Silva [23] ao utilizar chapas de aço carbono ABNT 1020 como substrato e pó metálico de aço inoxidável AISI 316L atomizado, em granulometrias de 50-90 μm , analisou o impacto do aumento da corrente média de soldagem na geometria do cordão de solda para taxas de alimentação de material de 9,5 e 11,5 g/min. O autor constatou que os cordões de solda realizados em seu estudo estavam livres de descontinuidades, como trincas e poros. Ao considerar as macrografias (Figura 9) obtidas para taxa de alimentação de material de 11,5 g/min, Silva [23] relata a existência de assimetria da seção transversal como a maior desvantagem observada. O autor justifica esta assimetria pelos desbalanceamentos momentâneos no fluxo do fluido gás / pó nos orifícios injetores da tocha de soldagem, sobretudo, para corrente de soldagem de 190 A. No que diz respeito ao perfil de penetração, Silva [23] observa a tendência à penetração em *finger shape* das macrografias apresentadas, principalmente para 190 A de corrente. Apesar de Silva [23] apresentar os valores de penetração, largura e reforço dos cordões de solda produzidos, o autor apresenta apenas as macrografias dos depósitos com taxa de alimentação de material de 11,5 g/min.

Silva [23], em posse dos valores de geometria dos cordões, avaliou os mesmos para determinar os índices de diluição dos depósitos realizados com o processo PTA-P. Assim, o autor obteve índices de diluição iguais a 1,58 %, 3,04 %, 25,35 % e 31,36 % para correntes de soldagem de 50, 70, 110 e 150 A, respectivamente, com a taxa de alimentação de pó de 9,5 g/min. Já para a taxa de alimentação de 11,5 g/min, o autor obteve resultados de diluição de 3,63 %, 8,28 %, 29,62 % e 47,03 % para as correntes de soldagem de 70, 110, 150 e 190 A, respectivamente. Segundo Silva [23], ao analisar os resultados obtidos com o mesmo valor de corrente de soldagem, verifica-se a redução da diluição com aumento da taxa de alimentação de pó. No entanto, percebe-se que para a corrente de soldagem de 70 A ocorreu o aumento da diluição com aumento da taxa de alimentação de pó. Uma hipótese que se coloca para este aumento pode estar associada ao entupimento dos canais de injeção de material da tocha de soldagem o que faria com que menos pó seja injetado no arco principal e maior parcela de energia seja direcionada para o substrato, assim, aumentando a sua diluição.

Figura 9. Comparação geométrica da seção transversal com as respectivas correntes médias para taxa de alimentação de 11,5 g/min



Fonte: Silva [23]

Considerando que uma das vantagens do processo de soldagem PTA-P é obter cordões de solda com reduzida diluição, alguns trabalhos buscam otimizar as variáveis de soldagem. Assim, visando a otimização das variáveis, uma estratégia é o emprego da metodologia de superfície de resposta para compreender as relações das diferentes variáveis empregadas, como nos estudos de Lakshminarayanan *et al.* [25] e Balasubramanian *et al.* [30]. Em ambos os estudos, foram realizados experimentos em chapas de aço AISI 1040 com 10 mm de espessura, a fim de determinar os limites operacionais das variáveis e parâmetros de processo em relação ao seu efeito na diluição dos cordões de solda. Entretanto, os materiais de adição são diferentes, uma vez que Balasubramanian *et al.* [30] empregam o aço inoxidável AISI 316L, enquanto que Lakshminarayanan *et al.* [25] a liga Stellite 6. Em seus estudos, os autores variaram a corrente de soldagem, velocidade de soldagem, taxa de alimentação do pó, frequência de oscilação da tocha e distância bocal-peça.

Em sua matriz de experimentos, Balasubramanian *et al.* [30] empregam correntes de soldagem de 150 a 190 A, taxas de alimentação de pó de 20 a 40 g/min, frequências de tecimento inferiores a 2 Hz, distância bocal-peça de 8 a 12 mm e velocidade de soldagem de 15 a 21 cm/min. Os autores não comentam a amplitude de tecimento empregada e tampouco apresentam os valores das características geométricas obtidas para os cordões de solda avaliados. Balasubramanian *et al.* [30] afirmam que para corrente de soldagem inferior a 150 A ocorre falta de fusão nos depósitos, enquanto que, acima de 190 A os cordões de solda apresentam mordeduras e respingos. Além disso, para velocidade de soldagem acima de 21 cm/min, os autores obtiveram penetração incompleta e baixo valor de reforço nos cordões de solda.

No que diz respeito à avaliação da influência da taxa de alimentação de pó, os autores constataram penetração excessiva no substrato ao empregar taxa de alimentação de pó até 20 g/min. Diferentemente com a taxa de 40 g/min, em que a geometria do cordão de solda não é uniforme pelo excesso de material de adição fundido incompletamente. Do ponto de vista operacional do processo, conforme Balasubramanian *et al.* [30], para DBP de até 8 mm, o comprimento do arco foi considerado curto e a alimentação de pó inadequada, porém, para distância bocal-peça de 12 mm os autores verificaram a instabilidade do arco voltaico. Como resultado, a mínima diluição obtida por Balasubramanian *et al.* [30] foi de 2,77 %, ao otimizar as variáveis de soldagem avaliadas, evidenciando o potencial do processo.

Lakshminarayanan *et al.* [25] empregaram os mesmos parâmetros de soldagem que Balasubramanian *et al.* [30], no entanto, utilizaram a liga Stellite 6. Da mesma forma que Balasubramanian *et al.* [30], Lakshminarayanan *et al.* [25] não apresentaram a amplitude de tecimento empregada e os resultados da morfologia dos depósitos. Entretanto, as macrografias apresentadas no estudo são relativas à cordões de solda de largura aproximada de 22 mm. Além disso, assim como Silva [23], obtiveram o perfil de penetração em *finger shape* em algumas condições das macrografias apresentadas. Este perfil foi constatado quando os autores empregaram baixa taxa de alimentação de pó (25 g/min) sem, contudo, os autores discutirem a razão deste perfil de penetração.

Visto que Lakshminarayanan *et al.* [25] e Balasubramanian *et al.* [30] não apresentaram os valores de vazão do gás de plasma e recuo empregados, acredita-se que os mesmos foram empregados em valores suficientes de modo a resultar numa constrição do arco voltaico, assim como, no formato em *finger shape* do perfil de penetração do cordão de solda. Pois, estes dois parâmetros de processo estão intimamente relacionados o efeito de constrição do arco no processo PTA-P. Este efeito está ligado a rigidez do arco voltaico e com a velocidade do jato de plasma. Com a maior constrição do arco e, conseqüentemente, maior velocidade do jato de plasma obtém-se um arco voltaico mais rígido e concentrado atuando na poça de fusão. Desta forma, se tem o alongamento das isoterms do arco voltaico, de modo que estas alcancem regiões mais profundas no substrato no centro na poça de fusão, impactando diretamente no valor de penetração do cordão de solda. Portanto, isto associado com a menor taxa de alimentação de pó, faz com que menos energia seja retirada da poça de fusão para fundir o material de adição e, possivelmente, resultando num cordão de solda com penetração com formato em *finger shape*. Os resultados obtidos por Lakshminarayanan *et al.* [25] foram similares aos de Balasubramanian *et al.* [30]. Assim, a mínima diluição obtida foi de 0,89 %,

por Lakshminarayanan *et al.* [25], ao otimizar os parâmetros de soldagem avaliados para avaliar o índice de diluição dos depósitos.

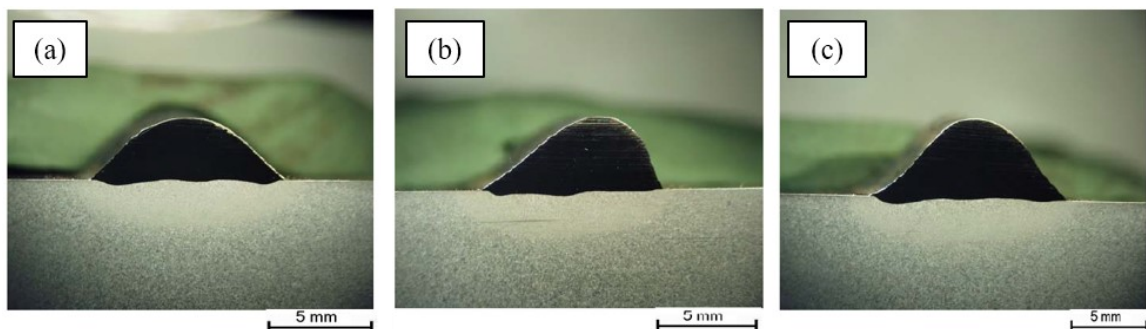
Devido as características de excelente resistência ao desgaste por abrasão, erosão e impacto [24,39,45] das superligas a base de cobalto, conhecida comercialmente por Stellite, estas são muito utilizadas pela indústria em aplicações de revestimento, por serem ligas reforçadas por Cr ou Mo/W e Ni/Fe [30,39]. Logo, em outro estudo com o emprego da liga Stellite 6 (com granulometria entre 45-150 μm), Díaz [31] realizou depósitos sobre chapas de aço carbono ABNT 1020 (com 12,5 mm de espessura) e corrente de soldagem de 160 A. Além disso, empregou vazão do gás de plasma de 2,4 l/min, distância bocal-peça de 10 mm e taxa de alimentação de pó de 1,4 kg/h e velocidade de soldagem 16 cm/min. Estes parâmetros foram empregados ao analisar o efeito da vazão do gás de arraste na geometria dos depósitos. O autor realizou experimentos na posição plana de soldagem com três níveis de vazão do gás de arraste (2, 4 e 6 l/min) e observou que para o maior deles (6 l/min) ocorreu falta de fusão em praticamente 71,00 % do cordão de solda. Além disso, de maneira geral, para vazão do gás de arraste de 2 l/min, a penetração máxima ocorreu nas laterais do cordão, diferentemente dos casos em que o autor empregou as vazões de 4 e 6 l/min. Os mesmos resultados foram obtidos por Díaz *et al.* [27], ao empregarem as mesmas condições de soldagem [31].

Díaz [31] também investigou a influência da DBP (6 e 10 mm) na morfologia e diluição dos cordões. Nestes ensaios, o autor utilizou os mesmos parâmetros de soldagem citados anteriormente, para vazão do gás de arraste de 2 l/min e correntes de soldagem de 160, 170 e 180 A. O mesmo, ao fixar o valor da corrente de soldagem e aumentar de 6 para 10 mm o valor de DBP, obteve o aumento da largura do depósito. Enquanto que, o aumento de DBP reduz o valor de penetração resultante, uma vez que o arco voltaico torna-se mais cônico. Uma hipótese para isto está associada com o afastamento das isotermais mais quentes do arco voltaico em relação ao substrato, impactando no valor da penetração obtido no estudo. Sendo assim, os valores de penetração estão diretamente ligados com os índices de diluição alcançados pelo autor. Conforme o autor, para DBP de 6 mm, o percentual de diluição foi de, aproximadamente, 18% para as três correntes de soldagem analisadas. Enquanto que, para DBP de 10 mm, foi cerca de 13%. Visto que, com maior valor de DBP, conseqüentemente, há o maior comprimento do arco principal o que reduz a densidade de corrente e o fluxo de calor direcionado para o substrato.

No mesmo trabalho, Díaz [31] buscou compreender o comportamento do processo PTA-P em diferentes posições de soldagem e os seus efeitos nos depósitos realizados. Logo, o autor avaliou a morfologia do cordão de solda também nas posições de soldagem horizontal e

sobre cabeça empregando vazão de gás de arraste de 2 l/min e corrente contínua pulsada, justificando o emprego desta por permitir o melhor controle da poça de fusão. A corrente de pulso e de base empregadas foram de 200 A e 120 A, respectivamente, com frequência de pulsação de 5 Hz, com tempo de pulso e base iguais a 0,10 s. Na Figura 10 são apresentadas as macrografias dos cordões de solda obtidos nas diferentes posições de soldagem. O autor afirma que o cordão realizado na posição plana apresenta diferença na geometria da interface entre o revestimento e o substrato, em relação às outras posições de soldagem. Além disso, em suma, a posição de soldagem não influencia na largura e nos valores penetração dos depósitos realizados, mas sim nos perfis de penetração obtidos. Conforme pode ser observado na Figura 12, o valor de penetração maior é próximo as laterais do cordão de solda obtido nas posições plana e sobre cabeça. Por outro lado, o autor verificou o efeito da posição de soldagem sobre o reforço, sendo o valor deste igual a 3,05, 3,50 e 3,70 mm para as posições de soldagem plana, horizontal e sobre cabeça, respectivamente. Os maiores valores de reforço obtidos na posição sobre cabeça e horizontal, são atribuídos ao efeito da gravidade. Ademais, os depósitos obtidos pelo autor apresentaram bom acabamento superficial, sem a presença de defeitos.

Figura 10. Seção transversal dos cordões de solda obtidos na posição (a) plana, (b) horizontal e (c) sobre cabeça

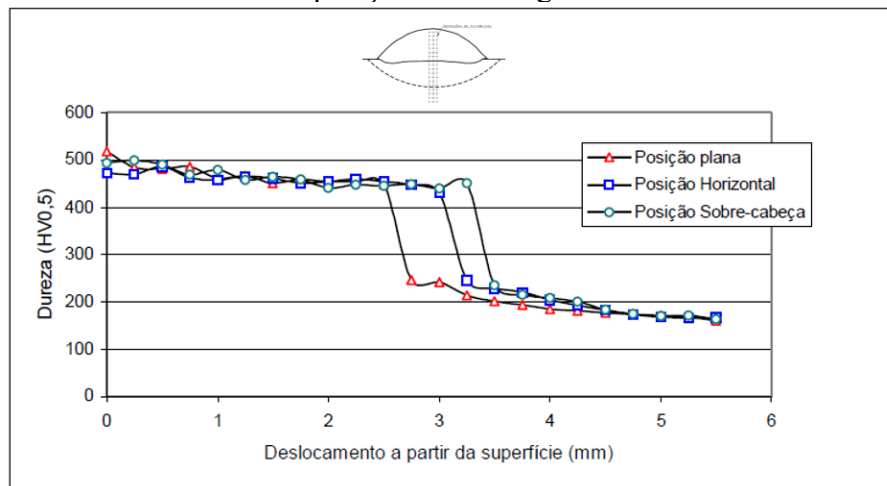


Fonte: Adaptado de Díaz [31]

Por fim, no que diz respeito aos índices de diluição, Díaz [31] obteve 5,8 %, 6,4 % e 5,5 % para as posições de soldagem plana, horizontal e sobre cabeça, respectivamente. Demonstrando que, nas condições avaliadas, a posição de soldagem não afeta expressivamente a diluição dos cordões de solda. Logo, o processo PTA-P se mostra robusto ao produzir depósitos com índices de diluição relativamente baixos mesmo em posições desfavoráveis de soldagem. Os mesmos resultados foram obtidos por Díaz *et al.* [27], ao empregarem as mesmas condições de soldagem, além disso, os autores analisaram os perfis de microdureza para as três posições de soldagem estudadas. E segundo os autores, o deslocamento observado entre as

curvas de dureza resulta da dimensão do reforço dos cordões de solda, assim como da penetração no centro do cordão. Neste contexto, para Díaz *et al.* [27] a posição de soldagem não afeta significativamente na dureza dos depósitos realizados. A Figura 11 mostra os perfis de microdureza para as três posições testadas no estudo.

Figura 11. Perfis de dureza Vickers ao longo da secção transversal dos cordões para diferentes posições de soldagem



Fonte: Adaptado de Díaz *et al.* [27]

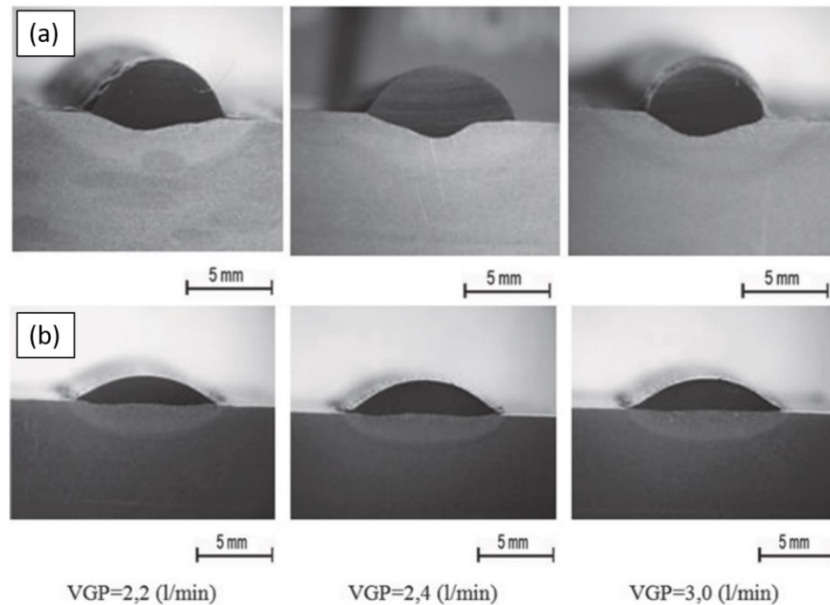
Também empregando ligas a base de cobalto (Stellite 6), Takano *et al.* [36], com determinada configuração de equipamentos, empregaram pós com granulometria entre 45-250 μm , na realização de depósitos simples sobre chapa de aço carbono ABNT 1020 (com 12,5 mm de espessura) com o intuito de analisar os efeitos do diâmetro do bocal constritor (3,2 e 4,8 mm), ângulo de afiação do eletrodo (10° e 30°), vazão do gás de plasma (1 e 2 l/min) e corrente de soldagem (100 e 180 A), na geometria, índice de diluição e dureza dos depósitos. Além disso, os autores empregaram a distância bocal-peça de 10 mm e velocidade de soldagem 10 cm/min sem, entretanto, especificarem a taxa de alimentação de pó utilizada. Como resultado, Takano *et al.* [36] obtiveram maiores valores de penetração e diluição para as correntes de soldagem de 180 A. Este resultado é esperado por aumentar a energia disponível para o substrato, impactando no perfil em *finger shape* da penetração dos cordões. Sendo este intensificado para o diâmetro do bocal de constrição de 3,2 mm e vazão do gás de plasma de 2 l/min, o que resulta em índices de diluição próximos a 46,0 %. Diferentemente do observado pelos autores com a utilização da corrente de 100 A, visto que os cordões apresentaram perfil de penetração mais uniforme e índices de diluição inferiores a 10,0 %. Quanto ao ângulo de molhamento, para corrente de soldagem de 100 A, os autores observaram que ao reduzir a vazão

do gás de plasma para 1 l/min, este ângulo aumenta. Segundo os autores isto se deve a redução da energia para fusão do material de adição. Exceto para condição com corrente de 180 A e diâmetro do bocal de constrição de 3,2 mm, uma vez que, Takano *et al.* [36] obtiveram a redução do ângulo ao empregar a vazão do gás de plasma de 2 l/min. Pois, com a penetração excessiva para os cordões de solda nesta condição, pelo aumento da densidade de energia e associada a maior constrição do arco voltaico, ocorreu a diminuição da largura e aumento do reforço dos depósitos.

Quanto à largura dos depósitos, conforme apresentam Takano *et al.* [36], as maiores larguras foram obtidas para os cordões com menores ângulos de molhamento (inferiores a 45,0 %), como para as condições com corrente de soldagem de 180 A. Assim, para este nível superior de corrente, os índices de diluição variam entre 14,0 e 46,0 %, aproximadamente. Entretanto, a melhora no molhamento do cordão para corrente de 100 A, foi alcançada pelos autores ao reduzir o diâmetro do bocal constritor para 3,2 mm. Além disso, quanto maior a constrição do arco, ao reduzir o diâmetro do bocal constritor de 4,8 para 3,2 mm, foi observado o aumento do índice de diluição para os dois níveis de corrente de soldagem avaliados, sobretudo, o valor de 180 A. Na análise, com a corrente de soldagem fixa em 100 A e aumento de 1 para 2 l/min da vazão do gás de plasma, Takano *et al.* [36] afirmam que as diferenças na diluição dos cordões de solda são insignificantes.

Díaz *et al.* [24] em seu trabalho também utilizaram o Stellite 6 na deposição sobre substrato de aço carbono AISI 1020 (com espessura de 12,5 mm). Neste trabalho, os autores avaliaram as diferenças entre os processos de soldagem PAW e PTA-P. Em relação ao processo PTA-P, os autores empregaram o diâmetro do bocal constritor de 4,8 mm, vazão do gás de arraste de 2 l/min e granulometria do pó entre 45-150 μm . Já no processo PAW, foi empregado o diâmetro do arame tubular de 1,2 mm e sua velocidade de 3,0 m/min e diâmetro do bocal constritor igual a 3,2 mm. Enquanto que, a corrente de soldagem de 160 A, velocidade de soldagem de 20 cm/min, taxa de alimentação de 1,4 kg/h, distância bocal-peça de 10 mm e recuo igual a 2,4 mm, foram mantidos fixos nos ensaios realizados com o processo PAW e PTA-P. Para ambos os processos, os autores avaliaram a vazão do gás de plasma nos níveis de 2,2, 2,4 e 3,0 l/min. Díaz *et al.* [24] afirmam que o processo PTA-P apresentou os cordões com melhor aspecto superficial, molhamento e largura. Do ponto de vista morfológico, as macrografias apontadas no estudo (Figura 12), mostraram que a penetração máxima ocorre no centro do cordão para o processo PAW, diferentemente do que perfil de penetração uniforme do processo PTA-P.

Figura 12. Macrografias da seção transversal dos cordões de solda realizados com o processo (a) PAW e (b) PTA-P



Fonte: Adaptado de Díaz *et al* [24]

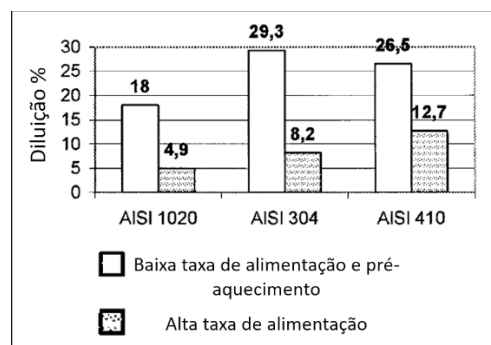
Quanto a largura dos cordões do processo PTA-P, Díaz *et al.* [24] observaram o aumento de 11,9 %, 20,7 % e 40,0 % para vazões do gás de plasma de 2,2 l/min, 2,4 e 3,0 l/min, respectivamente, ao comparar com o PAW. Em relação a comparação entre os dois processos no ponto de vista de reforço e penetração, estes são menores no processo PTA-P. Logo, a redução desses aspectos geométricos é próxima a 88,0 % para penetração, enquanto que, para reforço a diminuição é de aproximadamente 30,0 %. Ademais, os autores mostram que no processo PTA-P foram encontrados índices de diluição inferiores aos do processo PAW, com redução de 63,49 %, 69,02 % e 60,25 % para 2,2 l/min, 2,4 e 3,0 l/min, respectivamente. O impacto destes baixos índices de diluição do processo PTA-P são refletidos nos valores de dureza dos cordões. Uma vez que, as baixas diluições refletiram na maior dureza destes na superfície dos cordões ($\sim 500 \text{ HV}_{0,5}$), contrário do observado para o processo PAW, em consequência das diluições acima de 17,0 %.

Ainda com o emprego de uma liga a base de cobalto como material de adição, Yaedu e D'Oliveira [42] avaliaram a deposição da liga metálica Stellite 1 em substratos de aço na análise de descontinuidades dos cordões de solda. Para tanto, os autores utilizaram substratos de aço carbono AISI 1020, aço inoxidável austenítico AISI 304 e o martensítico AISI 410. A interação dos diferentes substratos de aços com os revestimentos foram avaliados usando dois conjuntos de variáveis de processo. No conjunto 1 foi empregada baixa taxa de alimentação de pó (22 g/min), corrente de soldagem de 100-110 A e pré-aquecimento do substrato de aço AISI

1020 e AISI 304 com temperatura igual a 170 °C, já o aço AISI 410 com temperatura de 260 °C. Enquanto que no conjunto 2, os autores empregaram alta taxa de alimentação de pó (38 g/min) sem o pré aquecimento do substrato, e corrente de soldagem de 105-115 A. Ao analisarem as seções transversais dos cordões de solda produzidos, Yaedu e D'Oliveira [42] afirmam que não há evidências de falta de fusão em ambos os conjuntos de parâmetros estudados, porém foi notada a presença de trincas na maioria dos depósitos e estas ocorreram durante o seu resfriamento. Em ambos os conjuntos de ensaios, os cordões de solda realizados em aço carbono e aço inoxidável austenítico resultaram em menos trincas ao comparar com substrato de aço inoxidável martensítico.

No mesmo estudo, Yaedu e D'Oliveira [42] igualmente avaliaram o percentual da diluição dos depósitos para os diferentes materiais dos substratos, uma vez que alterações na composição química do substrato causará mudanças na composição da liga de revestimento e, conseqüentemente, na sua microestrutura. A Figura 13 mostra os resultados de diluição obtidos pelos os autores. Percebe-se o efeito da ausência de pré-aquecimento e da alta taxa de alimentação de pó na redução de níveis de diluição, para os três aços de substrato avaliados, em que obteve-se 4,90 %, 8,20 % e 12,70 %, para os aços AISI 1020, AISI 304 e AISI 410, respectivamente. Já para o conjunto 1 das variáveis do processo, para os aços AISI 1020, AISI 304 e AISI 410, os índices de diluição foram 18,00 %, 29,30 % e 26,50 %, respectivamente. Neste contexto, os autores observaram que em ambos os conjuntos avaliados nos ensaios de soldagem, os substratos de aço inoxidável exibiram os níveis mais altos de diluição. Visto que a condutividade térmica dos aços inoxidáveis austenítico são inferiores à do aço carbono, portanto, permite que este substrato absorva mais calor, o que resulta no resfriamento mais lento da poça de fusão, promovendo maior diluição do depósito.

Figura 13. Níveis de diluição avaliados pelo método das áreas



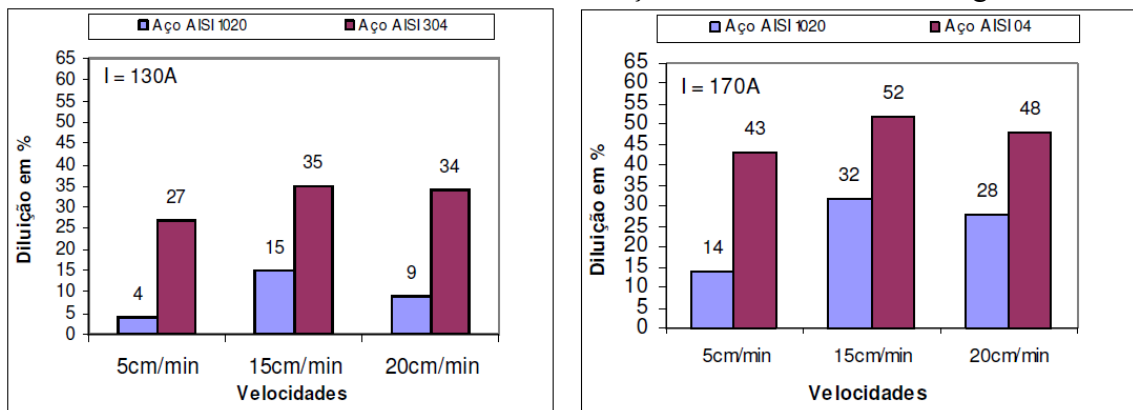
Fonte: Adaptado de Yaedu e D'Oliveira [42]

Uma classe de liga muito utilizada pela indústria em aplicações de revestimento são as ligas à base de Ni. Uma dessas ligas é a liga Colmonoy 6 que foi depositada pelo processo PTA-P sobre chapas de aço AISI 1020 e AISI 304 (com 12 mm de espessura) por Reinaldo [35], de modo a verificar o efeito da composição química do substrato na morfologia dos depósitos. O autor empregou correntes de soldagem de 130 e 170 A e velocidades de soldagem de 5 e 20 cm/min, entretanto, não apresentou informações quanto a taxa de alimentação de pó empregada. Como resultado, os cordões realizados sobre o substrato de aço AISI 1020 para ambas as correntes de soldagem e velocidade de soldagem de 20 cm/min apresentaram descontinuidades, como a presença de trincas e respingos, distintivamente com os resultados obtidos no substrato de aço AISI 304. Conforme o autor, as trincas podem ser mitigadas pelo pré-aquecimento do substrato, enquanto que, os respingos pelo aumento do aporte térmico. Conforme as macrografias apresentadas do aço AISI 1020, o autor observou que na corrente de soldagem de 130 A ocorreu a redução da interação com o substrato empregado. De modo que, os valores de penetração obtidos são inferiores a 0,45 mm para ambas as correntes de soldagem avaliadas. Contudo, as imagens apresentadas não são nítidas o suficiente para analisar o perfil de penetração destes cordões. Para as condições com 170 A de corrente, o autor obteve penetração máxima nas laterais do cordão para velocidade de soldagem de 5 cm/min e com perfil em *finger shape* para 20 cm/min, com valores de penetração superiores a 1,10 mm. O mesmo padrão em *finger shape*, do perfil de penetração dos cordões de solda, foi obtido por Silva [23], Lakshminarayanan *et al.* [25] e Takano *et al.* [36]. Além disso, conforme Reinaldo [35], ao fixar o valor da corrente de soldagem empregada, o aumento da velocidade de 5 para 20 cm/min resultou na redução de 40,30 % na largura e 51,00 % no reforço dos cordões. Ademais, com o mesmo aumento da velocidade de soldagem, porém com a corrente de soldagem de 170 A, o autor obteve a redução de 51,90 % na largura e 53,20% no reforço do cordão e o aumento de 10,70 % na penetração dos depósitos.

De modo geral, Reinaldo [35] observou que os revestimentos realizados com o aço AISI 304 apresentaram tendências similares quanto aos aspectos morfológicos que os cordões no substrato AISI 1020. De modo que, o aumento de 130 para 170 A da corrente de soldagem resultou no aumento de 20,80 % da largura e, conseqüentemente, redução de 11,50 % no reforço, ao fixar a velocidade de soldagem em 5 cm/min. Os mesmos comportamentos são observados ao empregar a velocidade de 20 cm/min. Ainda, Reinaldo [35] obteve que ocorre o aumento da largura do cordão, em função da redução da velocidade de soldagem para o substrato AISI 304, em ambas as correntes analisadas, da mesma forma que os resultados obtidos para substrato o aço AISI 1020. Uma diferença importante entre os dois substratos é

que os depósitos realizados no substrato AISI 304 apresentam maior área da zona de fusão em relação aos depósitos sobre o AISI 1020. Conforme Reinaldo [35], isto resultou da menor condutividade térmica do aço AISI 304 e, portanto, faz com que ele absorva mais calor e o mantenha por mais tempo. Neste contexto, conseqüentemente, os cordões realizados sobre o substrato de AISI 304 possuem menor reforço e largura em relação aos cordões obtidos no substrato AISI 1020, pois maior parcela de energia é direcionada ao substrato o que aumenta a poça de fusão. Logo, o menor valor de condutividade térmica do aço AISI 304 impacta nos índices de diluição dos depósitos (Figura 14). De modo que, segundo o autor, ao se manterem fixos os parâmetros do processo, valores significativamente menores de diluição foram obtidos nos substratos AISI 1020. Visto que a condutividade térmica do aço inoxidável AISI 304 é um terço a do aço carbono [35], absorvendo mais calor e por isso com um resfriamento mais lento da poça de fusão, o que promove uma maior diluição.

Figura 14. Valores da diluição para as correntes de soldagem de 130 e 170A para os substratos AISI 1020 e AISI 304 em função da velocidade de soldagem



Fonte: Reinaldo [35]

Outra liga à base de Ni é a Colmonoy 5, estudada por Siva *et al.* [45] ao realizarem depósitos sobre chapas de aço inoxidável AISI 316L com dimensões de 150 mm x 90 mm x 30 mm. Os autores utilizaram de equações matemáticas para desenvolver um algoritmo genético para determinar os valores adequados da geometria e de diluição de um cordão de solda, de modo a garantir economia de custo e boas propriedades mecânicas. Variando cinco parâmetros do processo, em cinco níveis diferentes, eles afirmam que para obter índice de diluição de 5,63 % é necessária corrente de soldagem de 130 A, velocidade de soldagem de 89 mm/min, oscilação da tocha para o tecimento de 12 mm, taxa de alimentação de 38 g/min e 350°C de pré-aquecimento do substrato.

Também em chapas de aço inoxidável AISI 316L, porém com espessura de 10 mm, Antoszczyszyn *et al.* [34] realizaram depósitos com a liga atomizada Inconel 625 com

granulometria entre 90-150 μm . Ao empregar 120, 150 e 180 A de corrente de soldagem, verificaram o ângulo de molhabilidade, reforço e largura dos depósitos. Do ponto de vista morfológico, os revestimentos apresentaram bom acabamento, livre de respingos, trincas e porosidade, independentemente da corrente de soldagem empregada. E ao considerar as macrografias apresentadas, a penetração máxima nas laterais dos cordões foi observada para a corrente de 120 A, diferentemente dos perfis em *finger shape* dos cordões com 150 e 180 A. Como resultado, Antoszczyszyn *et al.* [34] obtiveram valores do ângulo de molhabilidade de aproximadamente 72, 48 e 37° para correntes de soldagem de 120, 150 e 180 A, respectivamente. Além disso, os depósitos realizados resultaram em revestimentos com reforço de valores com um comportamento linear de 2,80, 2,40 e 2,10 mm para correntes de soldagem de 120, 150 e 180 A, respectivamente. A diminuição no valor do ângulo de molhabilidade e no reforço dos cordões de solda é atribuída ao aumento da energia entregue ao substrato com o aumento da energia de soldagem. Entretanto, este aumento na energia tem efeito contrário na largura dos depósitos que apresentaram valores de 8,50, 10,90 e 12,10 mm, respectivamente, para 120, 150 e 180 A de corrente de soldagem. No que diz respeito a diluição dos revestimentos, Antoszczyszyn *et al.* [34] ao empregar 120, 150 e 180 A de corrente de soldagem, obtiveram valores de diluição iguais a, aproximadamente, 22 %, 37 % e 51 %, respectivamente. Ademais, verificaram que quanto maior o índice de diluição, menor o valor da dureza do depósito. Dado que, os valores de microdureza na superfície do revestimento de Inconel 625 foram de aproximadamente 223, 210 e 192 HV_{0,5} para correntes de 120, 150 e 180 A, respectivamente.

Ao revestir superfícies de aço AISI 1045, também com a deposição da liga Inconel 625, Garcia *et al.* [29] avaliaram o impacto da diluição para correntes de soldagem de 170, 180 e 190 A, com velocidades de soldagem 10,70 e 12,70 cm/min e taxas de alimentação de pó de 2,88 e 4,32 kg/h. Os p-valores obtidos a partir de testes de análise de variância (ANOVA) com o valor do nível de significância de 5 %, mostraram que as variáveis consideradas individualmente, com exceção da taxa de alimentação do pó, assim como as interações entre as variáveis apresentaram efeito significativo no índice de diluição dos depósitos. Garcia *et al.* [29] afirmam que para a menor taxa de alimentação de pó de 2,88 kg/h, a diluição diminui quando a corrente de soldagem aumenta, contrariando outros trabalhos encontrados da literatura a cerca do processo PTA-P. Eles afirmam que para taxas de alimentação de pó mais baixas, a quantidade de pó a ser fundido é menor, portanto, pode-se esperar o superaquecimento do pó e este calor pode ser transferido para a poça de fusão. Já quando a corrente de soldagem aumenta, a vaporização do pó superaquecido torna-se mais provável, logo, a quantidade de calor

transferida para a poça de fusão é menor, reduzindo, assim, a diluição. Em suma, Garcia *et al.* [29] observaram que para os níveis dos parâmetros de soldagem avaliados, o índice de diluição variou entre 0,5 e 11,9 %.

A liga Inconel 625 também foi empregada para deposição de material por Santos *et al.* [46]. Neste estudo, os autores avaliaram a influência da corrente e velocidade de soldagem, assim como da taxa de alimentação de pó, na diluição, microdureza e resistência à corrosão dos revestimentos de Inconel 625 realizados por PTA-P. Assim, visando a otimização dos parâmetros, os autores utilizaram da metodologia de superfície de resposta para compreender as relações das diferentes variáveis empregadas. Para tanto, os autores utilizaram corpos de prova de aço API 5L X70 e pó atomizado com granulometria de 63 μm . Em sua matriz de experimentos, Santos *et al.* [46] empregaram correntes de soldagem de 184 a 228 A, taxas de alimentação de pó de 28 a 32 g/min e velocidade de soldagem de 10 a 16 cm/min. Os autores não comentam os outros parâmetros de processo empregados nos ensaios de soldagem. Tampouco apresentam as macrografias e os valores das dimensões obtidas para os cordões de solda avaliados. Santos *et al.* [46] afirmam que para corrente de soldagem de 184 A, velocidade de soldagem de 16 m/min e 32 g/min de taxa de alimentação de pó, é possível obter depósitos com índice de diluição de 4,39 %. Enquanto que a maior diluição obtida de 15,33 % foi alcançada com corrente de 228 A, velocidade e taxa de alimentação de 10 m/min e 28 g/min, respectivamente. De modo que, para Santos *et al.* [46], os resultados obtidos demonstram a viabilidade do processo PTA-P para aplicações de revestimentos duro e resistentes a corrosão.

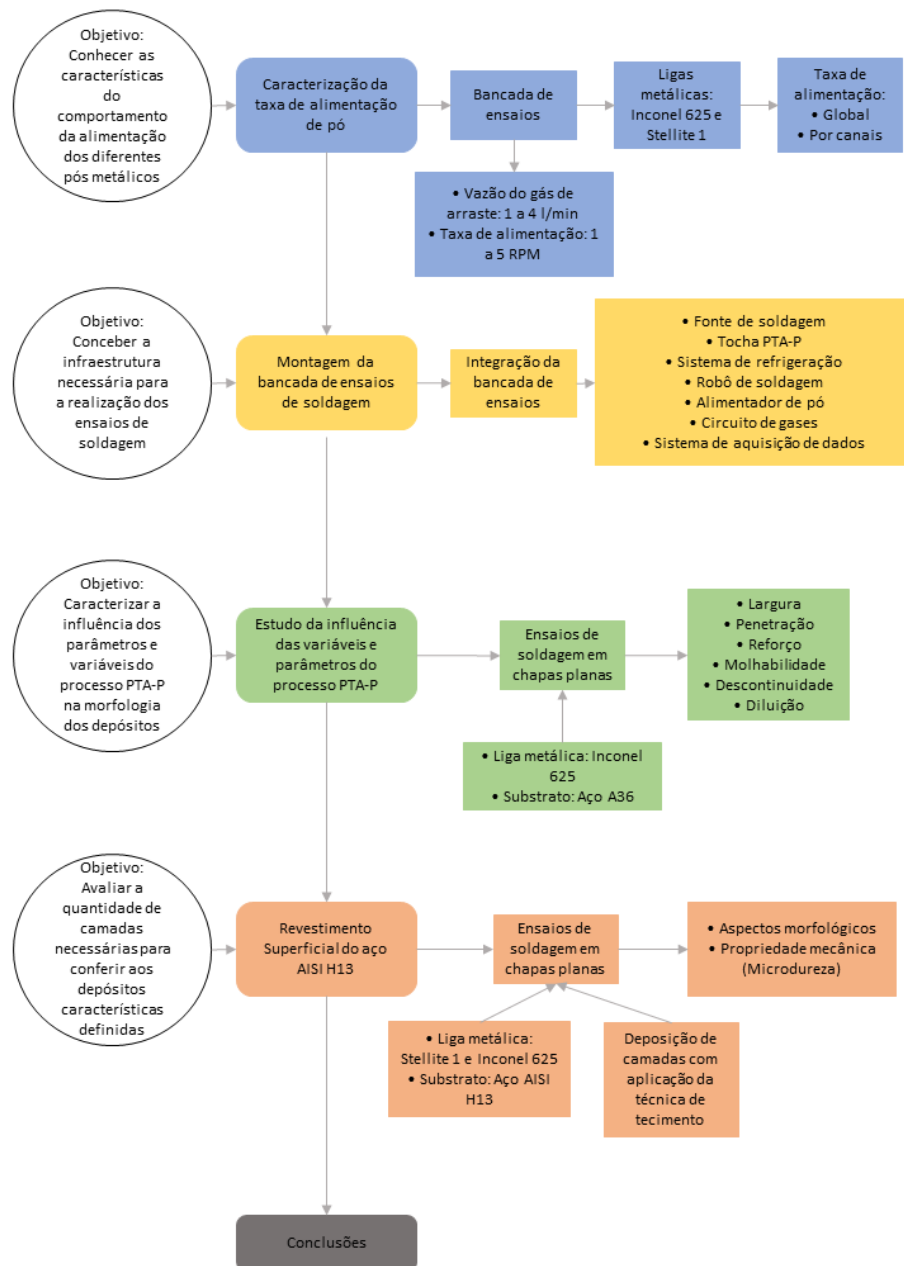
Castillo [44] realizou o estudo de revestimentos com liga de NiAl (com granulometria de 75-150 μm) com e sem o reforço de partículas de carbetto de tungstênio (0,5wt % e 1w t%) sobre substrato de aço inoxidável AISI 304 que foi pré-aquecido a 200 °C para evitar trincas a frio. O autor utilizou 100 e 120 A como correntes de soldagem e obteve que a diluição dos revestimentos sem partículas de reforço é sempre menor que os revestimentos com reforço, independentemente da corrente de soldagem utilizada. Conforme Castillo [44], o aumento na quantidade de partículas de reforço promove a maior interação com o substrato pelas alterações nas propriedades termofísicas (como condutividade térmica, capacidade calorífica e tensão superficial) do metal líquido na poça de fusão, impactando no aumento do índice de diluição. O autor, entretanto, não informou os valores das alterações destas propriedades termofísicas. Ademais, como resultado o autor obteve que para os revestimentos sem o reforço de carbetto de tungstênio, ao aumentar a corrente de soldagem de 100 A para 120 A, ocorreu o aumento de 42,5 % para 48,2 % no índice de diluição do depósito.

Em outro trabalho acerca do revestimento com liga de NiAl, Brunetti [43] com a mesma faixa granulométrica do pó que Castillo [44], realizou depósitos sobre substratos de aço inoxidável AISI 304 e o aço carbono AISI 1020. Além disso, Brunetti [43] empregou o mesmo procedimento de pré-aquecimento dos substratos que Castillo [44] com correntes de soldagem de 70 a 120 A, com incremento de 10 A. Brunetti [43] ao empregar o método do teor de Fe encontrado no revestimento, obteve diluição de aproximadamente 15,00 % para corrente de soldagem de 70 A, enquanto que para correntes de 120 e 150 A os valores foram de 45,00 % e 47,00 %, respectivamente, quando depositado sobre o aço AISI 1020. Já para os depósitos realizados no substrato AISI 304 os valores de diluição foram de aproximadamente 29,00 % e 42,00 % para correntes de soldagem de 100 e 120 A, respectivamente. Segundo o autor, os elevados índices de diluição obtidos ocorrem, pois, ligas à base de Ni formam soluções sólidas que apresentam maior fluidez e maior intervalo de tempo para solidificação. O que mantém o revestimento líquido por um longo período na poça de fusão e contribui para maiores índices de diluição. Além disso, Brunetti [43] constatou que as propriedades mecânicas de dureza e módulo de elasticidade, aumentam com o aumento da diluição, independente do material de substrato. Entretanto, os valores dessas propriedades são maiores para o substrato de aço inox AISI 304 devido ao maior valor de diluição, pela menor condutividade térmica dos aços inoxidáveis, assim como os resultados obtidos por Reinaldo [35] e Yaedu e D'Oliveira [42].

3 METODOLOGIA

Com a finalidade de alcançar os objetivos propostos de forma mais eficiente, o presente trabalho foi estruturado em etapas, conforme o organograma da Figura 15. De modo que cada etapa foi idealizada para promover as informações e recursos necessários para auxiliar nas etapas seguintes.

Figura 15. Organograma do trabalho



Fonte: Elaborado pela autora

3.1 CARACTERIZAÇÃO DA TAXA DE ALIMENTAÇÃO DE PÓ

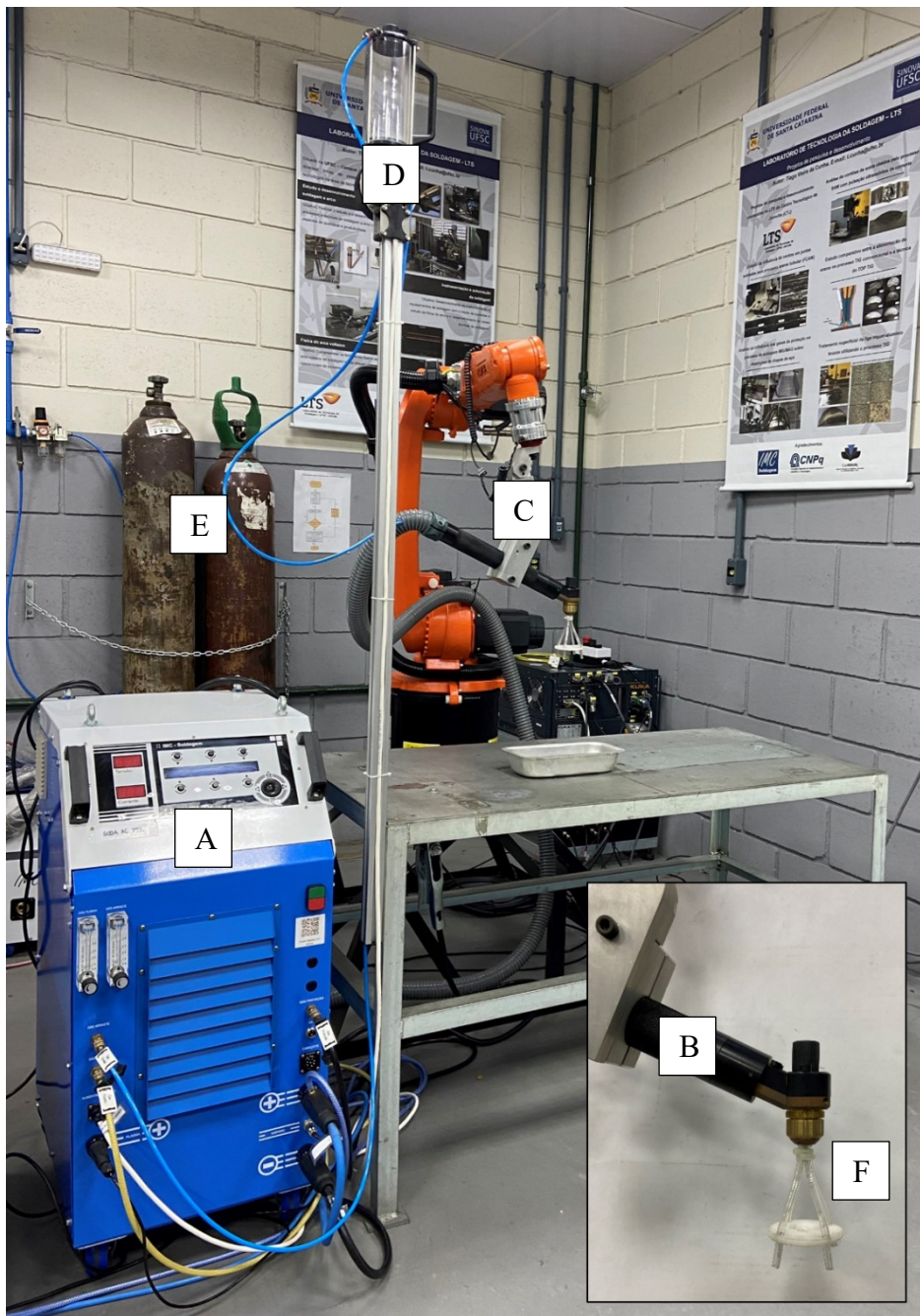
Como primeira etapa do trabalho, foi realizada uma investigação com o intuito de compreender as características e o comportamento da alimentação do pó no processo PTA-P, no equipamento disponível no Laboratório de Tecnologia da Soldagem – LTS. Visto que o material de adição no processo PTA-P é na forma de pó alguns fatores podem influenciar na alimentação de material ao longo do processo de soldagem, como o modelo da tocha de soldagem (principalmente no que diz respeito à disposição dos seus canais de alimentação), além do tipo do próprio pó metálico, considerando sua composição química, morfologia e densidade, a vazão do gás de arraste, o modelo de alimentador de pó e o seu posicionamento e, por fim, a configuração em si da bancada de ensaios.

No processo de soldagem PTA-P existe o sistema de gás de arraste, sendo este responsável por carregar o pó do alimentador de pó até o bocal constritor, o que permite a alimentação das partículas do material de adição durante o processo de soldagem. Portanto, a necessidade de determinar a influência da vazão do gás de arraste na alimentação de pó durante o processo. Além disso, visto que o consumível no processo PTA-P esteja na forma de pó, é inerente ao processo de soldagem a necessidade do ADP para o armazenamento e dosagem da liga metálica em pó a ser alimentada na poça de fusão. Dado que o ADP utilizado no presente trabalho é do tipo válvula rotativa, em que a taxa de alimentação de pó é dosada pela rotação de um cilindro dosador acionado por um motor de passo e, portanto, a taxa de alimentação de pó possui relação com a velocidade de rotação do motor. Neste contexto, com o intuito de caracterizar a taxa de alimentação de pó em kg/h, considerando a configuração de bancada utilizada, foram realizados ensaios sem a presença do arco voltaico. Logo, foram variados parâmetros como vazão do gás de arraste e a velocidade de rotação do motor do ADP.

A bancada de ensaios estruturada na presente etapa do trabalho é composta por uma fonte de soldagem multiprocesso DigiPLUS A7, modelo ACPO3C de corrente alternada, na qual foi conectada uma tocha PTA-P, modelo J21, refrigerada a água, com injeção externa de pó. Além disso, a tocha de soldagem foi acoplada no punho de um robô de soldagem KUKA, modelo KR 10 R1420, de seis graus de liberdade para o deslocamento da mesma durante os ensaios. Propõe-se a utilização de um robô de soldagem visto que, em etapas futuras do estudo, serão aplicadas camadas de revestimentos em cavidades de moldes de injeção de alumínio que possuem geometrias complexas. Ademais, a bancada de ensaios é composta por um alimentador de pó (modelo VR-F 21), por um cilindro de gás com o seu respectivo regulador de vazão, para alimentar o circuito gás de arraste e, ainda, por um dispositivo elaborado para captar o pó

ejetado em cada um dos canais de alimentação de pó da tocha, direcionando-o para seus respectivos recipientes. Sendo a fonte de soldagem responsável pelo acionamento e controle da vazão do gás de arraste, assim como do ADP e, portanto, pela dosagem da liga metálica em pó. A bancada de ensaios com todos os seus elementos pode ser vista na Figura 16.

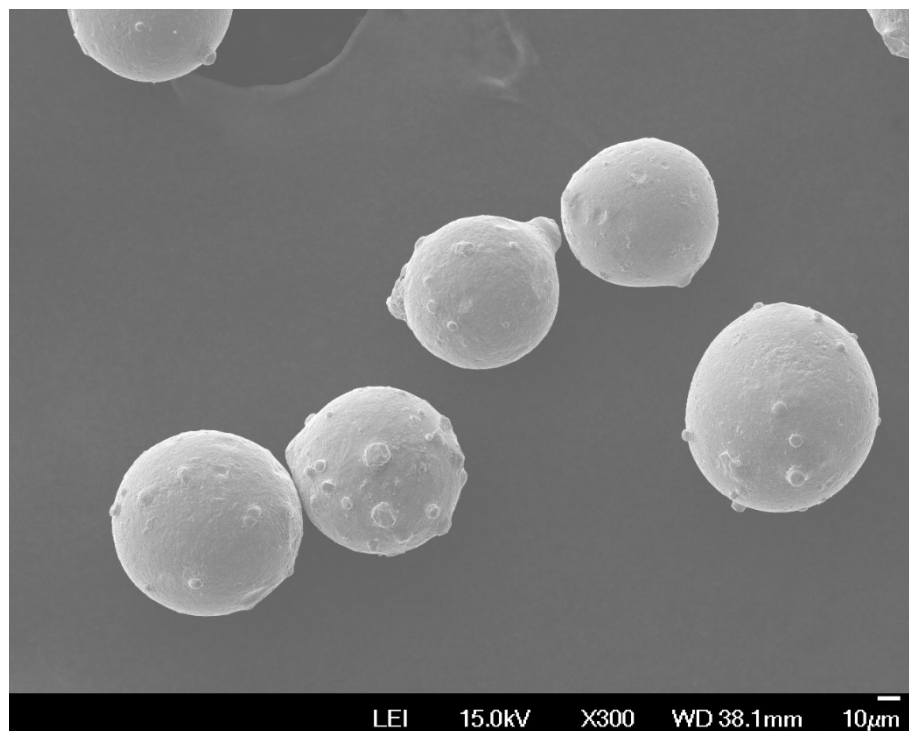
Figura 16. Bancada de ensaios composta por (A) uma fonte de soldagem, (B) tocha de soldagem, (C) punho de fixação no robô de soldagem, (D) alimentador de pó, (E) cilindro de gás e (F) dispositivo para estratificação de pó pelos canais de alimentação



Fonte: Elaborado pela autora

As ligas metálicas na forma de pó utilizadas nestes ensaios foram selecionadas com base em suas possíveis aplicações futuras no estudo. Portanto, foram realizados ensaios com as ligas metálicas Inconel 625 e Stellite 1 com densidades aparentes de 4,63 g/cm³ e 5,11 g/cm³, respectivamente e ambas com faixa granulométrica entre 53 a 150 µm. As duas ligas analisadas no estudo apresentam partículas esféricas (Figura 17), visto que foram submetidas ao processo de atomização por gás inerte. Na Tabela 2 são apresentadas as composições químicas nominais das ligas informadas no certificado emitido pelos fabricantes.

Figura 17. Morfologia da liga metálica em pó Inconel 625



Fonte: Elaborado pela autora

Tabela 2. Composição química nominal das ligas informadas no certificado emitido pelos fabricantes

Composição química (%)	C	Si	Mo	Cr	Mn	Fe	Ni	Nb	Co	W
Inconel 625	0,03	0,42	9,43	21,54	0,44	3,46	Bal.	3,41	0,06	-
Stellite 1	2,30	1,30	-	30,00	-	0,40	0,40	-	Bal.	12,50

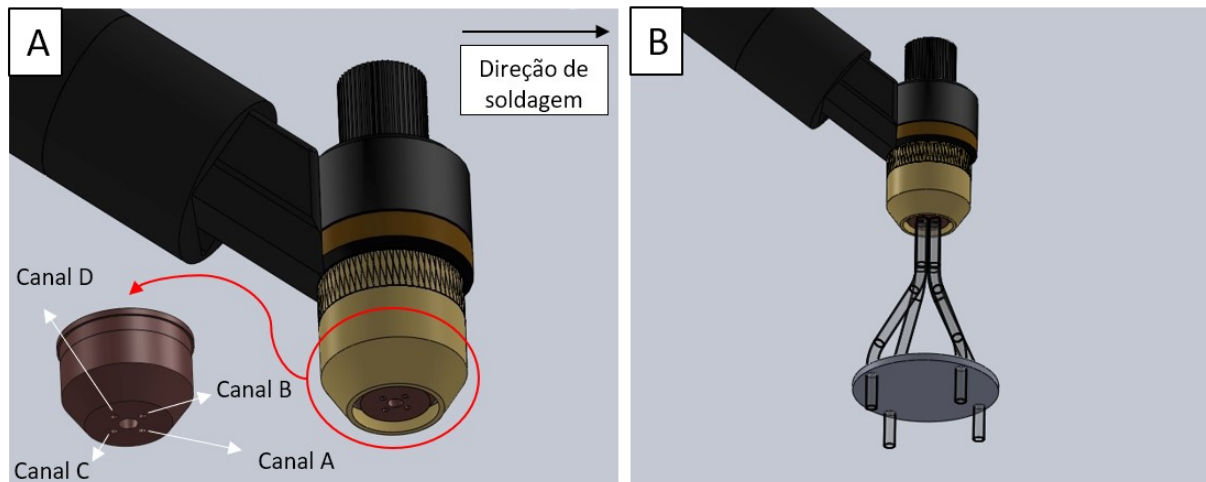
Fonte: Elaborado pela autora

De posse da bancada de ensaios, foram determinadas as condições a serem empregadas de modo a caracterizar a taxa de alimentação do pó. Com base na limitação em 4 l/min do

regulador de vazão do gás de arraste presente na fonte de soldagem, foram avaliadas as vazões de 1 a 4 l/min com incrementos de 1 l/min. Além disso, foi utilizado o argônio puro como gás de arraste durante os ensaios realizados. Em relação a velocidade de rotação do motor do ADP foram empregadas 1 a 5 RPM, com incrementos de 1 RPM. Portanto, formando uma matriz de experimentos 4x5 para a caracterização da taxa de alimentação de pó.

Para a aquisição dos dados de taxa de alimentação, os ensaios foram realizados com o auxílio do dispositivo de estratificação do pó pelos canais de alimentação (Figura 20(b)). Visto que a tocha de soldagem utilizada apresenta quatro canais de alimentação, os quais liberam o gás de arraste e pó metálico simultaneamente, estes foram classificados considerando a direção de soldagem a ser empregada futuramente, como os canais frontais A e B, além dos canais traseiros C e D. Os canais de alimentação de pó e o dispositivo de estratificação são identificados conforme a Figura 18.

Figura 18. Canais de alimentação de pó da tocha de soldagem (a) disposição e nomenclatura e (b) dispositivo de estratificação acoplado a tocha de soldagem



Fonte: Elaborado pela autora

Posterior ao ajuste das variáveis avaliadas, para realização dos ensaios foi necessário o direcionamento da saída de pó do sistema para quatro recipientes distintos, cada qual para um canal de alimentação distinto. O armazenamento do pó nos recipientes só ocorreu após a alimentação de material entrar em regime estacionário de deposição de pó. Para avaliar a relação entre a velocidade de rotação do motor do ADP e a vazão do gás de arraste desejada, a massa de pó foi depositada em cada recipiente ao longo de 60 segundos e, então, medida com o auxílio de uma balança de precisão (modelo Prix PS 600).

Para cada condição analisada de vazão de gás de arraste e velocidade de rotação do motor, foram realizados ensaios de réplica e tréplica da medição de massa de pó para maior confiabilidade dos resultados gerados. Sendo os resultados finais da taxa de alimentação, para cada liga estudada, a média aritmética dos três valores aquisitados em cada condição ensaiada.

Ademais, foram realizadas imagens sem a presença do arco voltaico com o objetivo de registrar os diferentes modos de alimentação e caracterizar a taxa de alimentação de pó. Para o registro das imagens utilizou-se uma câmera fotográfica do tipo DSLR, modelo Rebel T3. Após ensaios preliminares, realizados com taxa de alimentação de pó de 1,5 e 2,1 kg/h para o pó Inconel 625 e Stellite 1, respectivamente, verificou-se que a abertura de diafragma de $f/5,6$ e ISO 1000 produziram imagens com resultados satisfatórios. Nestes ensaios, as três vazões de gás de arraste utilizadas foram de 0,5, 1,0 e 2,0 l/min.

3.2 ENSAIOS DE SOLDAGEM

Após realizar a caracterização da taxa de alimentação de pó e de que forma esta taxa é influenciada pela vazão do gás de arraste, a presente etapa teve como objetivo aplicar esse conhecimento no processo de soldagem PTA-P. Para tanto, inicialmente foi estruturada uma bancada de ensaios de soldagem, atendendo as necessidades específicas para a aplicação do processo PTA-P no que tange a realização dos ensaios de soldagem do presente trabalho. Além dos equipamentos presentes na Figura 18, a bancada de ensaios de soldagem também foi composta por uma unidade de refrigeração conectada a tocha de soldagem a fim de evitar a sua degradação, devido ao mecanismo de constrição do arco por um bocal de constrição que é inerente ao processo PTA-P. Além disso, foram empregados outros dois cilindros de gases com os seus respectivos reguladores de vazão, de modo a alimentar os três circuitos de gases característicos do processo, a saber gás de plasma, gás de arraste ou de transporte, gás de proteção.

Visando tornar a execução do processo de soldagem PTA-P mais dinâmica e eficiente, foi realizada a integração da bancada de modo que a unidade de comando do robô esteja interconectada com a fonte de soldagem para que seja possível, por exemplo, a programação das linhas de código do acionamento do deslocamento da tocha de soldagem, apenas, após a abertura do arco-piloto e, posteriormente, seja estabelecido o arco principal. Neste contexto, tem-se também toda a programação das linhas de código a fim de permitir a realização dos ensaios de soldagem, visto que, a fonte de soldagem está interconectada ao robô, logo o mesmo controla o acionamento da fonte para o funcionamento da unidade de refrigeração, sistemas de

gases inerentes ao processo (proteção, arraste e plasma), assim como a alimentação de pó durante a soldagem. Além disso, foi realizada a conexão elétrica do sistema de anticolisão entre a tocha e robô de soldagem, de modo a garantir a segurança da operação. Ademais, para a integração da bancada de ensaios, foi realizada a fixação do próprio robô numa base, assim como a construção de um dispositivo de fixação dos corpos de prova a fim de mitigar a deformação térmica dos mesmos ocorrida durante os ensaios. Além disso, foi empregado o sistema de aquisição de dados SAP V4 conectado a fonte de soldagem. Na Figura 19 é apresentada a bancada de ensaios empregada nos ensaios de soldagem com todos os seus elementos.

Figura 19. Bancada de ensaios composta por (A) robô de soldagem, (B) punho de fixação, (C) tocha de soldagem, (D) fonte de soldagem, (E) unidade de refrigeração, (F) alimentador de pó, (G) cilindros de gás, (H) sistema de aquisição SAP e (I) dispositivo de fixação



Fonte: Elaborado pela autora

Com a bancada de ensaios estruturada, foi possível realizar os ensaios de soldagem de simples deposição sobre chapa (“bead-on-plate”) em corpos de prova de 9,53 mm de espessura. E, posteriormente, caracterizaram-se os cordões por intermédio de análise macrográfica quanto aos seus aspectos morfológicos e dimensionais. Durante a realização dos ensaios de soldagem, os parâmetros apresentados na Tabela 3 foram mantidos fixos em todos os ensaios realizados.

Tabela 3 - Parâmetros fixos empregados na realização dos ensaios

Condições de Soldagem	
Diâmetro do orifício constritor da tocha [mm]	3,2
Ângulo de afiação do eletrodo [°]	30
Diâmetro do eletrodo [mm]	4,0
Tipo do eletrodo	AWS EWTh-2
Gás de proteção, de plasma e de arraste	Argônio
Vazão do gás de proteção [l/min]	12
Corrente de abertura do arco-piloto [A]	25
Corrente em regime do arco-piloto [A]	15

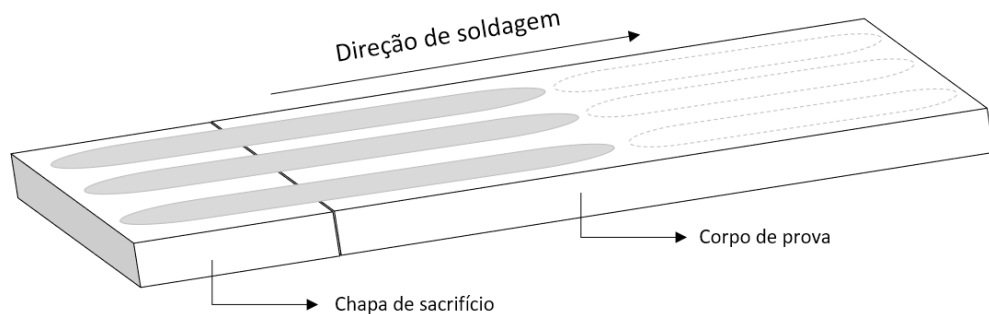
Fonte: Elaborado pela autora

Realizaram-se os ensaios de soldagem em chapas planas (corpos de prova) com diferentes composições químicas e dimensões, de aproximadamente, 250 mm x 75 mm x 9,53 mm. Em cada corpo de prova utilizado foram realizados seis cordões de solda lineares. Vale ressaltar que, cada condição analisada nos ensaios de soldagem, foram realizados ensaios de réplica e tréplica para maior confiabilidade dos resultados gerados. E de modo a evitar a influência pelo pré-aquecimento do substrato, que um cordão de solda depositado previamente pode exercer sobre a morfologia do cordão de solda depositado em sua adjacência, após a realização de cada cordão de solda foi esperado por aproximadamente 12 minutos antes de iniciar a deposição de um novo cordão. Este tempo foi definido como sendo aquele necessário para que ocorra a estabilização da temperatura em 100 °C do corpo de prova.

Além disso, foram utilizadas chapas de sacrifício (Figura 20), em que o arco voltaico foi inicialmente estabelecido e, então, iniciada a deposição de pó metálico. Desta forma, resultando em cordões de solda de aproximadamente 120 mm de comprimento, no substrato de interesse na condição de regime da alimentação de pó. Ademais, foi realizada a afiação do eletrodo de tungstênio antes do início de cada condição ensaiada. Logo, a afiação do eletrodo ocorreu após a realização de três cordões de solda.

Posterior a deposição dos três cordões de solda lado a lado (condição analisada, réplica e tréplica), o corpo de prova foi mantido no dispositivo de fixação até atingir temperatura próxima a ambiente a fim de evitar a sua deformação e, então, uma nova chapa de sacrifício foi posicionada e outra condição ensaiada no mesmo corpo de prova. Vale ressaltar que antes do início dos ensaios de soldagem, os diferentes pós utilizados foram aquecidos a 120 °C por uma hora para garantir a sua desumidificação.

Figura 20. Montagem do corpo de prova e da chapa de sacrifício



Fonte: Elaborado pela autora

3.2.1 Estudo sistemático da influência das variáveis e parâmetros do processo PTA-P

Sabe-se através da revisão da literatura que vários parâmetros de processo influenciam nos aspectos morfológicos e de diluição dos cordões de solda. Entretanto, a literatura não traz um estudo sistemático da influência das principais variáveis e parâmetros de processo. Neste contexto, nos estudos encontrados são utilizadas diferentes configurações de tocha de soldagem, ADP e disposição de bancadas de soldagem, para diversos substratos e pós metálicos. Portanto, nesta etapa do trabalho e considerando a configuração operacional empregada nos ensaios e representada na Figura 19, foram realizados ensaios de soldagem em chapas planas com cordões de solda lineares. Isto, com o intuito de caracterizar sistematicamente a influência das variáveis e parâmetros do processo na morfologia e diluição dos depósitos. Para tanto, foram avaliados as variáveis e parâmetros de processo: corrente de soldagem (I_s), vazão do gás de plasma (V_{gpl}), vazão do gás de arraste (V_{ga}), taxa de alimentação de pó (T_x), recuo do eletrodo (R_e) e distância bocal-peça (DBP). Visto que de acordo com a literatura pesquisada estes possuem grande influência nas características morfológicas dos depósitos (largura, penetração, reforço, molhabilidade e acabamento) e, principalmente, no índice de diluição. Sendo, portanto, de extrema importância para aplicações de revestimento superficial.

Como substrato foi utilizado nestes ensaios o aço carbono ASTM A36 por tratar-se de um material mais acessível e de menor custo para esta fase inicial para avaliar sistematicamente a influência das principais variáveis e parâmetros do processo PTA-P. Da mesma forma, foi escolhido o Inconel 625 como material de adição por ser um material de fácil aquisição na forma de pó para aplicações de revestimento com o processo PTA-P. Além disso, o Inconel 625, consiste numa possível solução futura para realização da camada de amanteigamento para a deposição do Stellite 1 sobre o substrato de aço AISI H13.

Foi definido que cada parâmetro de soldagem seria avaliado em três níveis diferentes. Os valores dos níveis de cada variável foram determinados com base na revisão da literatura realizada. A Tabela 4 apresenta os valores dos níveis das variáveis e parâmetros de soldagem avaliados. Além disso, os ensaios de soldagem foram divididos e realizados em quatro grupos distintos, de modo que, cada grupo, apresenta determinado objetivo ao avaliar a relação entre dois parâmetros de soldagem e a sua influência nos cordões de solda. Ademais, a partir dos resultados obtidos em cada grupo de ensaios tornou-se possível definir o valor do parâmetro avaliado a ser utilizado no grupo seguinte de ensaio.

Tabela 4. Variáveis e parâmetros de soldagem e seus respectivos níveis

Variáveis e Parâmetros	Níveis		
	Inferior	Intermediário	Superior
Distância bocal-peça [mm]	7	10	13
Vazão do gás de arraste [l/min]	0,5	1,0	2,0
Vazão do gás de plasma [l/min]	1,0	2,0	3,0
Recuo do eletrodo [mm]	1,4	2,2	3,0
Corrente de soldagem [A]	80	130	180
Taxa de alimentação do pó [kg/h]	0,5	1,0	1,5

Fonte: Elaborado pela autora

Desta forma, inicialmente foi avaliada a relação entre distância bocal-peça e taxa de alimentação de pó com o intuito de determinar o valor de DBP que permita a operacionalidade adequada do processo de soldagem PTA-P, especialmente no que diz respeito à alimentação do pó. Logo, os cordões de solda foram realizados com a combinação de cada nível de DBP e Tx avaliados no estudo. No grupo de ensaios 1 foram empregados os níveis intermediários dos parâmetros Is, Re, Vgpl e Vga, neste grupo de ensaios. De posse dos resultados do grupo de ensaios 1 foi possível definir o valor de DBP (10 mm) a ser utilizado nos ensaios de soldagem dos grupos seguintes.

Posteriormente, foi analisada a relação entre a vazão do gás de arraste Vga e taxa de alimentação de pó no grupo de ensaios 2. Os níveis de Vga empregados neste grupo baseiam-

se nos resultados obtidos na caracterização da taxa de alimentação do Inconel 625, sem a presença do arco voltaico, em que foi possível observar que a distribuição de pó pelos canais de alimentação da tocha depende de V_{ga} . Portanto, o grupo de ensaios 2 possui o foco em avaliar a influência na distribuição de pó pelos canais de alimentação da tocha de soldagem na morfologia e diluição dos cordões de solda. Assim como no grupo de ensaios 1, os níveis intermediários dos parâmetros I_s , Re e V_{gpl} foram usados neste grupo de ensaios. E, a partir dos resultados do grupo de ensaios 2 definiu-se como 1,0 l/min o valor mais adequado de V_{ga} a ser empregado nos ensaios posteriores.

Em seguida, investigou-se os efeitos da relação entre vazão do gás de plasma e recuo do eletrodo sobre os aspectos morfológicos e de diluição dos cordões de solda do processo PTA-P. Empregou-se neste grupo de ensaios 3 os níveis intermediários dos parâmetros I_s e T_x . Com base nos resultados deste grupo de ensaios, foi definido que os valores de V_{gpl} e Re a serem utilizados são de 1,0 l/min e 2,2 mm, respectivamente.

Por fim, de posse dos valores dos parâmetros de DBP, V_{ga} , V_{gpl} e Re mais adequados foi possível realizar o grupo de ensaios 4 com o intuito de determinar a influência da relação entre a corrente de soldagem e taxa de alimentação de pó e seus efeitos nos cordões de solda. A Tabela 5 apresenta a matriz dos ensaios de soldagem realizados e suas respectivas nomenclaturas.

Tabela 5. Nomenclatura dos ensaios realizados com o pó Inconel 625 e substrato de aço ASTM A36

Nomenclatura do ensaio	Grupo 1		Nomenclatura do ensaio	Grupo 2	
	DBP [mm]	T_x [kg/h]		V_{ga} [l/min]	T_x [kg/h]
A705	7	0,5	A0505	0,5	0,5
A710	7	1,0	A0510	0,5	1,0
A715	7	1,5	A0515	0,5	1,5
A1005	7	0,5	A105	1,0	0,5
A1010	7	1,0	A110	1,0	1,0
A1015	7	1,5	A115	1,0	1,5
A1305	7	0,5	A2005	2,0	0,5
A1310	7	1,0	A2010	2,0	1,0
A1315	7	1,5	A2015	2,0	1,5
Nomenclatura do ensaio	Grupo 3		Nomenclatura do ensaio	Grupo 4	
	V_{gpl} [l/min]	Re [mm]		I_s [A]	T_x [kg/h]
A1014	1,0	1,4	A8005	80	0,5
A1022	1,0	2,2	A8010	80	1,0
A1030	1,0	3,0	A8015	80	1,5

A2014	2,0	1,4	A13005	130	0,5
A2022	2,0	2,2	A13010	130	1,0
A2030	2,0	3,0	A13015	130	1,5
A3014	3,0	1,4	A1805	180	0,5
A3022	3,0	2,2	A1810	180	1,0
A3030	3,0	3,0	A1815	180	1,5

Fonte: Elaborado pela autora

3.2.2 Revestimento do aço H13 com o pó metálico Stellite 1

Nesta etapa do trabalho foram realizados ensaios de soldagem em chapas planas, com o intuito de determinar a parametrização de depósitos para o revestimento do aço AISI H13 com o pó metálico Stellite 1 visando baixos índices de diluição. Como substrato foi utilizado o aço AISI H13 por tratar-se de um dos principais aços ferramenta utilizados para a fabricação de moldes de injeção de alumínio em alta pressão. Enquanto que, foi escolhido o Stellite 1 como material de adição por servir como alternativa potencialmente viável em aplicações de revestimento dos moldes de injeção na busca por mitigar os problemas de desgaste e fadiga térmica, visando aumentar a vida útil destes moldes, por sua elevada dureza e composição química favorável.

De posse dos resultados obtidos com os ensaios de soldagem preliminares (descritos detalhadamente no apêndice F), posteriormente, foram realizados ensaios de soldagem com a deposição da liga Stellite 1 no substrato de aço AISI H13 juntamente com a técnica de tecimento. A técnica de tecimento foi empregada, visto que é possível obter maior largura do cordão de solda, em relação à soldagem sem tecimento. Os parâmetros de tecimento empregados nos ensaios de soldagem já tiveram seu efeito sobre as características geométricas dos cordões de solda estudados previamente no LTS (Voigt *et al.* [47]). De acordo com os resultados deste trabalho, foram obtidos cordões de solda de maior largura (aproximadamente 17 mm) acompanhado de reforço uniforme, assim como baixo índice de diluição (18,6 %). Logo, empregou-se nos ensaios de soldagem os parâmetros de tecimento conforme os empregados no estudo de Voigt *et al.* [47], com frequência de 0,6 Hz e amplitude de tecimento de 12, juntamente com o padrão de tecimento trapezoidal, com tempo de parada na extremidade de 0,3 s. Além disso, foi empregada também a amplitude de tecimento de 14 mm.

Com a realização dos depósitos com Stellite 1 sobre substrato de aço AISI H13, observou-se a necessidade de realizar uma camada de amanteigamento devido à presença de trincas com a deposição do Stellite 1 sobre o aço AISI H13, para tanto, foi empregada a liga Inconel 625 por ser um material mais dúctil. Logo, nos ensaios com a aplicação da técnica de

tecimento foram empregadas diferentes taxas de alimentação de pó (1,0, 1,3 e 1,5 kg/h), correntes de soldagem (130 e 140 A) e níveis de recuo do eletrodo (1,4 e 2,2 mm), tanto com a liga Stellite 1, quanto para o Inconel 625, a fim de avaliar a morfologia e presença de descontinuidades nos cordões de solda obtidos.

A Tabela 6 descreve a nomenclatura dos ensaios de soldagem realizados e suas respectivas condições de soldagem nesta etapa do trabalho. Vale ressaltar que, foram mantidos fixos o parâmetro DBP em 10 mm e as variáveis V_{ga} e V_{gpl} , ambos em 1,0 l/min. Além disso, os ensaios em que a nomenclatura apresenta o prefixo TS foi realizado o depósito da liga Stellite 1, diferentemente dos casos em que o prefixo seja TI, visto que se empregou o pó Inconel 625. Na Figura 21 é apresentado o fluxograma com as condições de soldagem empregadas nesta etapa do trabalho, com os respectivos parâmetros e variáveis de processo empregados.

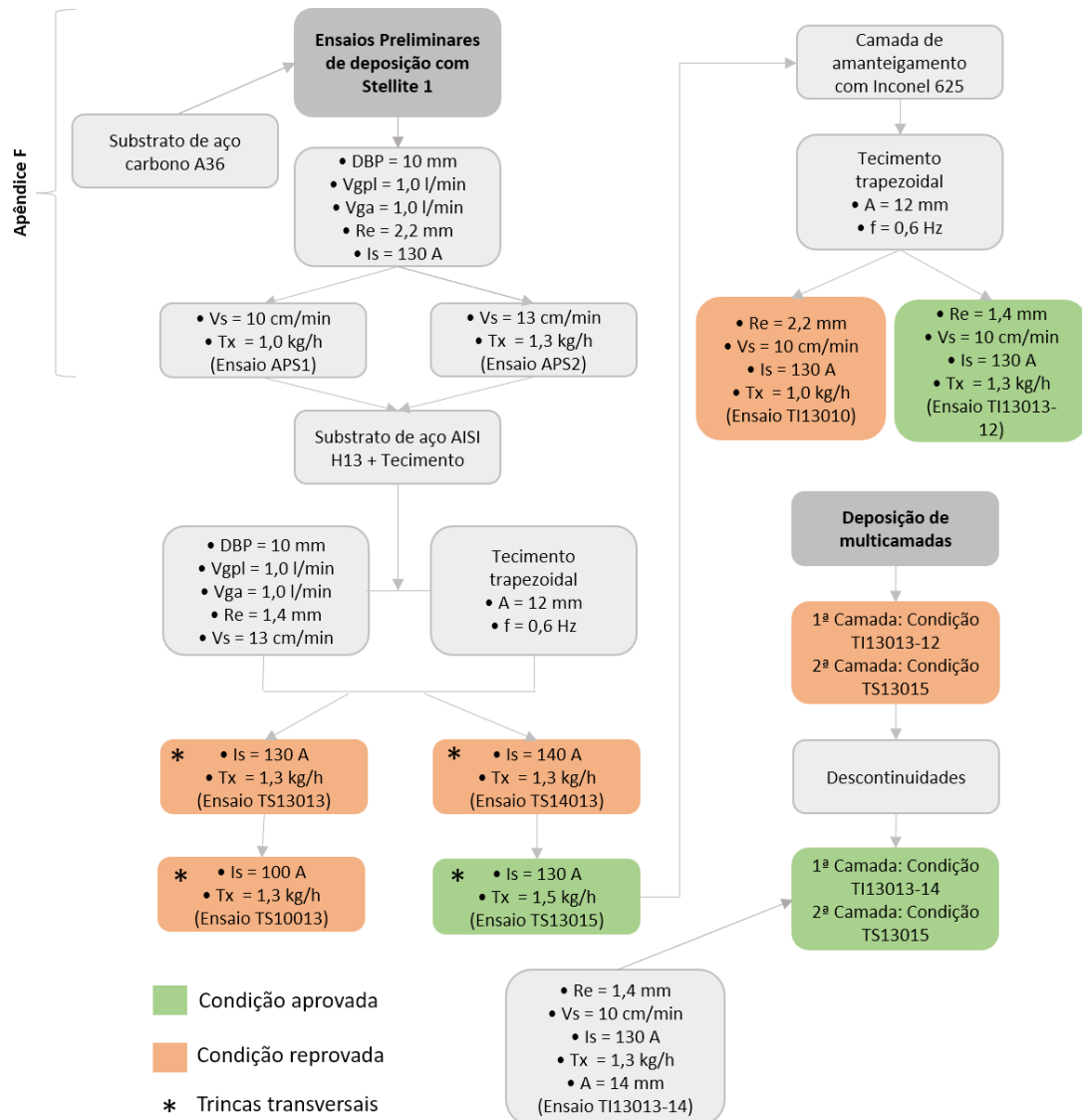
Tabela 6. Nomenclatura e condições de soldagem empregados nos ensaios para o revestimento do aço AISI H13 com a deposição do pó Stellite 1 e Inconel 625

Nomenclatura do ensaio	V_s [cm/min]	Re [mm]	Is [A]	Tx [kg/h]	Tecimento	f [Hz]	A [mm]
APS1	10	2,2	130	1,0	Não	-	-
APS2	13	2,2	130	1,3	Não	-	-
TS13013	13	1,4	130	1,3	Sim	0,6	12
TS14013	13	1,4	140	1,3	Sim	0,6	12
TS10013	13	1,4	100	1,3	Sim	0,6	12
TS13015	13	1,4	130	1,5	Sim	0,6	12
TI13010	10	2,2	130	1,0	Sim	0,6	12
TI13013-12	10	1,4	130	1,3	Sim	0,6	12
TI13013-14	10	1,4	130	1,3	Sim	0,6	14

*Em todos os ensaios com aplicação de tecimento foi empregado o padrão trapezoidal

Fonte: Elaborado pela autora

Figura 21. Fluxograma com as condições de soldagem empregados nos ensaios para o revestimento do aço AISI H13 com a deposição do pó Stellite 1 e Inconel 625



Fonte: Elaborado pela autora

3.3 CARACTERIZAÇÃO E ANÁLISE DOS ASPECTOS MORFOLÓGICOS DOS CORDÕES DE SOLDA

Com o intuito de analisar os aspectos geométricos dos cordões de solda obtidos, foram realizados cortes transversais nos corpos de prova para posterior análise macrográfica, sendo estes retirados a aproximadamente 85 mm do início dos cordões de solda. As amostras com deposição de multicamadas foram, também, embutidas em resina poliéster. Cada uma das seções retiradas foi preparada metalograficamente utilizando lixas grão 80, 180, 240, 320, 400

e 600. E, posteriormente, a preparação metalográfica seguiu com os ataques adequados, conforme especificado na Tabela 7.

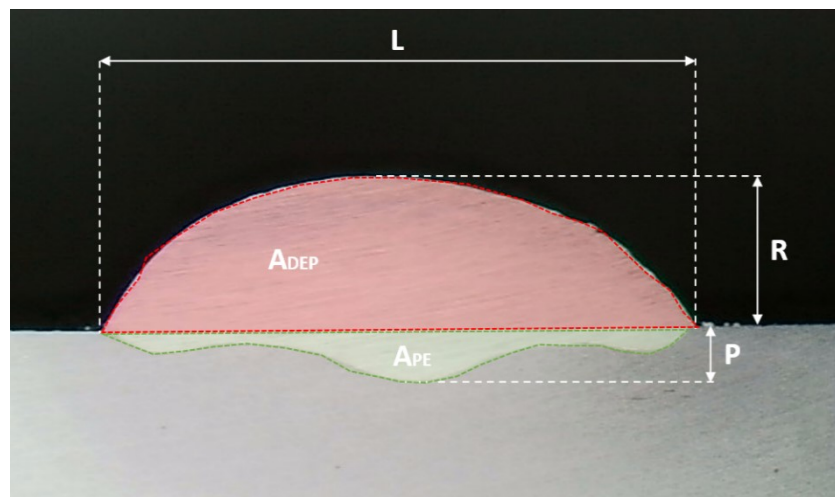
Tabela 7. Identificação dos ataques e seus respectivos reagentes

Substrato	Materiais Adição	Ataque	Reagente	Tempo do ataque
Aço ASTM A36	Inconel 625	Químico	Nital 4%	30 segundos
Aço ASTM A36	Stellite 1	Químico	Nital 4%	30 segundos
Aço AISI H13	Stellite 1	Químico	Marble	30 segundos
Aço AISI H13	Inconel 625	Químico	Marble	30 segundos
Aço AISI H13	Inconel 625 e Stellite 1	Eletrolítico e Químico	Ácido oxálico e Marble	60 segundos / 10 segundos

Fonte: Elaborado pela autora

Com o auxílio de um estereoscópio, foram realizadas as macrografias dos cordões de solda com o intuito de observar a geometria dos mesmos e verificar a presença de descontinuidades. Em posse destas, foi possível medir largura, penetração, reforço, área depositada e área penetrada, e com estas últimas calcular o índice de diluição, com o auxílio do software de domínio público ImageJ. O método de dimensionamento adotado é ilustrado na Figura 22.

Figura 22. Nomenclatura das medidas de penetração (P), largura (L), reforço (R), área penetrada (A_{PE}) e área depositada (A_{DEP})

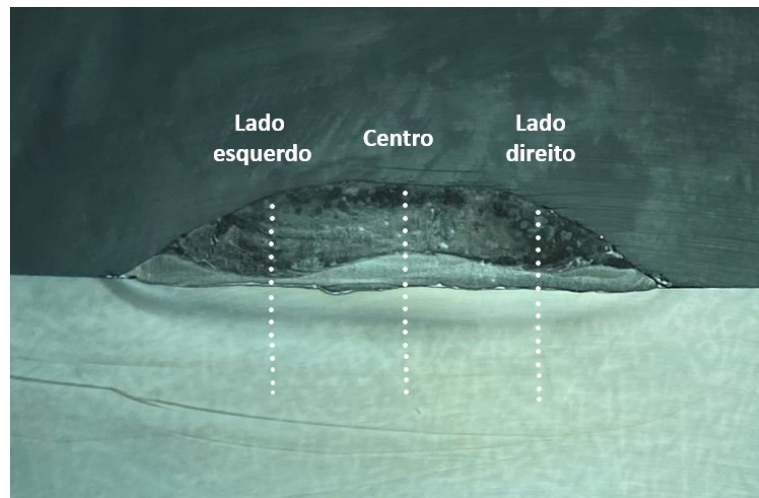


Fonte: Elaborado pela autora

Além da análise dimensional, as amostras com a deposição de multicamadas foram submetidas também a análise do perfil de microdureza. Para isso, as mesmas foram sujeitas ao lixamento com lixas de gramaturas até 1000, seguida de polimento (alumina em suspensão de

0,3 μm). O perfil de microdureza Vickers foi obtido na seção transversal das amostras, na direção perpendicular à superfície do substrato, iniciando a uma distância de 125 μm do topo do cordão de solda, e adentrando no material com espaçamento entre impressões de 250 μm (ABNT NBR 6507-1). Empregou-se o microdurômetro modelo FM-800, com carga aplicada de 300g (HV 0,3) por 15 segundos. A Figura 23 mostra a seção transversal de um cordão de solda, indicando a localização das impressões de microdureza realizadas.

Figura 23. Seção transversal do cordão com a localização das impressões de microdureza



Fonte: Elaborado pela autora

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 CARACTERIZAÇÃO DA TAXA DE ALIMENTAÇÃO DE PÓ

4.1.1 Pó metálico: Inconel 625

Inicialmente, foi avaliado o comportamento quanto à alimentação do pó metálico Inconel 625. Para tanto, foram realizados ensaios conforme descritos no item 3.1. Vale ressaltar, que estes ensaios foram realizados sem a presença do arco voltaico para realizar apenas a caracterização da taxa de alimentação de pó e compreender a relação entre a velocidade de rotação do motor do ADP e vazão do gás de arraste com a taxa de alimentação de pó. Primeiramente, foi avaliado o valor da taxa de alimentação de pó global, ou seja, considerando a soma da massa de pó resultante dos quatro canais de alimentação da tocha. A Tabela 8 apresenta os resultados médios obtidos da taxa de alimentação global do pó Inconel 625 em função da vazão do gás de arraste e da velocidade de rotação do motor do ADP.

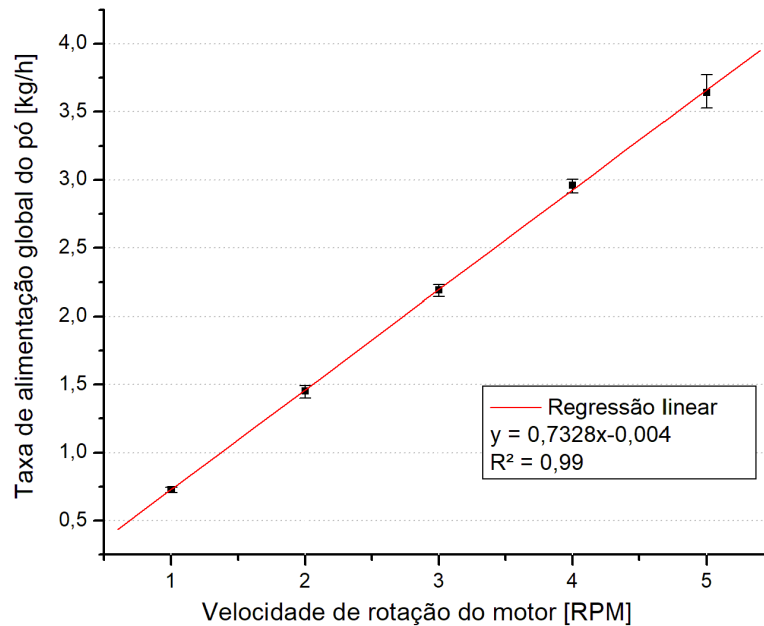
Tabela 8. Medidas das taxas de alimentação global do pó Inconel 625 em função da vazão do gás de arraste e velocidade de rotação do motor do ADP

Vazão do gás de arraste [l/min]	Velocidade de rotação do motor [RPM]				
	1,0	2,0	3,0	4,0	5,0
1,0	0,720	1,423	2,202	2,972	3,530
2,0	0,735	1,456	2,175	2,952	3,639
3,0	0,724	1,460	2,178	2,935	3,684
4,0	0,737	1,477	2,199	2,981	3,708
Tx_global média [kg/h]	0,729	1,454	2,189	2,960	3,640

Fonte: Elaborado pela autora

Percebe-se que o aumento da vazão do gás de arraste pouco impacta no aumento da taxa de alimentação global de material. Diferentemente do que ocorre na relação entre a taxa de alimentação global e a velocidade de rotação do motor do ADP. Portanto, a partir disto foi possível elaborar o gráfico da taxa de alimentação global de pó em função da velocidade de rotação do motor do ADP, como ilustrado na Figura 24.

Figura 24. Taxa de alimentação global do pó Inconel 625 em função da velocidade de rotação do motor do ADP



Fonte: Elaborado pela autora

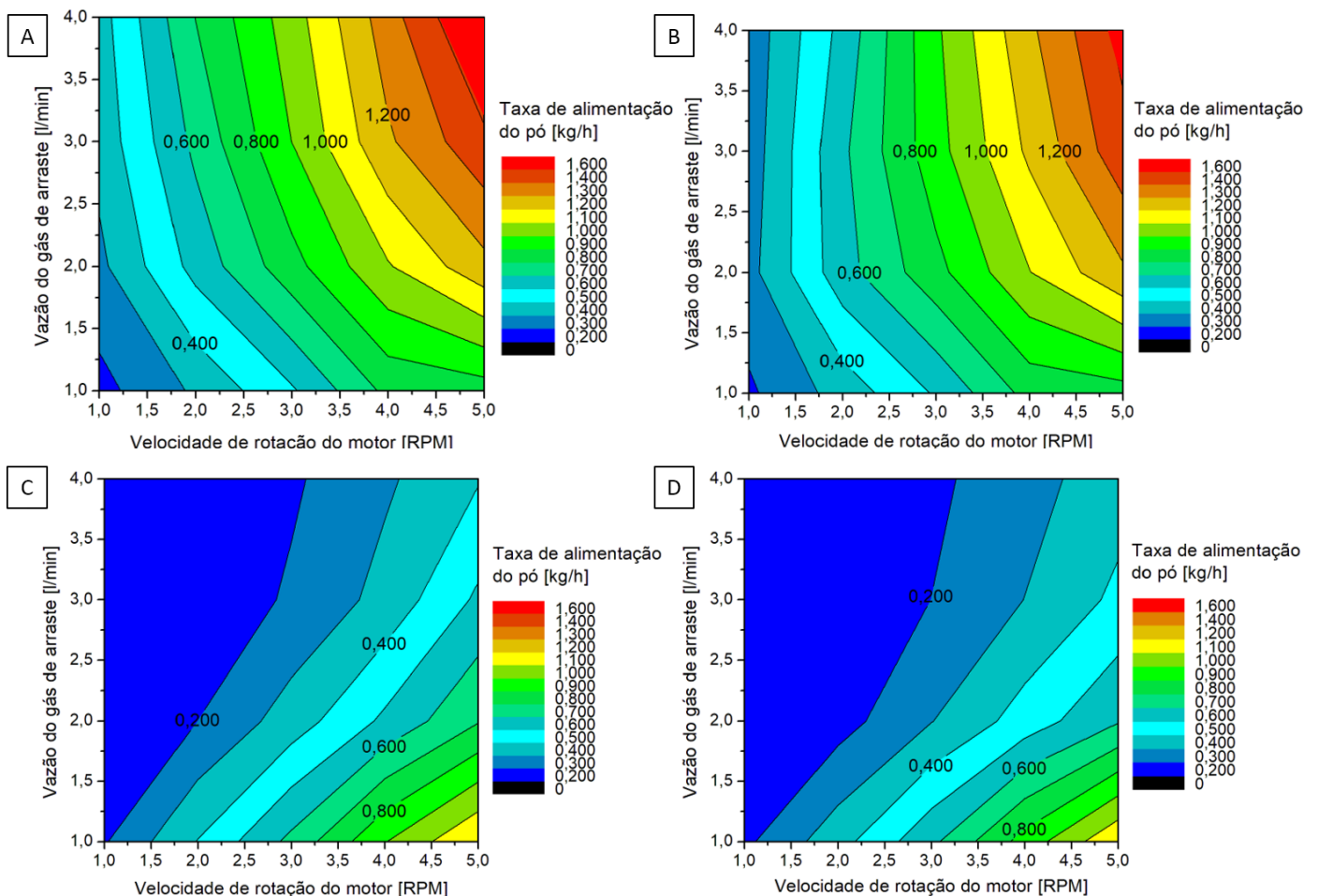
Na Figura 24, observa-se a representação da relação linear entre a taxa de alimentação de pó e da velocidade de rotação do motor do ADP. Os resultados foram ajustados por regressão, a fim de possibilitar a extrapolação dos valores de taxa de alimentação de pó a ser empregada nos ensaios de soldagem, ao regular os valores da taxa de alimentação na unidade de interesse em kg/h. Ademais, a Figura 24 apresenta as respectivas barras de erro considerando os valores máximo e mínimo das massas de pó aquiridos para cada vazão do gás de arraste e velocidade de rotação do motor do ADP.

Durante a realização dos ensaios de caracterização da taxa de alimentação de pó Inconel 625, foi observado, para algumas condições, o efeito de pulsação do pó metálico ao longo dos 60 segundos. Isto aconteceu para os ensaios com velocidade de rotação do motor do ADP a partir de 3 RPM, entretanto, apenas para a vazão do gás de arraste de 1,0 l/min. Visto que, para a velocidade de rotação do motor de 3 RPM tem-se a taxa de alimentação de pó de 2,2 kg/h, aproximadamente, acredita-se que a vazão do gás de arraste seja insuficiente para realizar o adequado transporte e alimentação desta quantidade de pó. Mesmo com este efeito de pulsação do pó, nestas condições, isto não impactou no valor final da aquisição de massa de pó ao longo dos 60 segundos. Porém, a pulsação do pó tornou essa condição inadequada para sua aplicação no contexto da soldagem com o processo PTA-P, uma vez que, haveria momentos com demasiada alimentação de pó e outros sem a presença do material de adição pelo seu

entupimento ao longo da mangueira de alimentação que liga o reservatório do ADP à tocha de soldagem. Assim, isto resultaria num cordão de solda sem uniformidade na deposição de material ao longo do seu comprimento.

Durante os ensaios foi visto que, o aumento da vazão do gás de arraste impacta no modo que o material é alimentado entre os quatro canais de alimentação da tocha de soldagem, como pode ser observado pela Figura 25 que representa a taxa de alimentação de material estratificada pelos quatro canais de alimentação da tocha de soldagem.

Figura 25. Estratificação da alimentação do pó Inconel 625 (a) canal A, (b) canal B, (c) canal C e (d) Canal D



Fonte: Elaborado pela autora

Visto que, a vazão do gás de arraste pouco impacta no aumento da taxa de alimentação global de material, entretanto, a partir dos resultados da Figura 27, observa-se que a vazão do gás de arraste impacta diretamente na forma de alimentação do pó metálico pelos canais de alimentação da tocha de soldagem. Neste contexto, a taxa de alimentação de pó torna-se mais

uniforme ao longo dos quatro canais de alimentação apenas para 1 l/min de vazão do gás de arraste. Contudo, para vazão do gás de arraste de 1 l/min e maiores taxas de alimentação, sobretudo, a partir de 3 RPM da velocidade de rotação do motor do ADP a alimentação de material é ligeiramente maior para os canais C e D, sendo estes responsáveis respectivamente por 28,3 % e 26,4 % da alimentação. Tal efeito, possivelmente, decorre da baixa vazão do gás de arraste que se mostra insuficiente para fluidizar maiores taxas de alimentação de pó. Além disso, para vazões de gás de arraste acima de 2,0 l/min, a alimentação de material ocorre em grande parte pelos canais frontais, A e B, com 35,0 % cada. Este comportamento se torna mais pronunciado para maiores vazões do gás de arraste (3 e 4 l/min), onde são obtidas taxas de 44,5 % e 37,2 % para os canais A e B, respectivamente.

Visto que, como resultado notou-se o impacto da vazão do gás de arraste na forma de alimentação de pó pelos diferentes canais da tocha de soldagem, tem-se o questionamento de como os diferentes modos de alimentação de pó impactariam na morfologia do cordão de solda. Portanto, buscou-se uma condição que resulte na alimentação de pó majoritariamente pelos canais C e D, de modo que a influência da mesma na morfologia do cordão de solda fosse validada com os ensaios de soldagem. Para tanto, foram realizados ensaios com a taxa de alimentação de pó de 1,0 kg/h e vazão do gás de arraste de apenas 0,5 l/min. O resultado é apresentado na Tabela 9.

Tabela 9. Medidas das taxas de alimentação do pó Inconel 625 com 0,5 l/min da vazão do gás de arraste

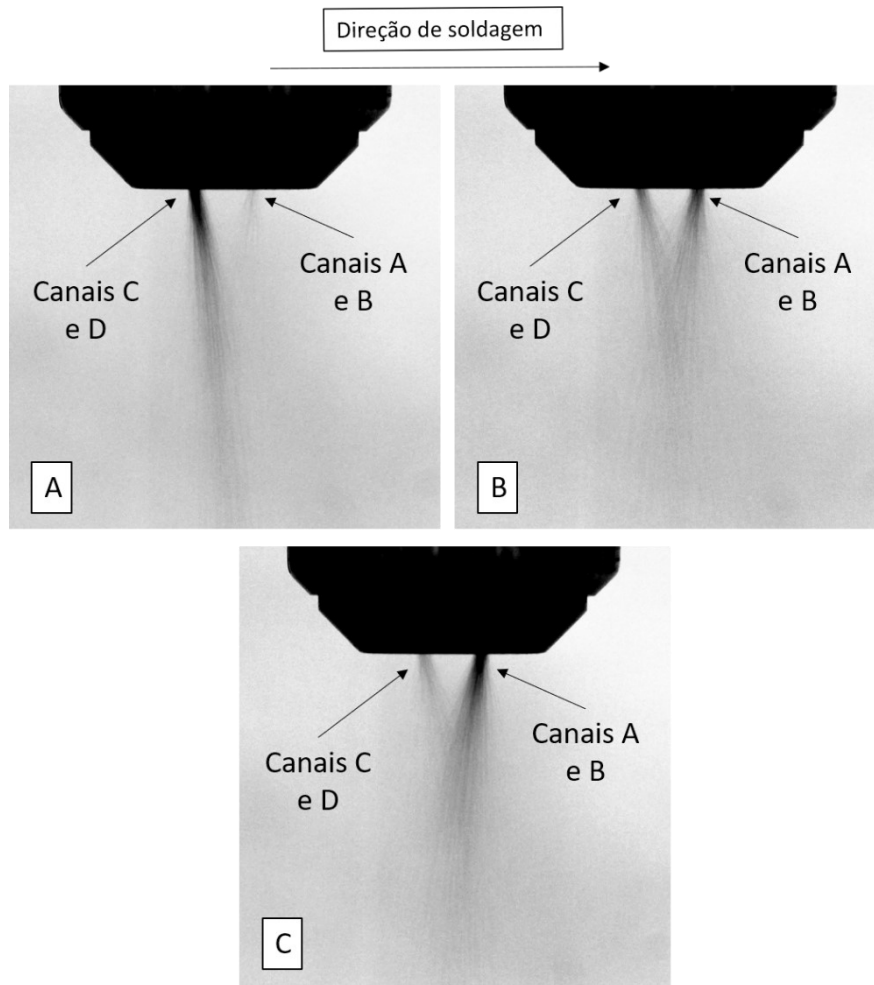
Ensaio	Taxa de alimentação de pó por canais [kg/h]				Taxa de alimentação global [kg/h]
	Canal A	Canal B	Canal C	Canal D	
1	0,053	0,061	0,459	0,440	1,013
2	0,081	0,094	0,436	0,408	1,019
3	0,087	0,100	0,440	0,410	1,037

Fonte: Elaborado pela autora

Com a vazão do gás de arraste de 0,5 l/min obteve-se o comportamento de maior alimentação do pó pelos canais C e D. Sendo estes canais responsáveis por 43,5 % e 41,0 %, respectivamente, da alimentação de material. O que reforça a hipótese que vazões de gás de arraste até 1 l/min seriam insuficientes para fluidizar e transportar esse pó para os canais frontais da tocha de soldagem empregada. Logo, com este resultado, a influência da vazão do gás de arraste foi caracterizada de modo a ser observada três formas de alimentação de material. Sendo elas, com a alimentação de pó, em sua maioria, pelos canais C e D, uniformemente distribuída

pelos quatro canais ou ainda com a alimentação, principalmente, pelos canais A e B. Na Figura 26 é possível observar os diferentes modos de alimentação em função da vazão do gás de arraste.

Figura 26. Modo de alimentação do Inconel 625 (a) principalmente pelos canais C e D, (b) uniformemente distribuída pelos quatro canais e (c) especialmente pelos canais A e B



Fonte: Elaborado pela autora

4.1.2 Pó metálico: Stellite 1

Com os conhecimentos obtidos com a caracterização da taxa de alimentação do pó Inconel 625, sabe-se da influência que a velocidade de rotação do motor do ADP apresenta na massa de pó que é alimentada pela tocha de soldagem. Assim como, que a vazão do gás de arraste impacta diretamente no modo do pó metálico ser alimentado pelos canais de alimentação, porém, pouco influencia na taxa de alimentação global de material. Entretanto, alguns fatores devem ser levados em consideração e impactam a caracterização da alimentação,

dado que, esta depende da configuração operacional empregada e as propriedades do pó utilizado, pois os pós metálicos podem apresentar diversas faixas granulométricas e densidades aparentes. Sendo assim, a caracterização do pó deve ser realizada para cada tipo de pó a ser empregado.

Desta forma, foi avaliado o comportamento da alimentação do pó metálico Stellite 1 e os ensaios para a caracterização da taxa de alimentação de pó foram realizados conforme descritos para o Inconel 625. Igualmente como para a liga Inconel 625, inicialmente, foi avaliado o valor da taxa de alimentação de pó global. A Tabela 10 apresenta os resultados médios obtidos da taxa de alimentação global do pó Stellite 1 em função da vazão do gás de arraste e da velocidade de rotação do motor do ADP. Nota-se que, os valores da taxa de alimentação do Stellite 1 são superiores àqueles obtidos com a liga Inconel 625. Este aumento pode estar associado a maior densidade aparente do Stellite 1, que impacta na maior quantidade de massa do pó num dado volume das cavidades da válvula rotativa do ADP.

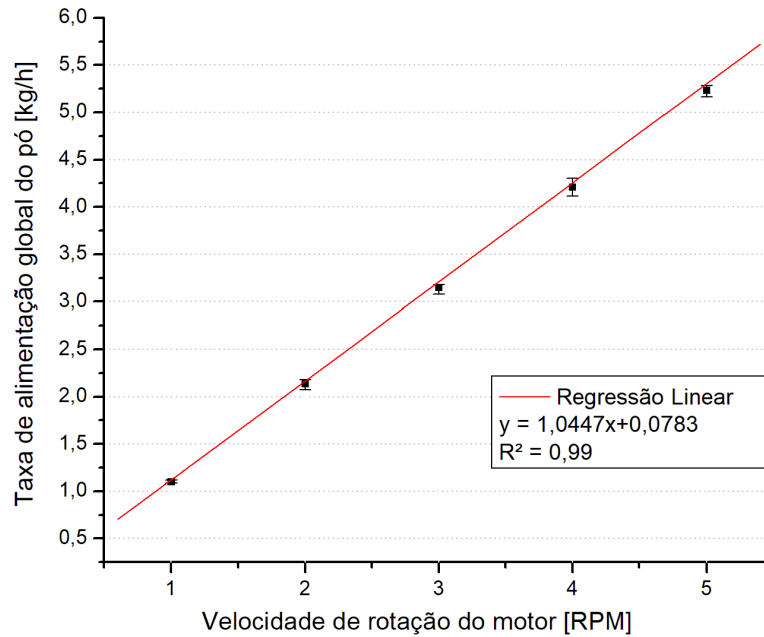
Tabela 10. Medidas das taxas de alimentação global do pó Stellite 1 em função da vazão do gás de arraste e velocidade de rotação do motor do ADP

Vazão do gás de arraste [l/min]	Velocidade de rotação do motor [RPM]				
	1,0	2,0	3,0	4,0	5,0
1,0	1,091	2,104	3,117	4,204	5,222
2,0	1,111	2,170	3,157	4,222	5,252
3,0	1,091	2,146	3,156	4,194	5,220
4,0	1,104	2,121	3,145	4,203	5,235
Tx_global média [kg/h]	1,099	2,135	3,144	4,206	5,232

Fonte: Elaborado pela autora

De posse dos resultados, observa-se que o aumento da vazão do gás de arraste não resulta no aumento da taxa de alimentação global de material. Diferentemente do que ocorre na relação entre a taxa de alimentação global e a velocidade de rotação do motor do ADP, assim como os resultados obtidos com o Inconel 625. Logo, a partir disto foi determinada a relação da taxa de alimentação global de pó Stellite 1 em kg/h em função da velocidade de rotação do motor do ADP (Figura 27). Nesta, igualmente ao emprego do Inconel 625, observa-se a relação linear entre a taxa de alimentação de pó e da velocidade de rotação do motor do ADP. Além disso, também apresenta as respectivas barras de erro considerando os valores máximo e mínimo das massas de pó aquiridos para cada vazão do gás de arraste e velocidade de rotação do motor do ADP.

Figura 27. Taxa de alimentação global do pó Stellite 1 em função da velocidade de rotação do motor do ADP

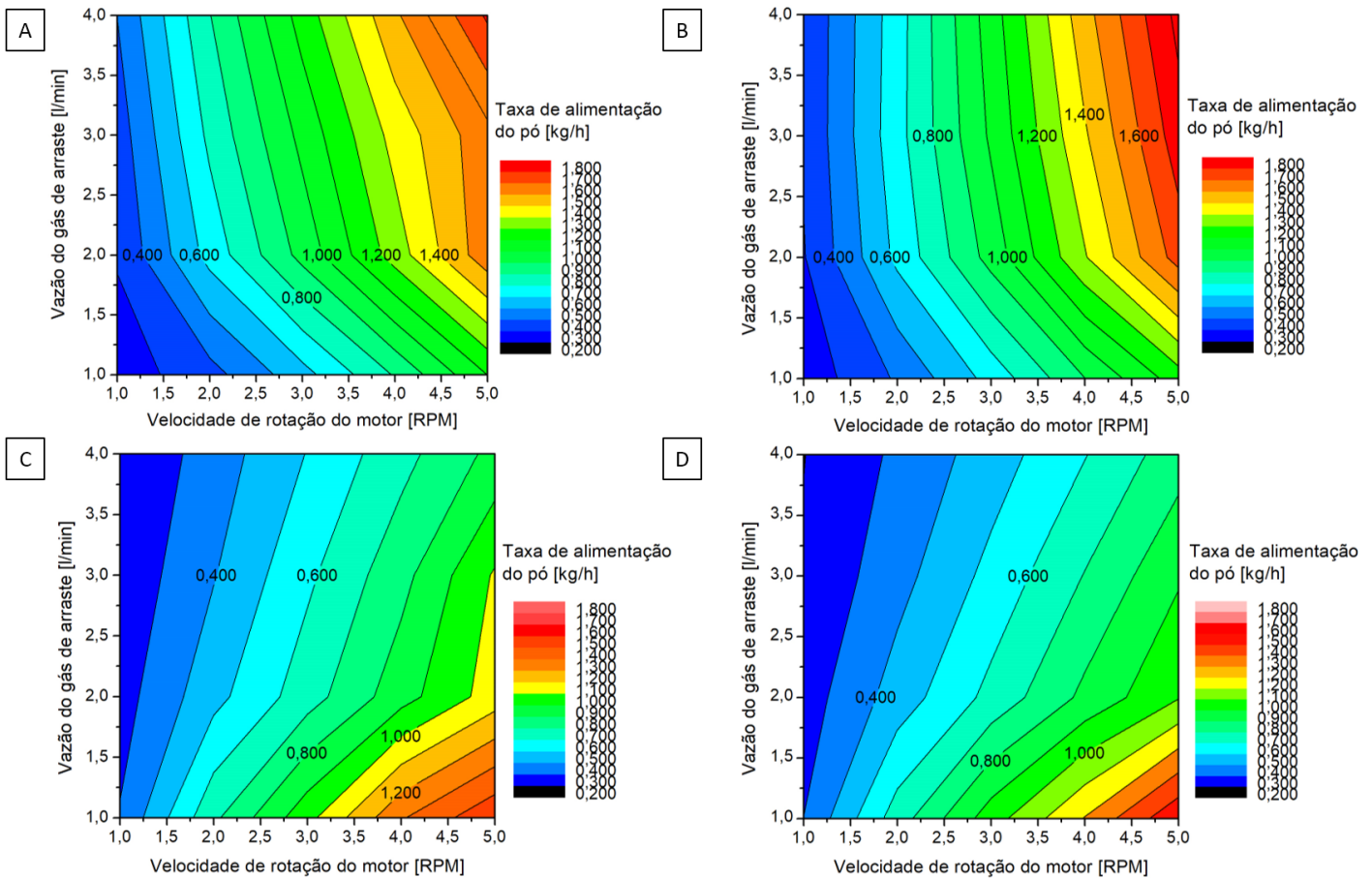


Fonte: Elaborado pela autora

Também durante os ensaios de aquisição da massa de pó, foi observado o efeito de pulsação do pó metálico ao longo dos 60 segundos. Assim como para o Inconel 625, a pulsação do pó ocorreu apenas para a vazão do gás de arraste de 1 l/min. Enquanto que, nos ensaios com Inconel 625, este efeito foi observado a partir da velocidade de rotação do motor do ADP de 3 RPM, para o Stellite o mesmo efeito foi constatado apenas para velocidade de rotação do motor de 5 RPM. Do mesmo modo que com o Inconel 625, acredita-se que a vazão do gás de arraste seja insuficiente para fluidizar adequadamente esta quantidade do pó Stellite 1. Além disso, igualmente como observado nos resultados do item 4.1.1, o efeito de pulsação do pó Stellite 1, não impactou no valor final da aquisição de massa de pó ao longo dos 60 segundos.

Além disso, verificou-se também que o aumento da vazão do gás de arraste impacta no modo que o material na forma de pó é alimentado entre os quatro canais de alimentação da tocha de soldagem, visto que este aumento resulta na fluidização e transporte do pó Stellite 1 majoritariamente para os canais frontais da tocha de soldagem empregada. A Figura 28 representa a taxa de alimentação de material estratificada pelos quatro canais de alimentação da tocha de soldagem.

Figura 28. Estratificação da alimentação do pó Stellite 1 (a) canal A, (b) canal B, (c) canal C e (d) Canal D



Fonte: Elaborado pela autora

Portanto, a partir destes resultados, é possível observar que, para 1 l/min de vazão do gás de arraste, a alimentação de material ocorre em grande parte pelos canais C e D, sendo estes responsáveis, respectivamente, por aproximadamente 30,1 % e 29,3 % da alimentação, para todos os níveis de velocidade de rotação do motor avaliadas. Entretanto, para vazões de gás de arraste acima de 2 l/min, a alimentação de material ocorre em grande parte pelos canais frontais, A e B, com 29,0 % cada, a partir de 2 RPM da velocidade de rotação do motor. Este comportamento fica mais pronunciado para maiores vazões do gás de arraste, sendo aproximadamente 32,0 % e 36,0 % para o canal A, considerando as vazões de 3 e 4 l/min, respectivamente, em todos os níveis de RPM. Em relação ao canal de alimentação B, este é responsável por 32,0 % da alimentação de material ao longo da soldagem, igualmente para as vazões do gás de arraste de 3 e 4 l/min. Vale ressaltar que, com a liga Stellite 1 não foi possível determinar, nas condições testadas, uma condição em que a alimentação de material fosse uniforme pelos quatro canais da tocha de soldagem, diferentemente da liga Inconel 625.

Portanto, ao considerar o modelo de tocha empregado nos ensaios e os resultados obtidos com a caracterização da taxa de alimentação dos diferentes pós empregados, Inconel 625 e Stellite 1, obteve-se o efeito da vazão do gás de arraste no modo de alimentação de pó pelos canais de alimentação nos ensaios sem a presença do arco voltaico. Entretanto, estes diferentes modos de alimentação de pó não são mencionados na literatura citada e, portanto, tem-se o questionamento de como estes impactariam na morfologia e índice de diluição do cordão de solda.

4.2 ESTUDO SISTEMÁTICO DA INFLUÊNCIA DAS VARIÁVEIS E PARÂMETROS DO PROCESSO PTA-P

Após conhecer em detalhes o comportamento da taxa de alimentação de pó, a presente etapa teve como objetivo aplicar esse conhecimento com a presença do arco voltaico e realizar o estudo sistemático da influência das principais variáveis e parâmetros do processo PTA-P. Para tanto, os ensaios de soldagem foram realizados com o auxílio da bancada de ensaios estruturada, conforme descrita no item 3.2.1 e representada na Figura 19.

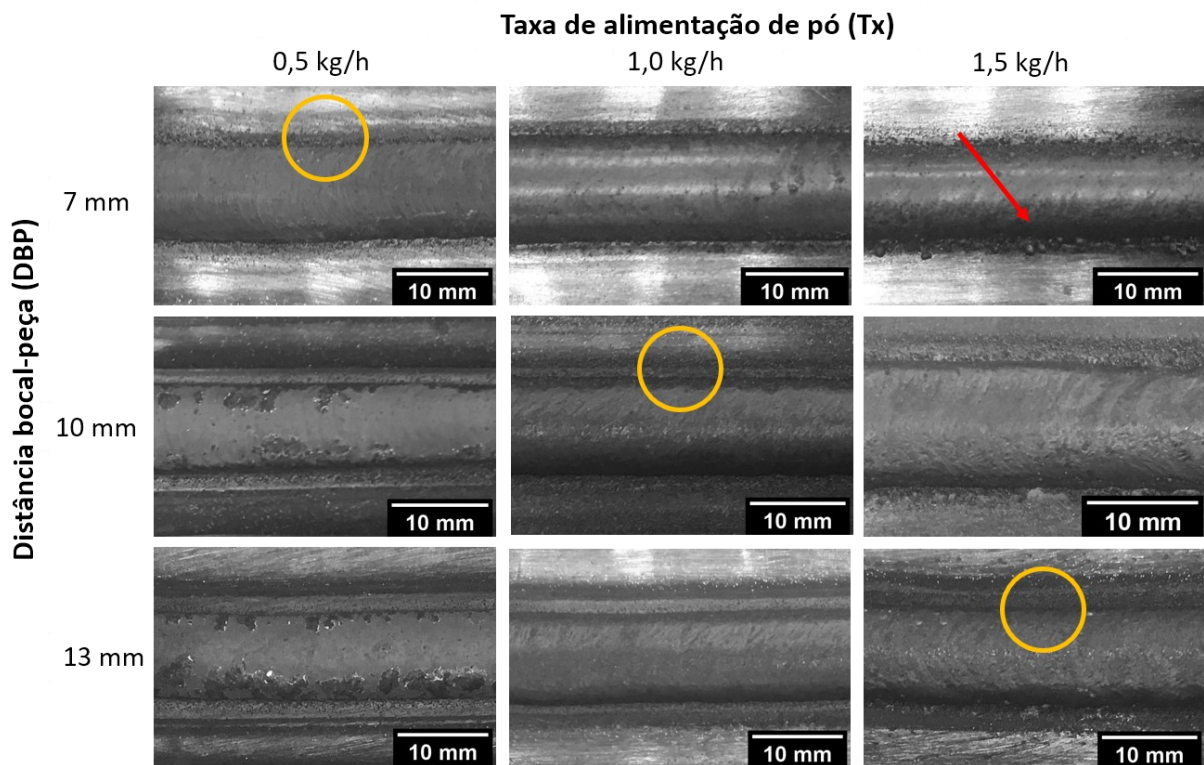
Foram realizados três cordões de solda para cada condição analisada e, portanto, foi extraída uma amostra por cordão de solda para ser submetidas a análise de macrografia. Para tanto, nas discussões que se segue é apresentada, para cada condição avaliada, a macrografia que melhor representa as características geométricas médias dos cordões de solda em questão. Já nos Apêndices A a D são apresentadas todas as macrografias e as faces dos cordões de solda realizadas no estudo. No Apêndice E apresentam-se os dados obtidos a partir de medições realizadas nas imagens dos Apêndices A a D.

4.2.1 Efeito da distância do bocal constritor-peça (DBP) e taxa de alimentação de pó (Tx)

De posse dos resultados obtidos com a caracterização da taxa de alimentação de pó, juntamente com o conhecimento do efeito da pulsação do pó, em algumas condições, e da influência da vazão do gás de arraste no modo de alimentação de material pela tocha de soldagem, tornou-se possível determinar os parâmetros a serem empregados nos ensaios objetivando avaliar os efeitos da taxa de alimentação de pó na morfologia e diluição dos cordões de solda. Devido à instabilidade observada durante os ensaios para caracterizar a taxa de alimentação de pó, optou-se por limitar a 1,5 kg/h a alimentação de material para os ensaios de soldagem.

Ao realizar os ensaios de soldagem do grupo 1, para avaliação do efeito da distância do bocal constritor-peça e taxa de alimentação de pó, inicialmente, foi realizada a análise visual acerca do aspecto superficial e da regularidade da face dos cordões obtidos em cada um dos ensaios descritos na Tabela 5. Na Figura 29 são apresentados os cordões de solda como soldados obtidos no grupo de ensaios 1.

Figura 29. Aspecto superficial dos cordões de solda obtidos sob diferentes taxas de alimentação de pó e distância bocal-peça



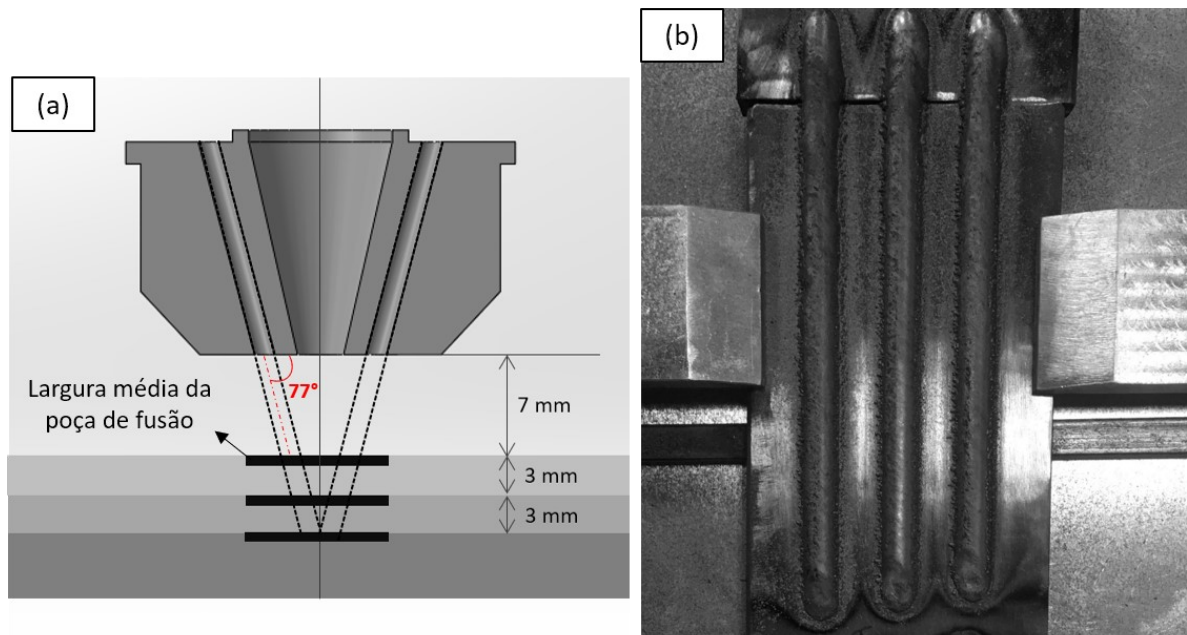
Fonte: Elaborado pela autora

Com a realização deste grupo de ensaios, verificou-se que os depósitos realizados com as taxas de alimentação de pó de 0,5 e 1,0 kg/h, para as variações de DBP analisadas, apresentaram bom aspecto superficial ao longo do seu comprimento, lisos, livres de trincas e porosidades superficiais, mas eventuais partículas não fundidas na margem dos cordões de solda são observadas (exemplificado em laranja na Figura 29). Entretanto, as condições com a maior taxa de alimentação de pó (1,5 kg/h), nos três níveis de DBP empregados, apresentaram superfícies ásperas, além disso a condição com DBP de 7 mm apresentou material não fundido presente nas laterais do cordão (conforme destacado em vermelho na Figura 29). Todas as condições com taxa de alimentação de 1,5 kg/h mostraram-se também sem porosidades e trincas. As diferenças no aspecto superficial são resultantes do aumento da taxa de alimentação

de pó, visto que o aporte térmico foi o mesmo que nas outras condições, portanto, ocorreu falta de energia para fundir completamente todo o pó.

Do ponto de vista de processo, considerando DBP de 7 mm, verificou-se uma elevada quantidade de pó não fundido sobre a bancada de ensaios e o substrato, principalmente para a condição com Tx de 1,5 kg/h. Tal fato, impacta na maior quantidade de material não fundido presente nas laterais do cordão (Figura 29). Uma hipótese para isto está relacionada com o ângulo de incidência de pó da tocha de soldagem (Figura 30(a)), que foi determinado de modo experimental e com auxílio do software ImageJ, sendo este igual a 77° . Portanto, considerando os níveis de DBP empregados nos ensaios de soldagem, a menor DBP (7 mm) empregada é a mais crítica em relação à alimentação do material nos limites da poça de fusão, visto que, a região que as partículas de pó atingiram o corpo de prova é acima do ponto focal dos jatos de pó. De modo a reduzir a eficiência de deposição de pó, uma vez que parcela das partículas atingiram o substrato fora da poça de fusão. Assim, aliado à maior taxa de alimentação de pó (1,5 kg/h) e a vazão do gás de arraste empregada, o menor DBP empregado resulta na maior quantidade de pó não fundido nas laterais do cordão de solda, assim como sobre a bancada de ensaios (Figura 30(b)).

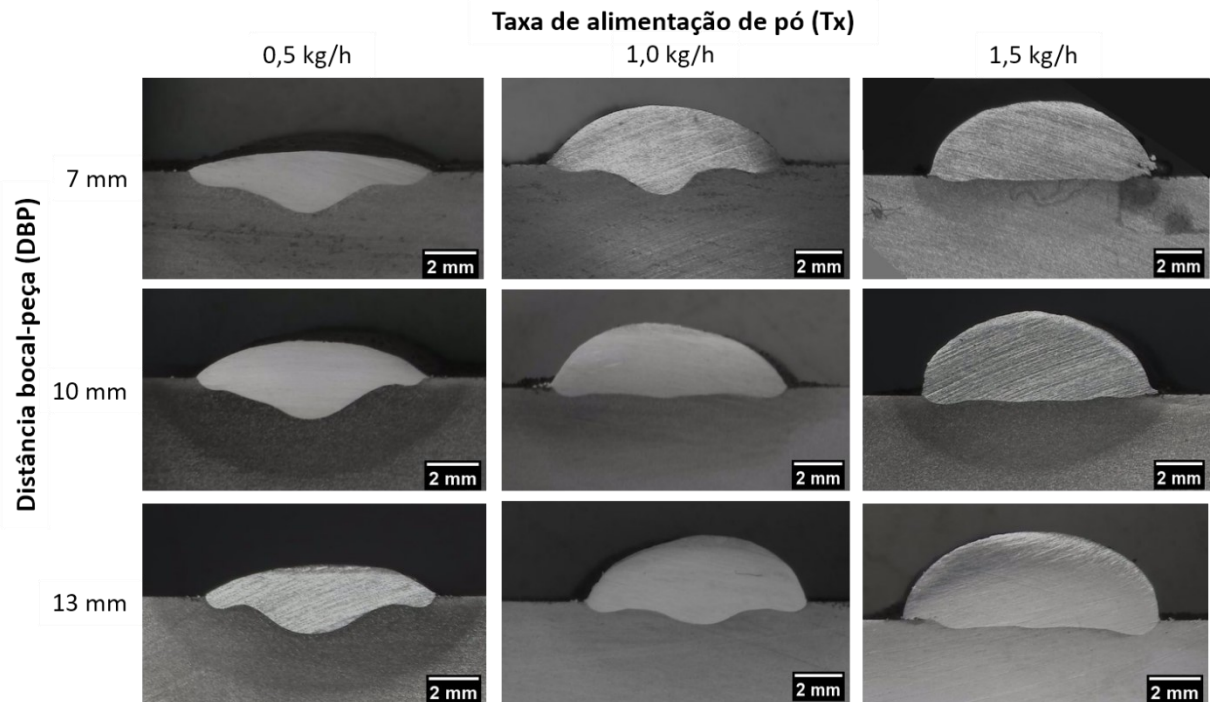
Figura 30. (a) Ângulo de incidência de pó da tocha de soldagem considerando os três níveis de DBP empregados e (b) Condição da bancada de soldagem com DBP de 7 mm e Tx de 1,5 kg/h



Fonte: Elaborado pela autora

Com o objetivo de observar as características geométricas dos cordões depositados obtidos nestes ensaios de soldagem, foram retiradas amostras dos corpos de prova e as macrografias dos cordões de solda se encontram na Figura 31.

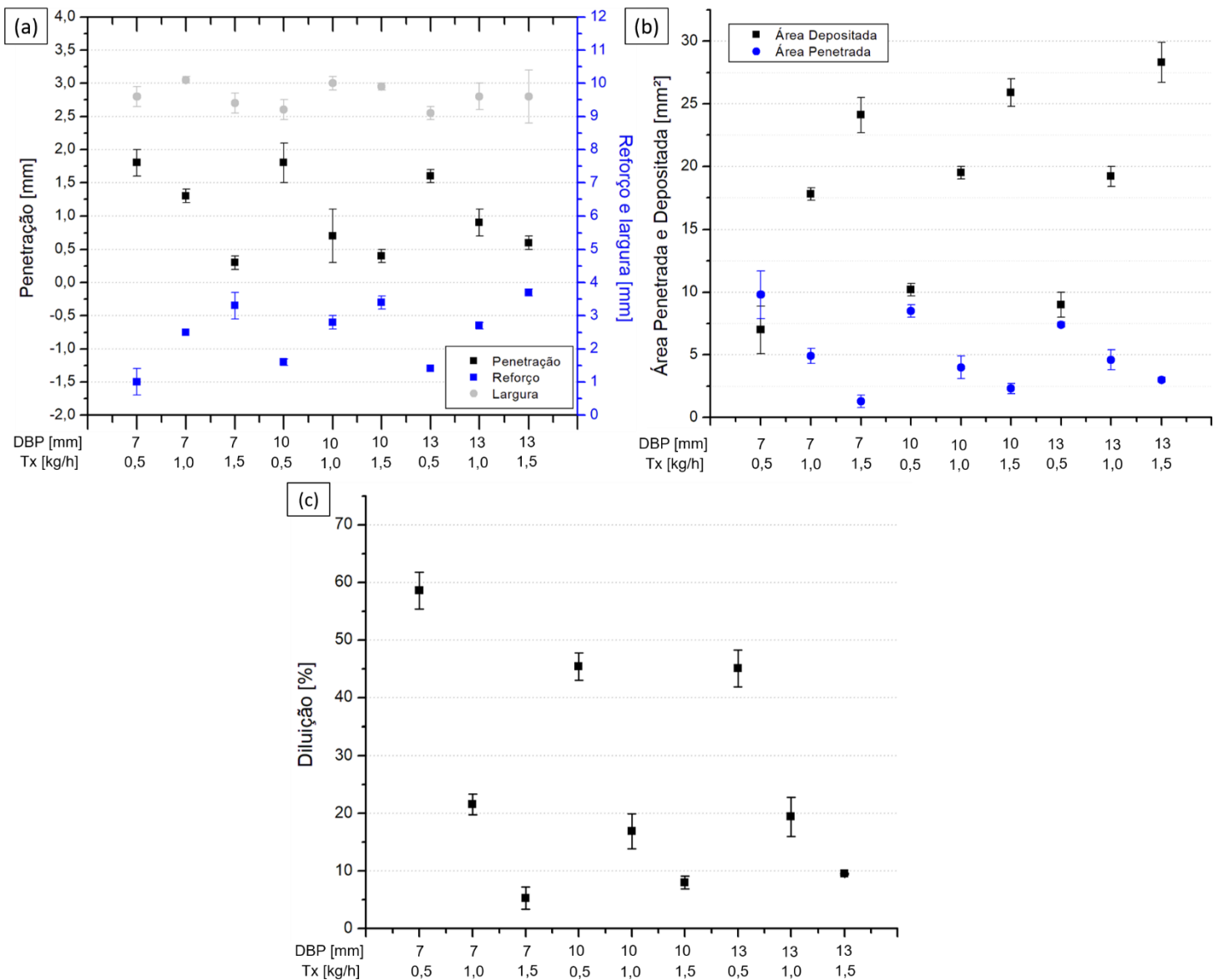
Figura 31. Macrografia dos cordões de solda obtidos com diferentes taxas de alimentação de pó e distância bocal-peça (grupo 1 de ensaios)



Fonte: Elaborado pela autora

Os valores de penetração, largura e reforço, assim como os valores de área penetrada, área fundida e diluição medidos pela seção transversal dos cordões de solda são apresentados na Figura 32, na qual são apresentados os valores médios obtidos, bem como o intervalo de confiança de 95%.

Figura 32. Medidas de (a) penetração, reforço e largura, (b) área penetrada e área depositada e (c) diluição dos cordões de solda em função do DBP e Tx



Fonte: Elaborado pela autora

Vale ressaltar que, a partir das macrografias para a condição com Tx de 1,5 kg/h, é possível observar o resultado do pó que não foi completamente fundido presente nas laterais dos cordões de solda (Figura 29). Visto que, isto resultou na falta de fusão nas laterais dos cordões de solda, diferentemente do que ocorreu com os outros níveis de Tx. Esta falta de fusão nas laterais do cordão também pode ser consequência da grande quantidade de material de adição, logo, uma solução consiste em aumentar a energia de soldagem ao reduzir a velocidade de soldagem ou ainda ao aumentar a corrente de soldagem para viabilizar a fusão completa dos perfis de penetração nas laterais destes cordões de solda.

Ao analisar os resultados dos depósitos realizados (Figura 32), verifica-se que a taxa de alimentação de pó e a distância bocal-peça não apresentam efeito relevante quanto ao comportamento da largura dos depósitos. Uma vez que, não é possível constatar uma tendência no comportamento deste aspecto morfológico dos cordões de solda mediante os níveis de Tx e DBP empregados.

Diferentemente do observado quanto ao reforço dos depósitos. É possível notar o comportamento de aumento do reforço dos cordões de solda com o aumento da taxa de alimentação empregada. Além disso, o aumento da taxa de alimentação de pó tem um efeito mais significativo no aumento do reforço dos cordões de solda do que o nível de DBP utilizado. Logo, sendo obtida maior deposição de material de adição e, com isso, obteve-se um incremento de 137,5 % e 220,2 % no reforço ao aumentar Tx de 0,5 kg/h para 1,0 e 1,5 kg/h, respectivamente, considerando o DBP de 7 mm. E, portanto, o mesmo comportamento de incremento do reforço com o aumento da taxa de alimentação de pó empregada é obtido para os níveis de 10 e 13 mm da distância bocal-peça. Silva [23] também obteve o aumento do reforço dos depósitos ao fixar o valor da DBP empregada e aumentar a taxa de alimentação de 9,5 para 11,5 g/min em seus ensaios com o pó metálico de aço inoxidável AISI 316L.

Quanto ao comportamento da área depositada dos depósitos, assim como para o reforço, tem-se que o efeito da taxa de alimentação de pó é mais expressivo que da distância bocal-peça. O aumento da área depositada dos cordões de solda é conseguido para maiores taxas de alimentação de pó. Na condição de DBP de 7 mm, com o aumento da taxa de alimentação de pó, obteve-se a maior deposição de material de adição e, com isso, obteve-se um incremento de 156,1 % e 246,5 % na área depositada ao aumentar a taxa de alimentação de pó de 0,5 para 1,0 e 1,5 kg/h, respectivamente. O mesmo comportamento é observado de aumento da área depositada ao aumentar o valor de Tx para os níveis de DBP de 10 e 13 mm.

Observa-se também, resultados similares de seção transversal dos cordões, largura e reforço para os cordões de solda realizados com 10 e 13 mm de DBP, nos três níveis de Tx empregados. Além do mais, observa-se similaridade na análise das áreas depositadas obtidas para estes dois níveis de DBP. Do ponto de vista de processo, na realização dos ensaios de soldagem obteve-se mais pó depositado sobre o substrato e bancada de ensaios para condição de DBP de 10 mm, em relação a maior DBP (13 mm). Assim, reafirma-se a relação com o ângulo de incidência de pó da tocha de soldagem com os níveis de DBP empregados, como pode ser observado pela Figura 32(a). Logo, ao comparar estes dois valores de DBP, tem-se a alimentação de pó mais periférica em relação a poça de fusão para DBP de 10 mm, impactando na maior quantidade de pó não fundido sobre a bancada. Diferentemente, do que ocorre para

DBP de 13 mm, visto que a alimentação de material ocorre mais ao centro da poça de fusão, portanto, o pó que é alimentado durante o processo de soldagem alcança a poça de fusão em um estado semifundido, o que resulta numa maior energia direcionada para a fusão do substrato e, conseqüentemente, maior penetração dos cordões de solda, como representado pelos dados da Figura 32. Visto que, Xibao e Hua [33] em seu estudo afirma que para corrente de soldagem de 100 A, apenas granulometrias de pó menores de 60 μm começariam a se fundir ainda no arco voltaico. E Silva [23] afirma ainda que parcela de energia utilizada para a fusão completa das partículas vem da poça de fusão, visto que as partículas entrariam em contato com a poça em um estado semifundido.

De posse dos resultados da Figura 32, é possível notar o comportamento da penetração dos depósitos com o emprego dos níveis da taxa de alimentação de pó e distância bocal-peça. De modo que, o efeito da taxa de alimentação de pó mostra-se mais considerável, também, em relação a penetração dos cordões de solda, no qual o aumento de Tx reduz os valores de penetração obtidos, para os três níveis de DBP avaliados. Além disso, para o menor nível de DBP (7 mm), o comportamento de redução da penetração do cordão de solda com o aumento de Tx, torna-se mais pronunciado do que para os maiores níveis de DBP (10 e 13 mm). Uma vez que, permite a maior ação do jato de plasma na poça de fusão, impactando nos valores de penetração. Assim, analisando do ponto de vista morfológico, para DBP de 7 mm, percebe-se pela análise das macrografias da seção transversal das amostras (Figura 31), o impacto da taxa de alimentação de pó na morfologia dos cordões de solda. Visto que, a menor DBP (7 mm) permite que o jato de plasma atue mais intensamente no substrato, quanto menor o valor de Tx empregado (0,5 kg/h), o que impacta na maior penetração do cordão de solda observada. Entretanto, acredita-se que este aumento da penetração também esteja relacionado com a taxa de alimentação de pó e o modo como ela influencia na distribuição de calor para o substrato. O que concorda com as afirmações de Silva [23] em seu trabalho, visto que, segundo o autor a poça de fusão tem efeito de isolante térmico entre o arco voltaico e o metal de base. Logo, ao manter fixo o valor da corrente de soldagem, quanto maior o valor da taxa de alimentação do pó, mais calor é retirado do arco voltaico para fundir o material adicionado. Como pode ser observado, ao considerar a Tx de 1,5 kg/h, visto que, tem-se maior quantidade de material a ser fundido o que promove o aumento da barreira de material interposta entre o arco voltaico e a poça de fusão e, portanto, maior parcela da energia utilizada para a fusão completa do pó provém da poça de fusão, assim, maior a dificuldade de transferência de calor ao substrato. Logo, parcela da energia térmica é utilizada para fusão do material de adição, contribuindo para menor penetração do cordão de solda obtida com as maiores taxa de alimentação de pó (1,5

kg/h). Desta forma, tem-se a redução de 82,3 % na penetração do cordão de solda com o aumento da Tx de 0,5 para 1,5 kg/h. Neste contexto, é possível observar pelos resultados de área penetrada da Figura 32, que o efeito da taxa de alimentação é mais significativo que a distância bocal-peça empregada. Menores valores de área penetrada são obtidos ao aumentar a taxa de alimentação de pó, em todos os níveis de DBP analisados. Sendo esse efeito de redução da área penetrada mais significativo para DBP de 7 mm, devido a maior ação do jato de plasma, resultando nos valores de penetração e, conseqüentemente, de área penetrada.

Ademais, verifica-se a inevitável influência do valor da área depositada, penetração e, conseqüentemente, área penetrada, no índice de diluição dos cordões de solda (Figura 32). Tal como o comportamento da penetração e área penetrada, observa-se o comportamento de redução do índice de diluição com o aumento da taxa de alimentação de pó empregada, sendo o efeito desta mais relevante que a distância bocal-peça. Uma vez que, ao considerar o DBP de 7 mm, ocorre redução de 63,0 % e 91,0 % na diluição do cordão quando a taxa de alimentação de pó aumenta de 0,5 kg/h para 1,0 e 1,5 kg/h, respectivamente. Nos demais níveis de DBP (10 e 13 mm), o mesmo comportamento de redução do índice de diluição ocorre ao aumentar a taxa de alimentação de pó.

Além disso, verifica-se com base na morfologia dos cordões de solda (Figura 31), o perfil de penetração dos cordões em *finger shape*, para menores taxas de alimentação de material (0,5 e 1,0 kg/h), sobretudo, para Tx de 0,5 kg/h, nos três níveis de DBP avaliados. O mesmo perfil em *finger shape* também foi obtido nos estudos de Silva [23], Lakshminarayanan *et al.* [25], Balasubramanian *et al.* [30], Antoszczyszyn *et al.* [34], Reinaldo [35] e Takano *et al.* [36]. No contexto do perfil em *finger shape* dos cordões de solda, tem-se que ao fixar o DBP em 7 mm, este perfil torna-se mais pronunciado ao reduzir a Tx.

Do contexto da soldagem MIG/MAG, conforme Scotti e Ponomarev [50], existem alguns fatores, seja pelo efeito térmico ou mecânico, que regem a formação de um cordão de soldagem. Segundo os autores, quando ocorre o aumento do comprimento do arco voltaico, visto que tem-se a diminuição da densidade de corrente e, portanto, do calor imposto ao corpo de prova (efeito térmico) e da pressão proveniente dos campos magnéticos que atuam no arco voltaico, entretanto, aumenta a força do jato de plasma e da velocidade das gotas em transferência no processo MIG/MAG (efeito mecânico). Portanto, verifica-se a complexidade entre a relação dos mecanismos que compõem a formação de um cordão de solda. Outro exemplo que atesta a complexidade da interação entre os fatores que governam um processo foi discutida por Cunha [51] em seu estudo acerca do processo TIG, visto que a fonte de calor originada do arco voltaico para o corpo de prova conduz a convecção do metal líquido e alta

transferência de calor que afetam diretamente na geometria da poça de fusão. São alguns fatores que originam a transferência de calor para o corpo de prova, como a distribuição de densidade de corrente, que ao considerar correntes de soldagem entre 100 A e 200 A, resultam numa poça de fusão na soldagem TIG com dimensões radiais da ordem de 5 mm e, portanto, a distribuição de calor na região anódica seja definida, sobretudo, pelo fluxo de elétrons. Logo, a distribuição de calor é similar com a distribuição gaussiana de densidade de corrente, resultando na concentração de calor no centro da poça de fusão.

Assim, ao considerar o processo PTA-P, acredita-se na mesma complexidade para a formação do cordão de solda, visto que, neste processo tem-se outras variáveis e parâmetros que são inerentes ao processo que devem ser considerados ao avaliar as características de um cordão de solda. Logo, uma hipótese que se levanta para o perfil de penetração dos cordões em *finger shape* pode estar associado à distribuição de calor para o corpo de prova, que seria similar à distribuição gaussiana. Além disso, acredita-se que a distribuição do fluxo de calor esteja intimamente relacionada com a taxa de alimentação empregada nos ensaios realizado com o processo PTA-P, visto que para os três níveis de taxas de alimentação empregados, o efeito do aumento da alimentação de material, ao fixar a análise para cada nível de DBP avaliado, torna-se mais pronunciado (Figura 31).

A partir dos dados obtidos, percebe-se que para taxa de alimentação de 0,5 kg/h, a adição de material é tão baixa que alterações no valor de DBP provocam alterações nas macrografias dos cordões obtidos, aproximando-se de um comportamento semelhante a um processo de soldagem autógeno. E, portanto, poderia demonstrar a possível relação entre a taxa de alimentação de pó e pressão do arco voltaico. Vale ressaltar que não foram realizadas medições para determinar os valores de pressão do arco voltaico pelo processo PTA-P, visto que esta investigação mais aprofundada ficou fora do escopo deste trabalho. Ademais, tem-se que com o aumento do valor de DBP, ocorre a diminuição da penetração do cordão de solda (Figura 32). Uma hipótese para explicar tal fato pode estar associado com a relação da distância eletrodo-peça (DEP) e pressão do arco voltaico como no processo TIG. Asquel *et al.* [48] no seu estudo com o processo TIG, obteve que o aumento da DEP promove a redução com um comportamento exponencial da pressão do arco voltaico. Para os autores, isso ocorre, pois, a pressão de estagnação está associada com a colisão do jato de plasma na poça de fusão. Logo, ao considerar que velocidade do jato de plasma é maior próxima ao eletrodo, então, a pressão do arco voltaico deve ser menor com o aumento da DEP. Neste contexto, o mesmo comportamento poderia acontecer com o aumento de DBP, o que resultaria nessa diminuição de 14,9 % na penetração ao aumentar a DBP de 7 para 13 mm. Entretanto, é importante ressaltar

que existem outros fatores que possivelmente influenciam nesta redução da penetração, como o aporte térmico fornecido ao corpo de prova, visto que, o aumento do DBP resulta no maior comprimento do arco voltaico e, portanto, menor densidade de corrente (maior área de acoplamento com o metal de base) (Scotti e Ponomarev [50]).

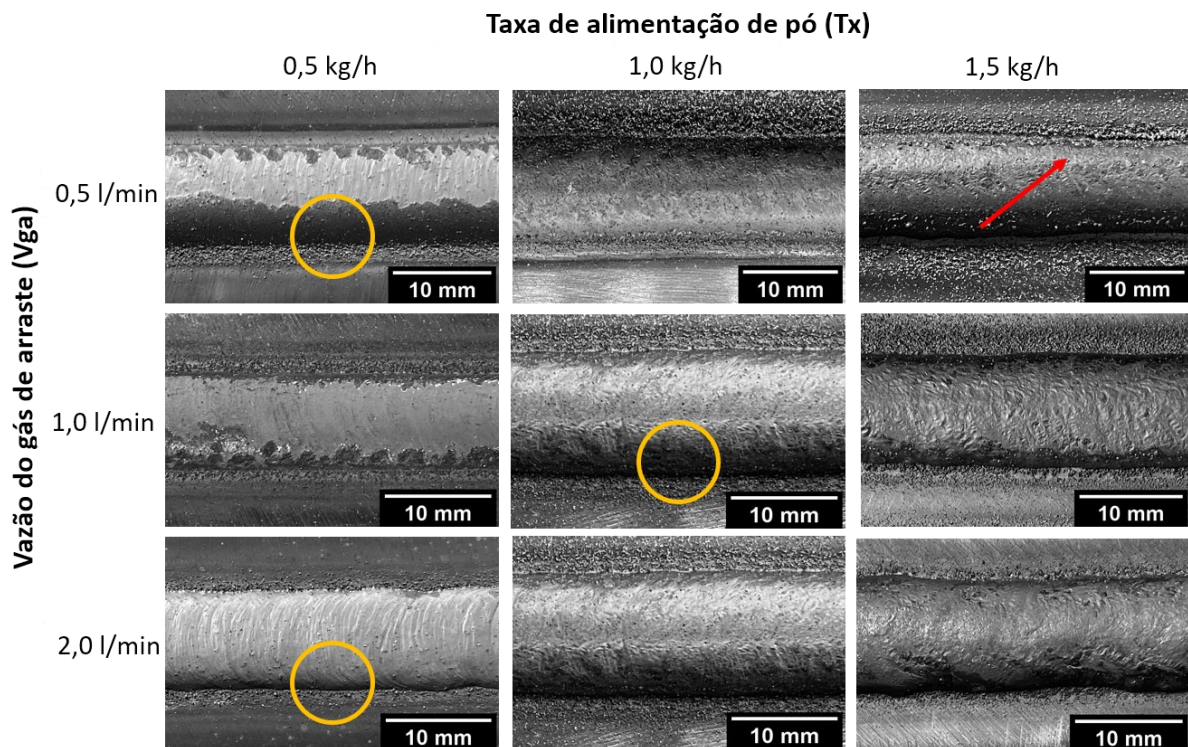
Logo, considerando os níveis de DBP avaliados, o menor nível (de 7 mm) foi considerado inadequado devido ao perfil de penetração resultante dos seus cordões de solda em *finger shape*, associado com seus elevados índices de diluição. Além disso, do ponto de vista operacional, foi a condição com maior quantidade de pó depositado sobre o substrato e bancada de ensaios. Já os níveis de 10 e 13 mm de DBP, apresentam valores similares de área depositada e diluição, entretanto, para os próximos ensaios de soldagem decidiu-se por empregar o valor de DBP igual a 10 mm. Isso, porque, este nível de DBP apresentou valores de largura dos cordões de solda ligeiramente maiores, enquanto que menores valores de penetração dos cordões de solda, quando comparado com àqueles obtidos com DBP de 13 mm, o que torna mais adequado para aplicações da soldagem de revestimento. Desta forma, em resumo, obteve-se com DBP de 10 mm índices de diluição de 45,4 %, 16,9 % e 8,0 % para taxa de alimentação de pó igual a 0,5, 1,0 e 1,5 kg/h, respectivamente.

4.2.2 Efeito da vazão do gás de arraste (Vga) e taxa de alimentação de pó (Tx)

No grupo de ensaios 2, as discussões realizadas consideram a macrografia que melhor representa as características morfológicas médias do ensaio em análise. Após o efetivo entendimento sobre o efeito da distância bocal-peça e da taxa de alimentação de pó, tornou-se possível aplicar esse conhecimento e empregar o valor de DBP de 10 mm na realização dos ensaios de soldagem com o pó Inconel 625. Ademais, de posse dos resultados obtidos acerca da influência da vazão do gás de arraste no modo de alimentação de material, tornou-se possível realizar os ensaios de soldagem do grupo 2 a fim de avaliar a influência do efeito da vazão do gás de arraste e taxa de alimentação de pó na distribuição deste pelos canais de alimentação da tocha de soldagem na morfologia e diluição do cordão de solda.

Primeiramente, realizou-se a análise visual do aspecto superficial e regularidade da face dos cordões de solda obtidos. Na Figura 33 são apresentados os cordões de solda como soldados obtidos no grupo de ensaios 2.

Figura 33. Aspecto superficial dos cordões de solda obtidos sob diferentes taxas de alimentação de pó e vazão do gás de arraste



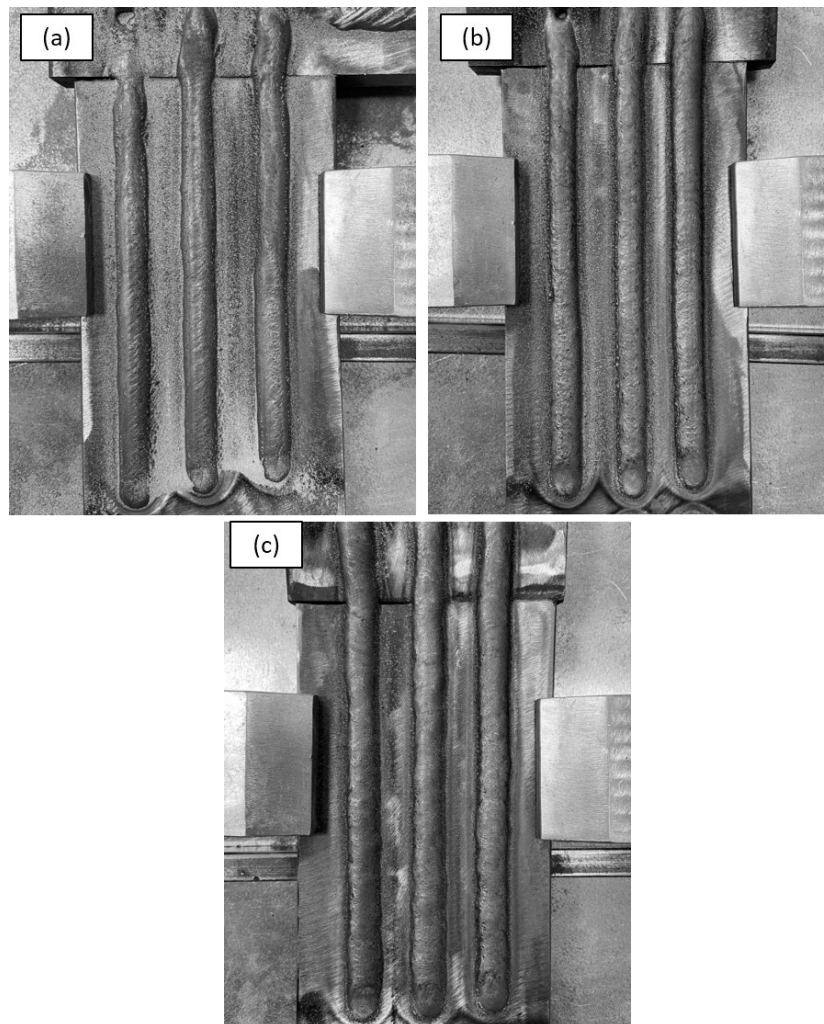
Fonte: Elaborado pela autora

Para as diferentes condições de taxas de alimentação de pó, 0,5 kg/h e 1,0 kg/h, bem como para os níveis de Vga analisados, foram obtidos cordões de solda com bom aspecto superficial ao longo de seu comprimento, lisos, livres de trincas e porosidades superficiais. Entretanto, é possível observar a presença de eventuais partículas não fundidas na margem dos cordões de solda, exemplificado em laranja na Figura 33. Por outro lado, cordões de solda com taxa de alimentação de 1,5 kg/h, independentemente dos três níveis de vazão do gás de arraste utilizados, apresentaram superfícies ásperas, mas também sem porosidades e trincas superficiais. Observa-se, no entanto, que para o valor de Vga de 0,5 l/min e taxa de alimentação de 1,5 kg/h, há a presença de pó não fundido nas laterais do cordão (destacado em vermelho na Figura 33).

Do ponto de vista de processo, para a condição com Vga de 0,5 l/min, observou-se problemas para as condições de soldagem de taxa de alimentação de 0,5 e 1,0 kg/h, em que ocorreu falha na alimentação de material devido ao entupimento dos canais de alimentação da tocha de soldagem C (0,5 kg/h) e D (1,0 kg/h). Além disso, para este nível de Vga foi possível observar uma grande quantidade de pó depositado sobre o corpo de prova e bancada de ensaios. Quanto as questões operacionais da vazão do gás de arraste de 1 l/min, esta é uma condição

intermediária de acúmulo de pó sobre a bancada de ensaios e o corpo de prova. Enquanto que, a V_{ga} de 2 l/min, é a condição com melhor eficiência de deposição de pó, devido a menor quantidade de pó que acumula no corpo de prova. Na Figura 34 são representadas as condições da bancada de ensaios de soldagem após o fim da realização dos três cordões de solda para os três níveis da vazão do gás de arraste e T_x de 1,5 kg/h.

Figura 34. Condição da bancada de soldagem com T_x de 1,5 kg/h e V_{ga} de (a) 0,5 l/min, (b) 1,0 l/min e (c) 2,0 l/min

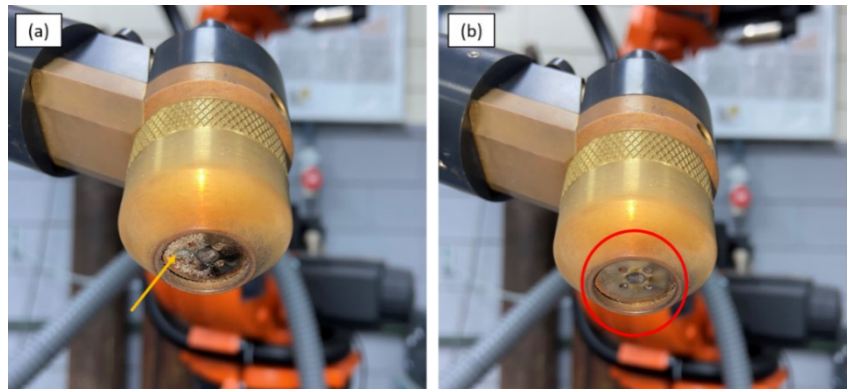


Fonte: Elaborado pela autora

Ademais, confirma-se que para V_{ga} de 0,5 l/min, a alimentação de pó pela tocha de soldagem ocorre principalmente pelos canais de alimentação C e D, como os resultados obtidos durante a caracterização da taxa de alimentação do pó no item 4.1.1. Dado que, para este nível da vazão do gás de arraste, em todos os níveis de T_x avaliados, foi observada a maior aderência de pó nos contornos dos canais de alimentação C e D da tocha de soldagem (destacado em laranja na Figura 35(a)). Diferentemente da condição com 2 l/min de V_{ga} , visto que tem-se

baixa aderência do pó metálico no bocal de constrição da tocha de soldagem (realçado em vermelho na Figura 35(b)). A Figura 35 ilustra a aderência de pó no bocal de constrição da tocha de soldagem ao empregar Vga de 0,5 e 2,0 l/min, com taxa de alimentação de 1,0 kg/h.

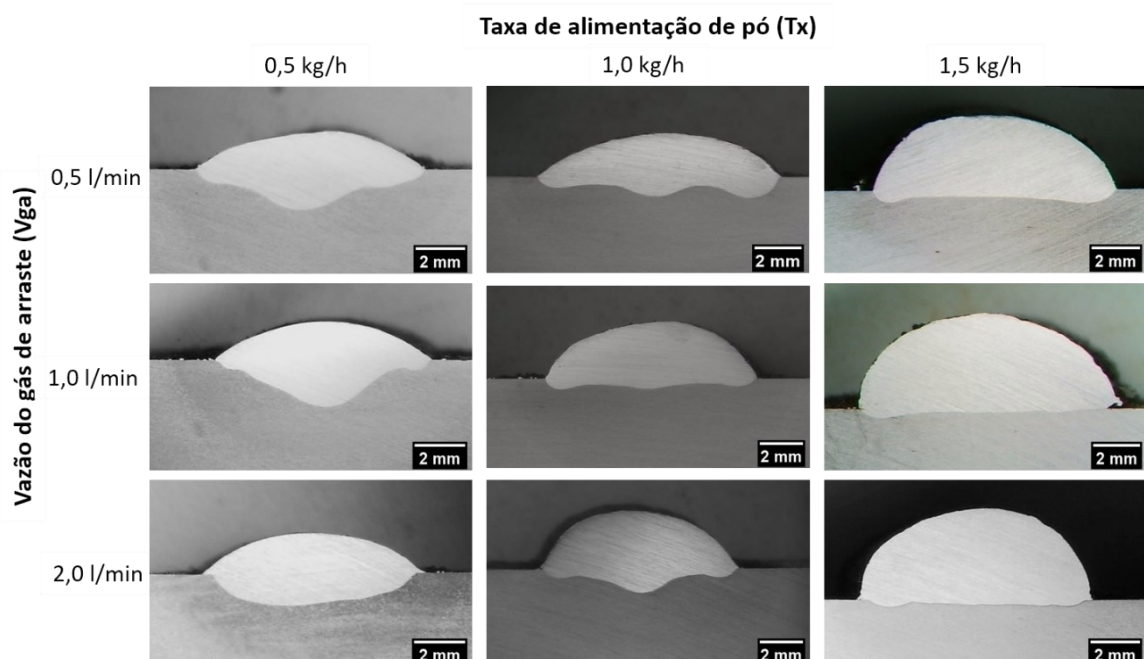
Figura 35. Aderência de material no bocal de constrição da tocha de soldagem para Tx de 1,0 kg/h e Vga (a) 0,5 l/min e (b) 2,0 l/min



Fonte: Elaborado pela autora

De posse dos cordões de solda realizados, em seguida, foram retiradas amostras dos corpos de prova com a finalidade de observar as características geométricas dos cordões de solda obtidos nos ensaios de soldagem. Portanto, as macrografias dos cordões de solda do grupo de ensaios 2 se encontram na Figura 36.

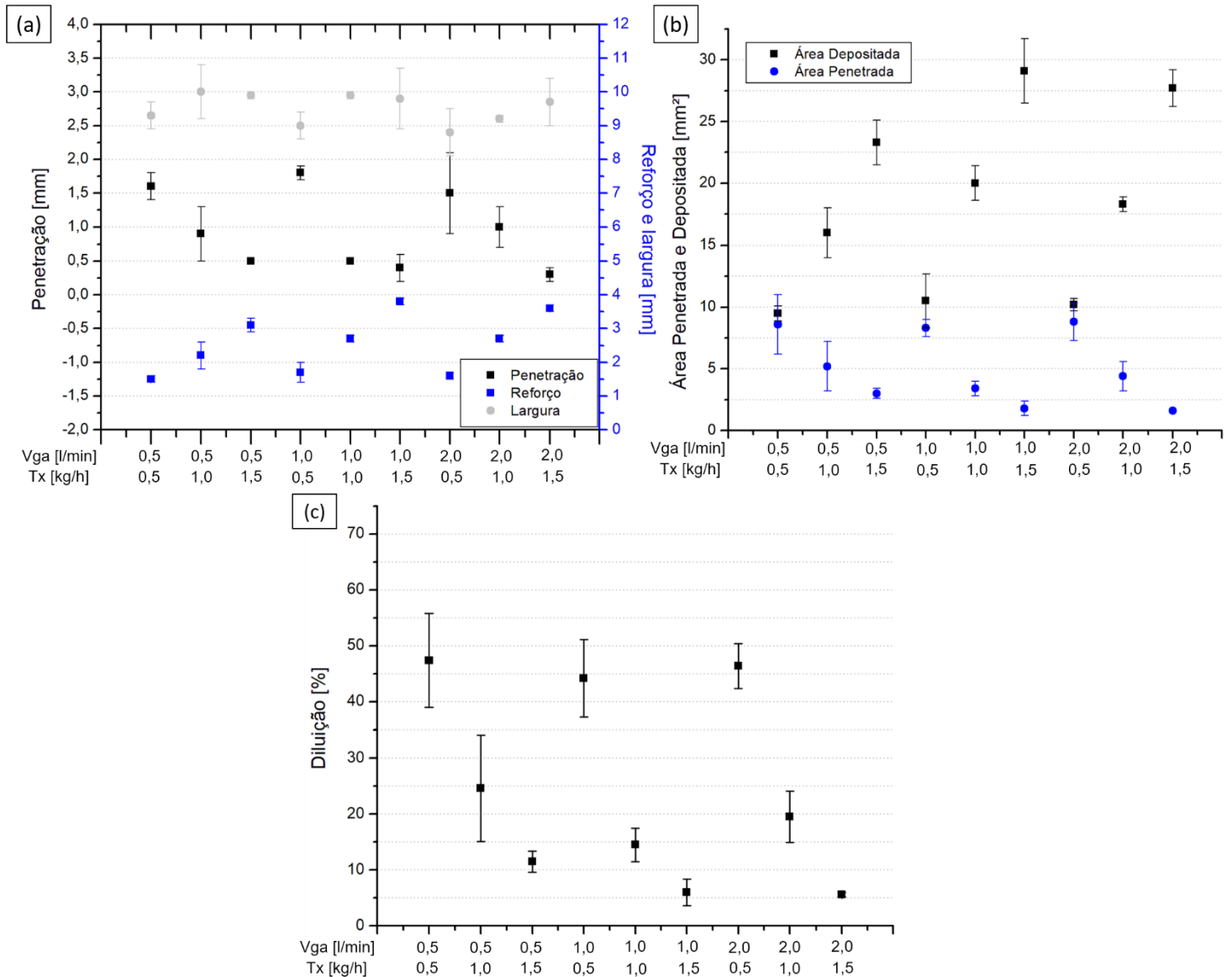
Figura 36. Macrografia dos cordões de solda obtidos com diferentes taxas de alimentação de pó e vazões do gás de arraste (grupo 2 de ensaios)



Fonte: Elaborado pela autora

Os valores de penetração, largura e reforço, assim como os valores de área penetrada, área fundida e diluição medidos pela seção transversal dos cordões de solda da Figura 36 são apresentados na Figura 37.

Figura 37. Medidas de (a) penetração, reforço e largura, (b) área penetrada e área depositada e (c) diluição dos cordões de solda em função da Vga e Tx



Fonte: Elaborado pela autora

De posse dos resultados da Figura 37, verifica-se que a taxa de alimentação de pó e a vazão do gás de arraste não apresentam efeito considerável no comportamento da largura dos depósitos. Visto que, não é possível observar uma tendência no comportamento deste aspecto morfológico dos cordões de solda mediante os níveis de Tx e Vga empregados. Entretanto, ao

analisar os resultados quanto ao reforço dos depósitos, observa-se o comportamento de aumento do reforço dos cordões de solda com o incremento da taxa de alimentação de pó empregada. Além disso, constata-se que o aumento da taxa de alimentação de pó apresenta efeito mais significativo no aumento do reforço dos cordões de solda do que a variação da V_{ga} utilizada. Sendo observado o mesmo comportamento de incremento do reforço com o aumento da taxa de alimentação de pó empregada em todos os níveis de V_{ga} avaliados. A influência dos aspectos morfológicos, como largura e reforço, é claramente observada na área depositada dos depósitos. Tanto para a área depositada quanto para o reforço dos cordões de solda, nota-se que o efeito da taxa de alimentação de pó é mais significativo do que o da vazão do gás de arraste. O aumento da área depositada dos cordões de solda é especialmente notável em condições de maiores taxas de alimentação de pó.

A Figura 37 também ilustra o comportamento da penetração dos depósitos, considerando a taxa de alimentação de pó e a vazão do gás de arraste empregadas. O efeito da taxa de alimentação de pó revela-se especialmente significativo em relação à penetração dos cordões de solda, resultando em menores valores de penetração em todos os níveis de V_{ga} estudados. Nota-se uma redução mais pronunciada da penetração com o aumento da taxa de alimentação de pó, especialmente nas vazões do gás de arraste de 0,5 e 2,0 l/min. Essa redução da penetração está provavelmente associada à forma como a taxa de alimentação de pó afeta a distribuição de calor no substrato. Esses resultados de penetração também influenciam os valores de área penetrada obtidos, sendo possível constatar uma redução da área penetrada com o aumento da taxa de alimentação de pó, o que se mostra mais relevante do que a vazão do gás de arraste empregada nos ensaios de soldagem. Esse comportamento de redução da área penetrada foi observado nos três níveis de V_{ga} avaliados.

Ademais, conforme esperado, verifica-se o impacto do valor da área depositada e área penetrada, no índice de diluição dos cordões de solda (Figura 37). Assim como o comportamento da penetração e área penetrada, observa-se o comportamento de redução do índice de diluição com o aumento da taxa de alimentação de pó empregada, sendo o efeito de T_x mais significativo que a vazão do gás de arraste, nos três níveis de V_{ga} avaliados.

Para T_x de 0,5 kg/h, é possível observar variações na morfologia dos cordões de solda entre os três cordões realizados para cada condição, em todos níveis de V_{ga} , conforme apresentado no Apêndice B. Ademais, percebe-se pela análise das macrografias da seção transversal das amostras (Figura 36) o perfil de penetração em *finger shape* para as condições de 0,5 e 1,0 l/min de V_{ga} , enquanto que para 2 l/min, tem-se o perfil de penetração mais uniforme e com perfil para aplicações de soldagem de união. Para todos os níveis de V_{ga}

estudados obteve-se elevados valores de penetração e, conseqüentemente, de área penetrada. Além disso, com base nos resultados obtidos, observa-se que o nível da vazão do gás de arraste pouco influência nos valores de largura e reforço, assim como os de área depositada. Essa similaridade nos valores também é observada para a diluição das amostras, visto que, os valores de diluição são 47,4 %, 44,2 e 46,4 % para 0,5 l/min, 1,0 e 2,0 l/min, respectivamente. Visando a aplicação de revestimento superficial, observa-se que estas seriam condições inapropriadas para soldagem. Logo, o nível 0,5 kg/h de Tx para todas as vazões de gás de arraste, foram descartadas pelos elevados índices de diluição e devido as questões operacionais de alimentação e entupimento dos canais de alimentação da tocha de soldagem.

Ao empregar como taxa de alimentação de pó de 1,0 kg/h, do ponto de vista de processo, a melhor vazão do gás de arraste é de 2 l/min, devido ao menor desperdício de pó sobre a bancada de ensaios. Entretanto, ao analisar as macrografias apresentadas na Figura 36, observa-se que do ponto de vista morfológico a melhor opção de Vga deve ser de 1 l/min, visto que o cordão de solda apresenta perfil de penetração com maior uniformidade. Mesmo que seja observada que a penetração máxima é atingida nas laterais dos cordões de solda, entretanto, este aumento nas laterais não foi tão pronunciado, o que possibilitaria a sua aplicação em soldagem de revestimento. O perfil de penetração em *finger shape* é observado para vazão do gás de arraste de 0,5 e 2,0 l/min, ao empregar taxa de alimentação de pó de 1,0 kg/h. Portanto, a vazão do gás de arraste tem considerável influência na penetração e diluição dos cordões de solda, diferentemente do que ocorre no valor da largura, para a condição intermediária de Tx (1,0 kg/h). Desta forma, com o aumento de Vga de 1,0 para 2,0 l/min se refletiu no aumento de 92,7 % na penetração, contudo, na redução de 7,3 % da largura dos cordões de solda. Enquanto que, ao considerar 0,5 e 1,0 l/min de Vga tem-se valores similares de largura e a redução de 43,2 % na penetração para 1,0 l/min.

Visto que, foi empregada a mesma velocidade de soldagem na realização destes ensaios, espera-se que o valor de área depositada seja a mesma para os três níveis de Vga ao considerar a mesma taxa de alimentação de pó, como no caso de 1,0 kg/h. Porém, ao observar os resultados para 0,5 e 1,0 l/min nota-se o aumento de 25,1 % no valor de área depositada para Vga de 1,0 l/min, mesmo com os valores de largura semelhantes. Isso se deve ao fato que na condição de menor Vga, a quantidade de pó sobre a bancada de ensaios foi expressivamente maior, análoga a situação representada pela Figura 36. Portanto, representa a baixa eficiência de deposição de material com baixa vazão do gás de arraste e se mostra ineficiente para carregar o pó e direcioná-lo para o interior do arco voltaico e poça de fusão. Assim, com 0,5 l/min de Vga tem-se a redução da área depositada que acarreta na maior exposição do substrato ao calor

do arco voltaico e, portanto, no aumento de 76,0 e 69,9% da penetração e diluição, respectivamente, ao comparar com os valores de 1,0 l/min.

Ao comparar os resultados obtidos com Vga de 1,0 e 2,0 l/min é constatado o mesmo valor de reforço, no entanto, a redução de 7,3 % na largura. Sendo assim, impactando na diminuição de 8,4 % da área depositada com 2,0 l/min de Vga. Uma hipótese que se coloca para justificar a redução da área depositada está associada a baixa eficiência de deposição de pó com a condição de vazão do gás de arraste de 2,0 l/min. Com base nas observações feitas ao longo dos ensaios, acredita-se que para todas as taxas de alimentação de pó nas quais foram empregadas a vazão do gás de arraste de 2,0 l/min, sejam as condições com menor eficiência de deposição de pó, com base na pouca quantidade de material sobre o substrato e bancada. Entretanto, os dados apresentados na Figura 37(a), demonstram que existe divergências na deposição de material, uma vez que, a vazão de 2,0 l/min pode ser grande o suficiente para acelerar e “soprar” o pó que não é depositado na poça de fusão, e este não acumular sobre o substrato e bancada de ensaios. O mesmo comportamento é observado para Tx de 1,5 kg/h, nos quais observa-se resultados similares no valor da área depositada dos cordões de solda para os três níveis de Vga. Assim, esses resultados corroboram com Silva [23] e Díaz [31], que afirmam que a vazão do gás de arraste, em excesso promove desperdício de material visto que o pó é transportado fora da coluna do arco principal.

Analisando do ponto de vista morfológico, para Tx de 1,5 kg/h, observa-se pela análise das macrografias da seção transversal das amostras (Figura 36), que a vazão do gás de arraste não influencia no perfil de penetração dos cordões de solda, visto que, as amostras nos três níveis de Vga, apresentaram o perfil uniforme de penetração, provavelmente pela elevada quantidade de material entre o arco voltaico e a poça de fusão, direcionando menos energia para a fusão do substrato, sobretudo, no centro da poça de fusão para formar o perfil em *finger shape*. Ainda, vale ressaltar que, pelas macrografias da Figura 36, é possível observar para Vga de 1 l/min, a presença de pó que não foi completamente fundido nas laterais do cordão de solda, assim como pó sem fundir espalhado sobre o substrato (Figura 34). Entretanto, nota-se que para Vga de 0,5 l/min tem-se a condição com maior regularidade do aspecto superficial do cordão de solda (Figura 33), assim como a fusão completa nas laterais do cordão de solda. Apesar de para a condição com 2 l/min, também obter a fusão completa nas laterais do cordão de solda, contudo, foi observada irregularidades no aspecto superficial do cordão de solda. Possivelmente, pelo fato que neste caso houve o aumento de 18,7 % da área depositada ao aumentar o valor de Vga de 0,5 para 2,0 l/min, logo, esta quantidade de pó seria excessiva para

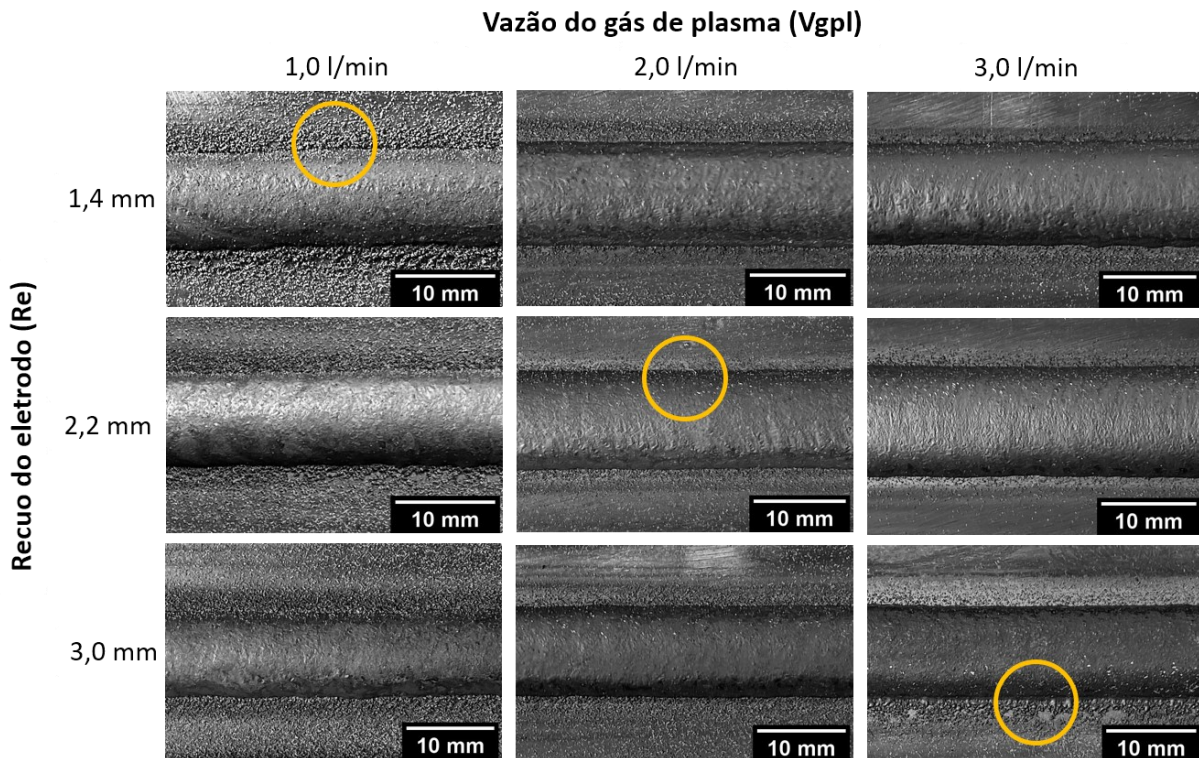
dada energia de soldagem, sem, entretanto, ultrapassar o limite de causar a falta de fusão no cordão de solda.

A partir dos resultados obtidos no item 4.1.1, constatou-se o impacto no modo de alimentação de pó pelos canais da tocha de soldagem com a variação da vazão do gás de arraste, na condição sem a presença do arco voltaico. Uma vez que a influência da vazão do gás de arraste foi caracterizada de modo a ser observada três formas de alimentação de material. Sendo elas, com a alimentação de pó, em sua maioria, pelos canais C e D, uniformemente distribuída pelos quatro canais ou ainda com a alimentação, principalmente, pelos canais A e B. Estes, juntamente, com os resultados obtidos durante os ensaios de soldagem, foi possível observar o efeito da vazão do gás de arraste na morfologia e diluição dos cordões de solda. Portanto, considerando os níveis de V_{ga} avaliados, definiu-se que a vazão do gás de arraste mais adequada é de 1,0 l/min ao considerar as suas questões operacionais, de morfologia dos cordões de solda e índices de diluição. Portanto, com base nos resultados obtidos, em resumo, obteve-se com V_{ga} de 1,0 l/min, índices de diluição de 44,2 %, 14,5 % e 6,0 % para taxa de alimentação de pó igual a 0,5, 1,0 e 1,5 kg/h, respectivamente.

4.2.3 Efeito da vazão do gás de plasma (V_{gpl}) e recuo do eletrodo (Re)

Com a parametrização do processo PTA-P obtida nos ensaios de soldagem prévios, foi possível realizar depósitos a fim de avaliar a influência da vazão do gás de plasma e recuo do eletrodo na morfologia e diluição do cordão de solda. Para tanto, foram realizados os ensaios de soldagem do grupo 3 com base nos parâmetros descritos no subitem 3.2.1. Na Figura 38 são apresentados os cordões de solda como soldados obtidos no grupo de ensaios 3.

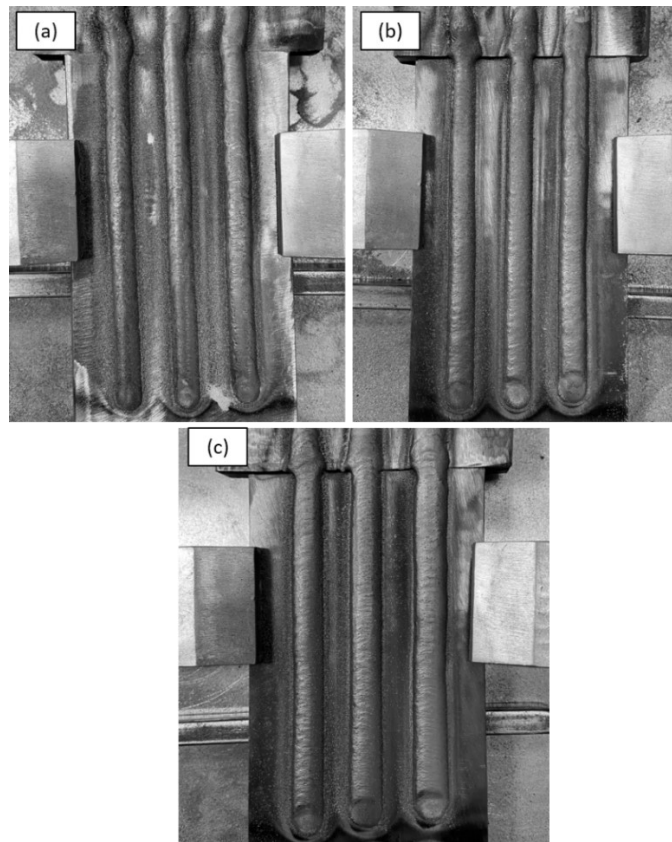
Figura 38. Aspecto superficial dos cordões de solda obtidos sob diferentes vazões do gás de plasma e recuo do eletrodo



Fonte: Elaborado pela autora

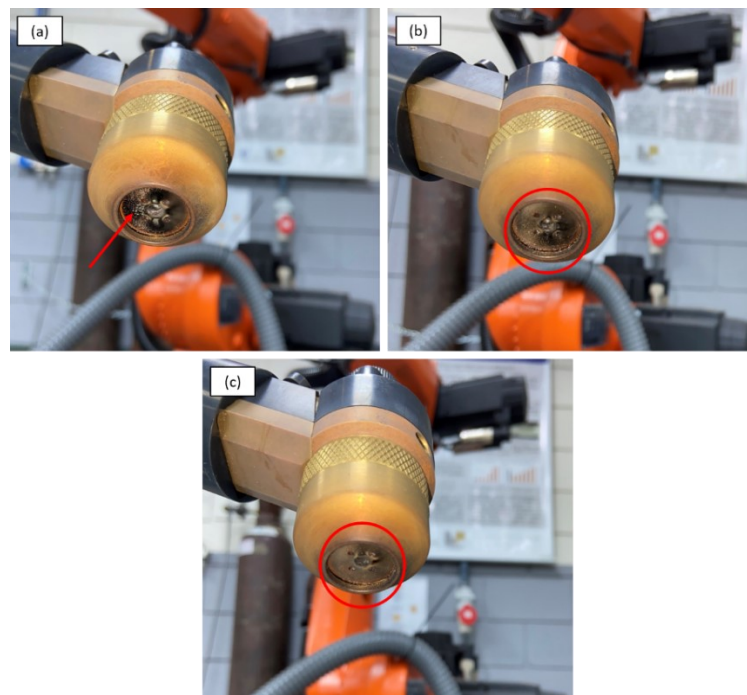
Para este grupo de ensaios de soldagem, observou-se que foram obtidos cordões de solda com bom aspecto superficial, lisos, livres de trincas e porosidades superficiais, conforme se observa na Figura 38, para todos os níveis de recuo do eletrodo e vazão do gás de plasma avaliadas. Cabe ressaltar que, foi possível observar a presença de pó sem fundir depositado sobre o corpo de prova e bancada de ensaios (conforme exemplificado em laranja na Figura 38), sobretudo, nos ensaios de soldagem realizados com a vazão do gás de plasma de 1 l/min. Portanto, do ponto de vista de processo, a condição com vazão do gás de plasma de 1,0 l/min, apresentou o maior desperdício de pó sobre a bancada e substrato, assim como de aderência de material no bocal de constrição. Diferentemente, do observado para a condições com Vgpl de 2,0 e 3,0 l/min. Na Figura 39 são representadas as condições da bancada de ensaios de soldagem após o fim da realização dos três cordões de solda para os três níveis de vazão do gás de plasma e Re de 1,4 mm. Já na Figura 41 são ilustradas as aderências de material no bocal de constrição da tocha de soldagem para as mesmas condições anteriores.

Figura 39. Condição da bancada de soldagem com Re de 1,4 mm e Vgpl de (a) 1,0 l/min, (b) 2,0 l/min e (b) 3,0 l/min



Fonte: Elaborado pela autora

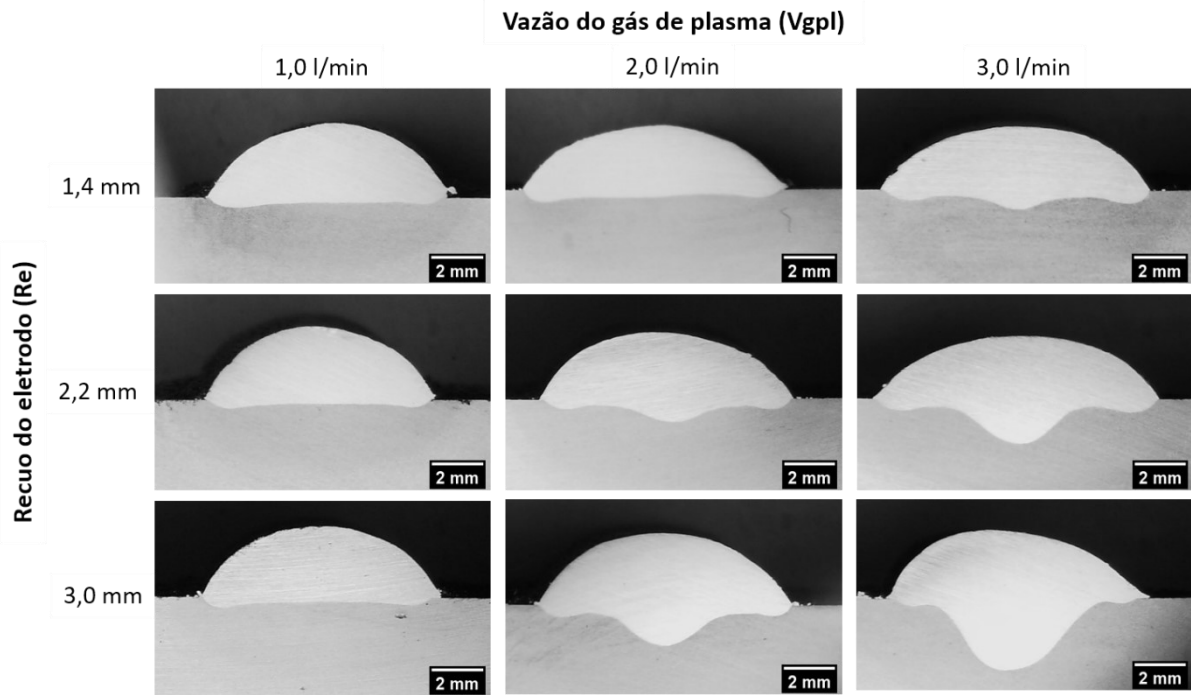
Figura 40. Aderência de material no bocal de constrição da tocha de soldagem para com Re de 1,4 mm e Vgpl de (a) 1,0 l/min, (b) 2,0 l/min e (b) 3,0 l/min



Fonte: Elaborado pela autora

As macrografias dos cordões de solda do grupo de ensaios 3 se encontram na Figura 41.

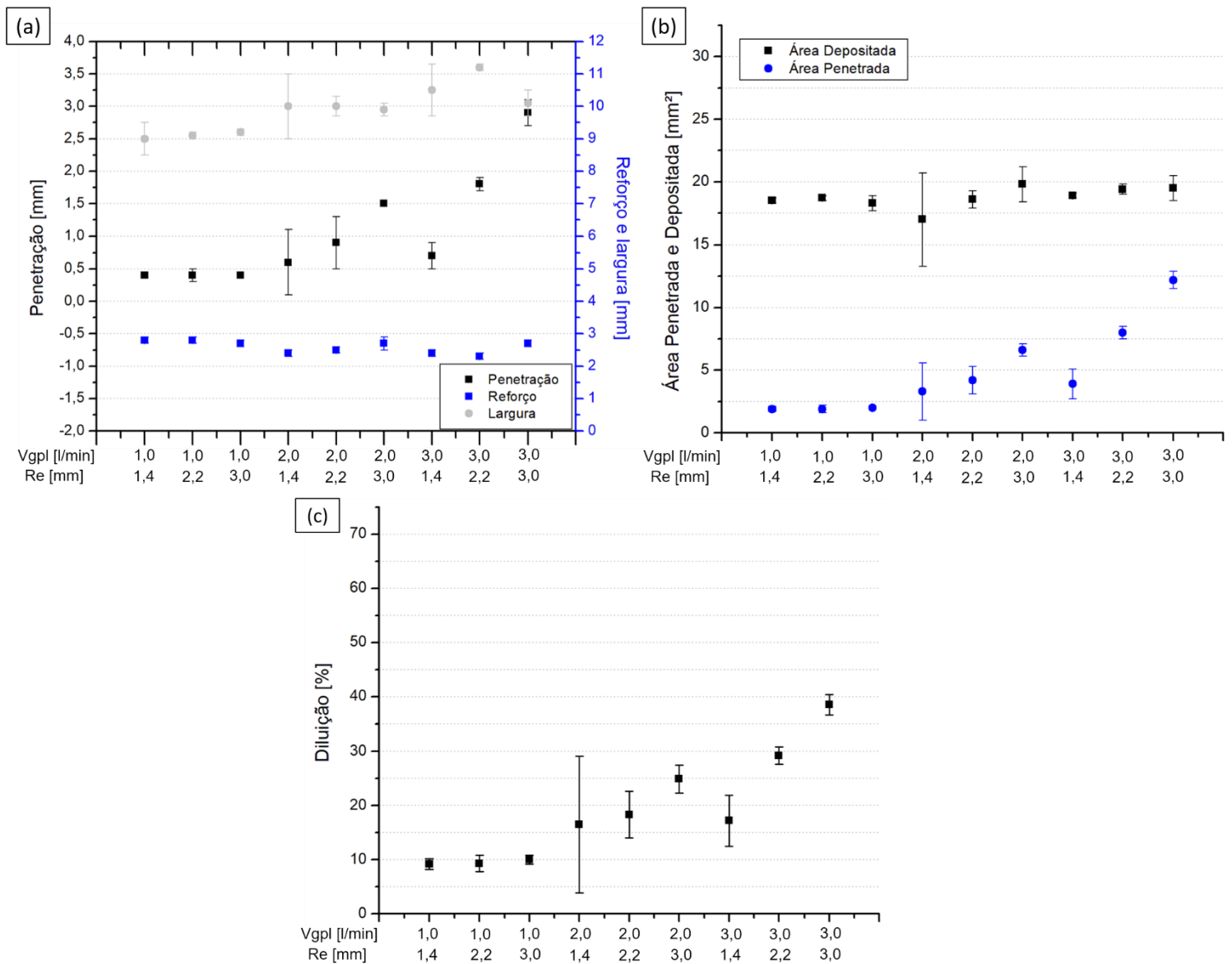
Figura 41. Macrografia dos cordões de solda obtidos com diferentes vazões do gás de plasma e recuo do eletrodo (grupo 3 de ensaios)



Fonte: Elaborado pela autora

São apresentados os valores médios de penetração, largura e reforço, assim como os valores de área penetrada, área fundida e diluição medidos com o auxílio das macrografias da Figura 41 são apresentados na Figura 42.

Figura 42. Medidas de (a) penetração, reforço e largura, (b) área penetrada e área depositada e (c) diluição dos cordões de solda em função da V_{gpl} e Re



Fonte: Elaborado pela autora

Do ponto de vista morfológico, para V_{gpl} de 1 l/min, percebe-se pela análise das macrografias da seção transversal das amostras (Figura 41) e dos resultados presentes na Figura 42, que o recuo do eletrodo não apresenta efeito significativo nos aspectos morfológicos e índice de diluição dos depósitos obtidos, considerando os três níveis de Re empregados nos ensaios de soldagem. Além disso, todas as condições analisadas em que se empregou a vazão de 1 l/min apresentaram o perfil de penetração uniforme dos cordões de solda, assim como a fusão completa nas laterais dos cordões de solda. Observa-se, também, regularidade nas laterais dos cordões de solda ao analisar as macrografias de réplica e tréplica, presentes no Apêndice

C. Esta regularidade no perfil e nos valores dos aspectos morfológicos dos cordões de solda resulta em condições adequadas, quanto a aplicação do processo PTA-P numa soldagem visando revestimento. Visto que, todos os resultados tanto das medidas lineares, quanto de áreas depositada e penetrada, foram similares. Assim, impactando nos índices de diluição de 9,2 %, 9,3 e 10,0 % para recuos de 1,4 mm, 2,2 e 3,0 mm, respectivamente.

Diferentemente dos casos para V_{gpl} de 1 l/min em que a alteração do valor do recuo do eletrodo não apresentou influência nas características morfológicas dos cordões de solda, para as vazões do gás de plasma de 2 e 3 l/min observa-se resultados contrários. Isso porque, através das macrografias é possível observar alterações na morfologia dos cordões com o emprego de diferentes níveis de recuo. Ao analisar os resultados da Figura 42, pode-se observar que, tanto o recuo do eletrodo quanto a vazão do gás de plasma não apresentam efeito significativo no reforço dos depósitos obtidos, visto que, em todos os ensaios foi empregada a mesma taxa de alimentação de pó. Além disso, o mesmo é observado para os valores de largura e área depositada, uma vez que, não é possível constatar uma tendência no comportamento destes aspectos morfológico dos cordões de solda mediante os níveis de Re e V_{gpl} empregados.

Entretanto, quanto a penetração dos cordões de solda, nota-se o comportamento de aumento da penetração ao aumentar o recuo do eletrodo, para vazões do gás de plasma de 2,0 e 3,0 l/min. Além disso, para o maior nível de V_{gpl} (3,0 l/min), o comportamento de aumento da penetração do cordão de solda com o aumento de Re , torna-se mais pronunciado do que para V_{gpl} de 2,0 l/min. Visto que, o aumento do recuo promove maior constrição e rigidez do arco voltaico, o que promove a maior aceleração do jato de plasma e também o aumento da pressão de estagnação do arco. Logo, o jato de plasma ao colidir com a superfície da poça de fusão resulta na pressão de estagnação que está ligada a penetração do cordão de solda [48]. Neste contexto, observa-se que, quanto maior o nível do recuo empregado, maior a penetração e mais intenso o formato em *finger shape* do perfil de penetração do cordão de solda, ao fixar o valor da vazão do gás de plasma para análise, como pode ser observado pelas macrografias da Figura 41. Com a análise dos resultados, observa-se a influência do aumento do recuo nas dimensões dos cordões de solda, uma vez que, ao fixar a vazão do gás de plasma em 2 l/min, percebe-se que ocorre o aumento de 46,6 % e 160,7 % na penetração do cordão ao aumentar o recuo do eletrodo de 1,4 mm para 2,2 e 3,0 mm, respectivamente.

Igualmente, como nos casos em que se fixa o valor do recuo, tem-se que quanto maior o valor de vazão do gás de plasma empregado, mais intenso o perfil em *finger shape* do perfil de penetração (Figura 41). Isso, pois, a vazão do gás de plasma está intimamente relacionada com a pressão de estagnação do arco voltaico, visto que quanto maior a vazão do gás de plasma

empregada, maior a velocidade que o jato de plasma colide com a poça de fusão e da pressão de estagnação (Silva [23]). Sabe-se que a constrição do arco voltaico está intimamente ligada a rigidez do arco voltaico e com a velocidade do jato de plasma [23,43]. Pois, com a maior constrição do arco e, conseqüentemente, maior velocidade do jato de plasma atuando na poça de fusão, obtém-se um arco voltaico mais rígido e concentrado. Desta forma, tem-se mais calor sendo direcionando para a poça de fusão, permitindo o alongamento das isothermas do arco voltaico, o que permite que a energia gerada alcance regiões mais profundas no substrato, impactando diretamente no valor de penetração dos cordões de solda [23,31], assim como nos índices de diluição.

A influência da maior constrição do arco voltaico devido ao aumento do nível de V_{gpl} , ao considerar o mesmo nível de recuo do eletrodo, é observado devido as alterações do perfil de penetração dos cordões de solda, como pode ser verificado pelas macrografias dos cordões de solda (Figura 41). Este efeito, associado com o valor de recuo do eletrodo empregado, resultam no perfil em *finger shape* do perfil de penetração em algumas condições, o que impacta na maior penetração dos cordões de solda. Tal como pode ser observado com os resultados de recuo de 3,0 mm, juntamente com o aumento de V_{gpl} de 2 para 3 l/min, no qual tem-se o aumento de 84,5 % na penetração do cordão de solda. O aumento da penetração dos cordões de solda, assim como, o perfil de penetração em *finger shape* também foi obtido por Takano *et al.* [36] ao empregarem V_{gpl} de 2,0 l/min, pelo aumento da densidade de energia, associada a maior constrição do arco voltaico.

Além disso, observa-se para as vazões do gás de plasma de 2,0 e 3,0 l/min, assim como para penetração dos depósitos, há um comportamento de aumento da área penetrada com o aumento do recuo do eletrodo empregado, o que também está associado à ação do jato de plasma. Conseqüentemente, o comportamento do índice de diluição é afetado pelos valores de penetração e área penetrada. Assim, maiores índices de diluição foram obtidos ao aumentar o recuo do eletrodo, para vazões do gás de plasma de 2,0 e 3,0 l/min. E, ainda, para o maior nível de V_{gpl} (3,0 l/min), o comportamento de aumento do índice de diluição do cordão de solda com o aumento de Re , torna-se mais pronunciado do que para V_{gpl} de 2,0 l/min.

Cabe ressaltar que, para V_{gpl} de 2 e 3 l/min, nos níveis de recuo empregados, os cordões de solda realizados apresentaram regularidade nas laterais do cordões de solda ao avaliar as macrografias e aspectos superficiais dos cordões de réplica e tréplica, presentes no Apêndice C, com exceção dos recuos de 1,4 e 2,2 mm para V_{gpl} de 2 l/min. Observa-se também, resultados similares de largura, reforço e área depositada para os cordões de solda realizados com 2 e 3 l/min de V_{gpl} , nos três níveis de recuo empregados.

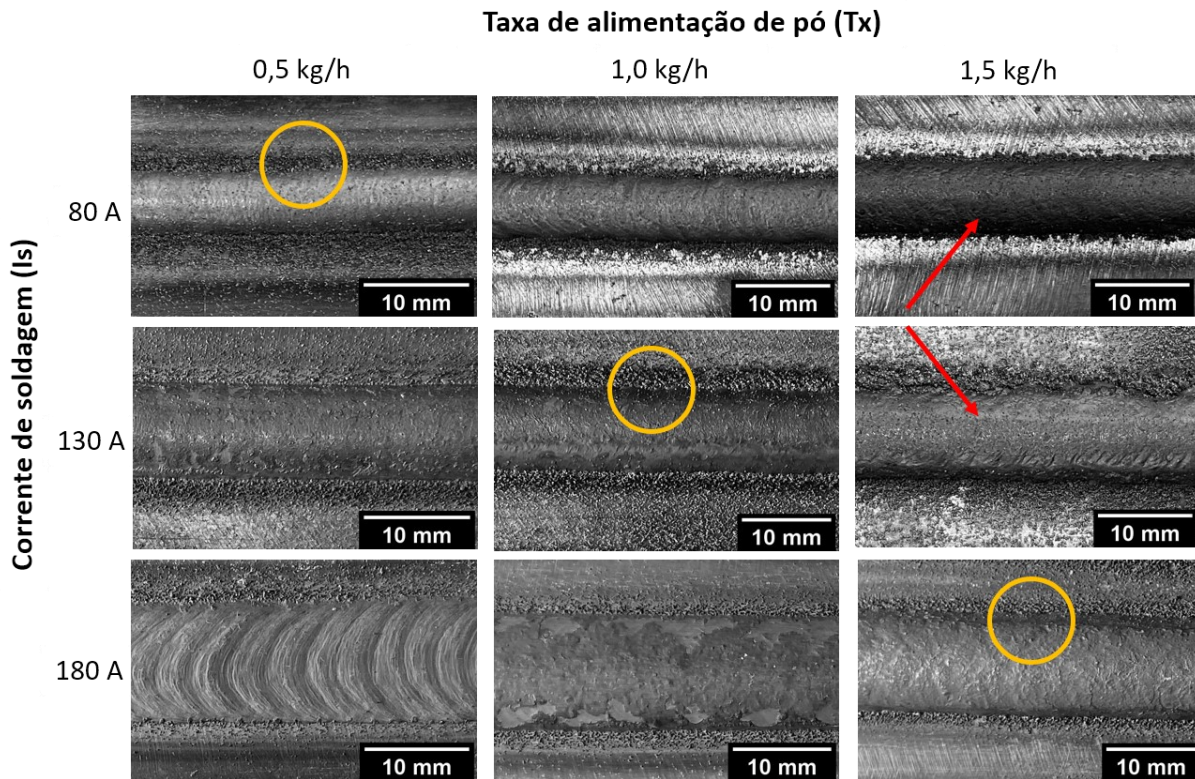
Portanto, com esses resultados é possível observar que tanto a vazão do gás de plasma quanto o recuo do eletrodo possuem efeito na morfologia e diluição dos cordões de solda produzidos com o processo PTA-P. Assim, ao considerar a configuração operacional empregada, as condições de análise, juntamente com os resultados de morfologias, perfis de penetração e índices de diluição, tem-se que a vazão do gás de plasma ideal para aplicações de soldagem de revestimento seja de 1 l/min. Pois, nestas aplicações não há interesse em alta penetração e diluição.

Quanto ao valor de recuo do eletrodo a ser empregado no próximo grupo de ensaio, observa-se pelos resultados apresentados que o valor do recuo pouco impacta no índice de diluição e, também na morfologia dos cordões de solda quando considerada a vazão do gás de plasma de 1 l/min. Logo, para uma vazão do gás de plasma de 1 l/min, recomenda-se o uso do recuo de 2,2 mm, mesmo que esta condição apresente índice de diluição de 9,3 %, visto que, a diferença para os recuos de 1,4 e 3,0 mm seja insignificante, considerando os resultados obtidos e apresentados na Figura 42. Além disso, o emprego do recuo de 2,2 mm auxiliaria a obter maior rigidez e constrição ao arco voltaico, para vazão de gás de plasma tão baixa (1,0 l/min), promovendo benefícios em termos de processo, tal como ao tornar o arco menos suscetível a ação de campos magnéticos externos.

4.2.4 Efeito da corrente de soldagem (Is) e taxa de alimentação de pó (Tx)

Foram realizados depósitos a fim de avaliar a influência da corrente de soldagem e taxa de alimentação de pó na morfologia e diluição dos cordões de solda. Para tanto, foram realizados os ensaios de soldagem com base nos parâmetros descritos no subitem 3.2.1. Na Figura 43 são apresentados os cordões de solda como soldados obtidos no grupo de ensaios 4.

Figura 43. Aspecto superficial dos cordões de solda obtidos sob diferentes taxas de alimentação de pó e correntes de soldagem



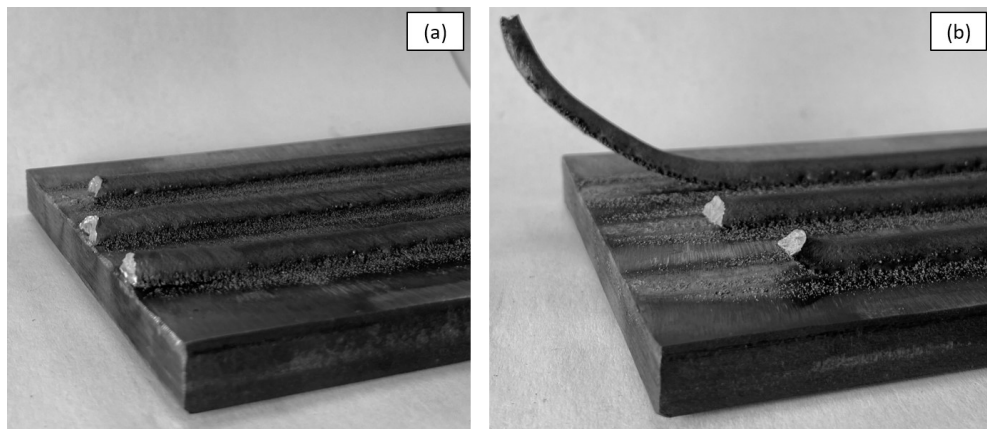
Fonte: Elaborado pela autora

A partir da realização deste grupo de ensaios, observou-se que, para as condições analisadas de corrente de soldagem e taxa de alimentação de pó, os cordões de solda apresentaram bom aspecto superficial ao longo de seu comprimento, livres de trincas e porosidades superficiais. No entanto, foi possível identificar a presença de eventuais partículas não fundidas na margem dos cordões de solda, como exemplificado em laranja na Figura 43. Além disso, os mesmos mostraram-se lisos, com exceção das condições em que foram empregadas a taxa de alimentação de 1,5 kg/h para as correntes de soldagem de 80 e 130 A, em que as mesmas apresentaram a superfície dos cordões de solda mais ásperas (destacado em vermelho na Figura 43). Acredita-se que estas diferenças superficiais são resultantes da alta taxa de alimentação de pó para o aporte térmico disponível nestas condições com correntes de soldagem inferiores (80 e 130 A).

Do ponto de vista de processo, considerando Is de 80 A, observou-se uma elevada quantidade de pó não fundido depositado sobre a bancada de ensaios e o corpo de prova, sobretudo para as maiores taxas de alimentação de pó empregadas (1,0 e 1,5 kg/h). Tal fato, impacta na maior quantidade de material não fundido presente nas laterais do cordão. Ademais,

para estas maiores taxas de alimentação de pó e I_s de 80 A, ocorreu o destacamento do cordão de solda em relação ao substrato, visto que esta corrente de soldagem se mostrou insuficiente para garantir eficiência de deposição e fusão completa do cordão de solda para essas taxas de alimentação de pó. Logo, com o nível de I_s de 80 A, houve menor taxa de fusão do pó e do substrato, devido a molhabilidade insuficiente que resultou em irregularidades nas laterais dos cordões de solda e a sua falta de fusão. A Figura 44 mostra as condições em que houve essa falta de fusão e destacamento do cordão de solda.

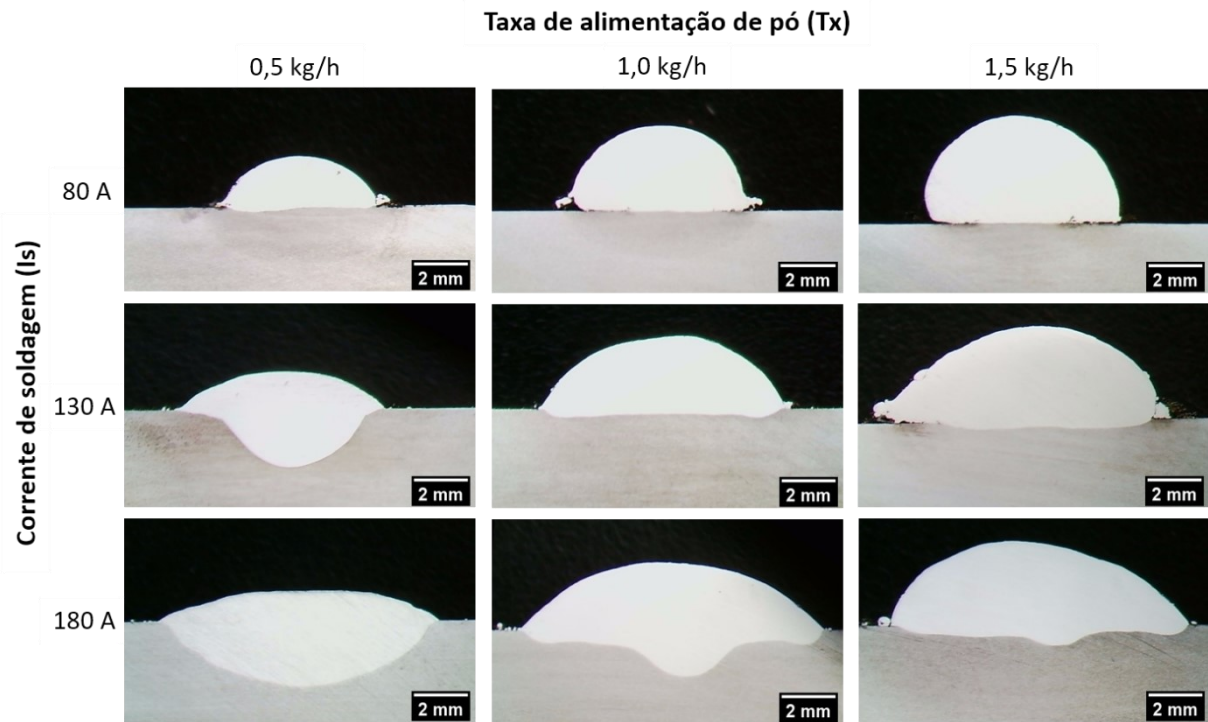
Figura 44. Cordões de solda com I_s de 80 A e (a) T_x de 1,0 kg/h e (b) 1,5 kg/h



Fonte: Elaborado pela autora

Além disso, através da análise visual do arco voltaico durante a realização dos ensaios, foi possível observar o arco mais constricto ao empregar a corrente de soldagem de 80 A e, conseqüentemente, menor poça de fusão. Neste contexto, portanto, com o aumento da corrente de soldagem para 130 e 180 A, observou-se também o aumento da poça de fusão para as condições analisadas. Cabe ressaltar que, para todos os níveis de T_x analisados, foi possível observar a presença de pó sem fundir depositado sobre o corpo de prova e bancada de ensaios, nos ensaios de soldagem realizados com os maiores níveis de corrente de soldagem, mesmo que em menor quantidade comparado a I_s de 80 A. As macrografias dos cordões de solda do grupo de ensaios 4 se encontram na Figura 45.

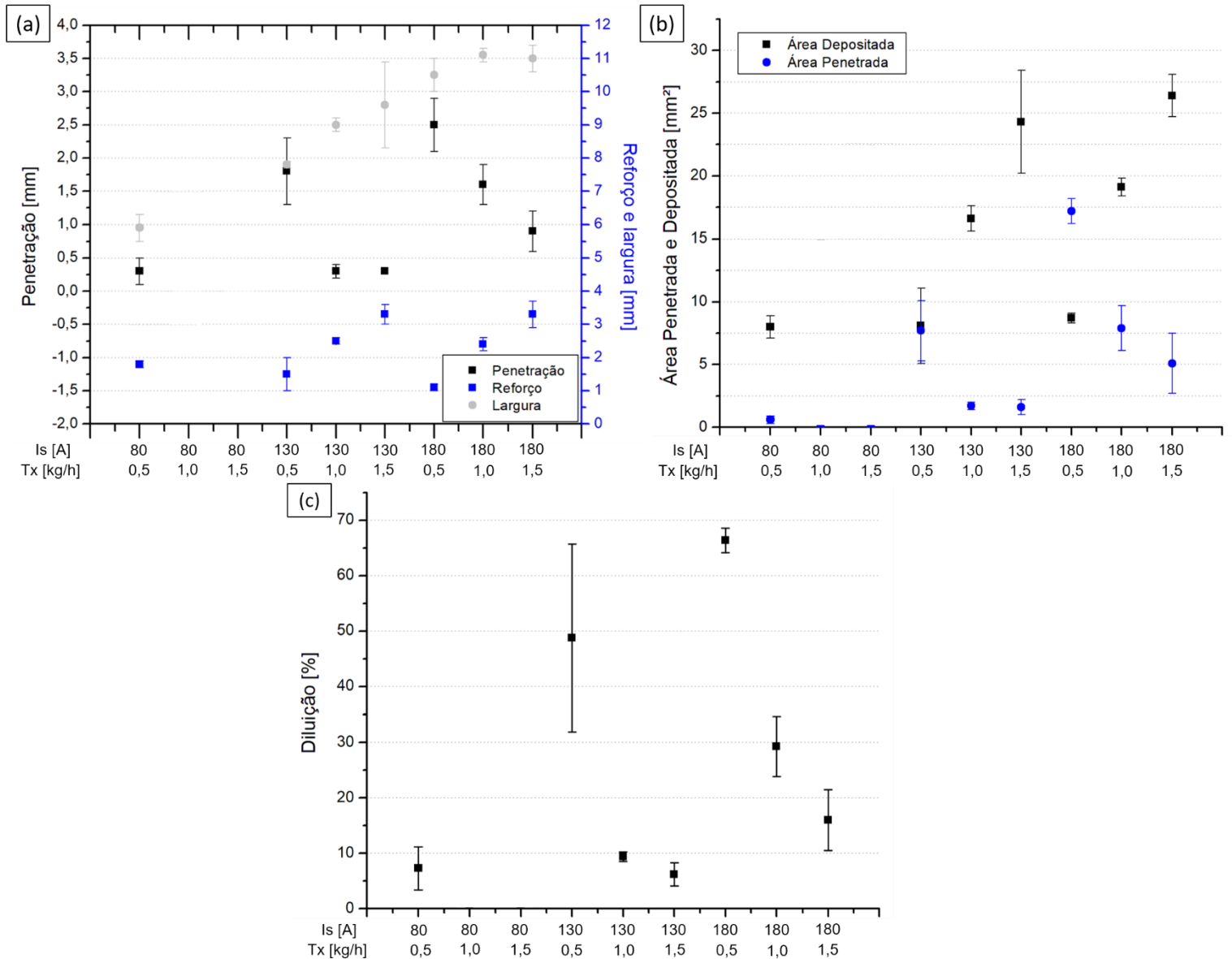
Figura 45. Macrografia dos cordões de solda obtidos com diferentes taxas de alimentação de pó e correntes de soldagem (grupo 4 de ensaios)



Fonte: Elaborado pela autora

Os valores de penetração, largura e reforço, assim como os valores de área penetrada, área fundida e diluição medidos com o auxílio das macrografias são apresentados na Figura 46.

Figura 46. Medidas de (a) penetração, reforço e largura, (b) área penetrada e área depositada e (c) diluição dos cordões de solda em função da Is e Tx



Fonte: Elaborado pela autora

A Figura 46 indica o efeito nos aspectos morfológicos, para diferentes níveis de corrente de soldagem e taxa de alimentação do pó. Entretanto, vale ressaltar que as condições com corrente de soldagem de 80 A e taxas de alimentação de pó de 1,0 e 1,5 kg/h não foram consideradas nas discussões devido à severa falta de fusão e, conseqüentemente, o destacamento dos cordões de solda (Figura 44).

Sabe-se dos resultados anteriores que a distância bocal-peça, vazão do gás de arraste e, sobretudo, a taxa de alimentação de pó influenciam nos valores obtidos de reforço dos depósitos. Neste contexto, conforme os resultados apresentados na Figura 46, constata-se que

o aumento da taxa de alimentação de pó tem efeito mais relevante do que a corrente de soldagem empregada, em relação ao reforço dos depósitos obtidos. O aumento da taxa de alimentação de pó, também resulta no aumento da largura, especialmente para corrente de soldagem de 130 A. Ademais, para todos os níveis empregados de taxa de alimentação de pó, percebe-se que a largura do depósito aumenta com a corrente de soldagem, pelo aumento da transferência de calor para o corpo de prova. Por exemplo, ao considerar Tx de 0,5 kg/h, o aumento da corrente de soldagem de 80 para 180 A, resulta no aumento da largura e, conseqüentemente, redução do reforço do cordão de solda de 38,1 %. Reinaldo [35] ao empregar correntes de soldagem de 130 e 170 A, também constatou o aumento da largura e redução do reforço do depósito com o aumento da corrente de soldagem, ao empregar a mesma taxa de alimentação de pó. Além disso, o aumento da largura do cordão corrobora o que foi observado pela análise visual do arco voltaico aparentar ser mais compacto na corrente de soldagem de 80 A. Logo, nota-se que maiores valores de largura são obtidos para altas correntes de soldagem. Quanto aos resultados obtidos de área depositada, percebe-se que o comportamento de aumento da área depositada com o aumento da taxa de alimentação é mais considerável do que com a corrente de soldagem empregada, em concordância com o comportamento relacionado ao reforço e largura dos cordões de solda.

Assim como a distância bocal-peça, vazão do gás de arraste, vazão do gás de plasma e recuo do eletrodo, é possível observar pela Figura 46, que a taxa de alimentação de pó e a corrente de soldagem tem efeito no comportamento de redução da penetração dos cordões de solda. Vale ressaltar que, o efeito da taxa de alimentação de pó mostra-se mais relevante quanto ao comportamento da penetração do que o nível de corrente empregado. Ademais, para maior corrente de soldagem (180 A), o comportamento de redução da penetração do cordão de solda com o aumento de Tx, torna-se mais pronunciado do que para Is de 130 A. Neste contexto, tem-se também o comportamento de redução da área penetrada para maiores valores de taxa de alimentação de pó, para o mesmo nível de corrente de soldagem, principalmente, para Is de 180 A. Portanto, em concordância com o comportamento relacionado a penetração e área penetrada dos depósitos, o efeito do comportamento relacionado ao índice de diluição é de redução com o aumento da taxa de alimentação de pó, em especial para o maior nível de corrente de soldagem (180 A).

Do ponto de vista morfológico, para Tx de 0,5 kg/h, observa-se pela análise das macrografias da seção transversal das amostras (Figura 45) que a menor quantidade de material em pó a ser adicionado, resulta na maior energia direcionada ao corpo de prova. Assim, ao considerar a corrente de soldagem de 180 A observa-se um perfil de penetração que caracteriza

aplicações de soldagem de união e, não de revestimento. Igualmente para a condição com Is de 130 A, que também possui um perfil de penetração do cordão de solda indesejado por apresentar elevado valor de penetração (1,8 mm). Para ambas condições de Is, observa-se os elevados valores de penetração dos cordões, que resultam em altos índices de diluição de 48,8 % e 66,4 % para Is de 130 e 180 A, respectivamente. Diferentemente ao empregar a corrente de soldagem de 80 A, que apresentou o perfil mais adequado de penetração para aplicação de revestimento e menor valor de penetração (0,3 mm), resultando no índice de diluição de 7,3 % pela menor energia do arco voltaico. Entretanto, as dimensões de largura (5,9 mm) e área depositada (8,0 mm²) são inadequadas, visto que será necessário maior número de passes para aplicação em revestimento no âmbito do projeto em estudo. Esta parametrização permite que esta condição de menor energia (80 A), consiga ser aplicada numa aplicação com chapas mais finas (aproximadamente 3 mm) a fim de dissipar menos calor, resultando no aumento das dimensões de largura e área depositada.

Ao empregar taxa de alimentação de pó de 1,0 kg/h, para a corrente de soldagem de 80 A, a quantidade de material depositado é demasiada para a energia disponível para fundir o material de adição e o substrato. Logo, ocorreu a falta de fusão do depósito e o destacamento do cordão de solda, como observado pela Figura 44(a), o que torna essa condição inapropriada. Entretanto, para a condição com corrente de soldagem de 180 A, a energia é superior e, portanto, acarreta numa maior poça de fusão. Assim, para esta taxa de alimentação, obtém-se melhor ângulo de molhamento, visto que a poça de fusão em que o material é depositado seja maior. Contudo, os resultados indicam que para um mesmo valor de taxa de deposição, à medida que aumenta a corrente de soldagem a diluição também aumenta, uma vez que, a quantidade de material na barreira interposta entre o arco voltaico e a poça de fusão é a mesma, entretanto tem-se o aumento da energia disponível e, portanto, maior aporte térmico e no calor a ser transferido para o corpo de prova. Além disso, com taxa de alimentação de 1,0 kg/h, tem-se que o aumento na energia de soldagem resultou no aumento penetração do cordão de solda de 488,1 % ao aumentar a corrente de soldagem de 130 a 180 A. Além disso, observa-se pela Figura 47 o perfil em *finger shape* do cordão de solda. Silva [23] realizou ensaios de soldagem em que fixou a taxa de alimentação de pó em determinado valor e aumentou a corrente de soldagem. Seus resultados também confirmaram o aumento da penetração e da diluição, bem como o perfil de penetração em *finger shape* nos cordões de solda. Esse mesmo perfil de penetração foi observado por Takano *et al.* [36], que justificaram esse resultado como consequência do aumento da energia disponível para o substrato. Quanto à corrente de soldagem de 130 A e taxa de alimentação de 1,0 kg/h, observa-se o perfil de penetração uniforme do cordão de solda que

associada ao baixo valor de penetração, promoveu o índice de diluição de 9,4 %. Logo, este nível de corrente de soldagem mostrou-se adequado para a taxa de alimentação de pó de 1,0 kg/h e para a aplicação de revestimento em foco no presente estudo.

De posse dos resultados obtidos para análise do efeito da corrente de soldagem e taxa de alimentação de pó na morfologia e índice de diluição dos cordões de solda, observa-se que a intensidade da corrente de soldagem é uma importante variável quando se considera o aporte de calor no substrato. Conforme Silva [23], Díaz [31] e Tigrinho [32], correntes de soldagem elevadas resultam no aumento da penetração e excesso de diluição no revestimento. Portanto, o aumento da corrente de soldagem deve ocorrer em conjunto com o aumento da taxa de alimentação do pó. Ademais, Díaz [31] verificou o efeito relevante da taxa de alimentação de pó na diluição do cordão de solda, uma vez que, o aumento da taxa de alimentação de pó, reduz o índice de diluição, pois mais calor é retirado do arco voltaico para fundir o material adicionado. Ao avaliar os resultados obtidos com a taxa de alimentação de pó de 1,5 kg/h, verifica-se que ao empregar baixos valores da corrente de soldagem (80 e 130 A), o calor gerado foi insuficiente para fundir todo o pó injetado, ocorrendo a presença de partículas não fundidas e falta de fusão nas laterais do cordão de solda (Figura 45). Além disso, irregularidades nas macrografias são observadas, ao empregar taxa de alimentação de pó de 1,5 kg/h, para correntes de soldagem de 80 e 130 A, sobretudo, no menor nível de corrente (80 A) a falta de fusão foi tão severa que foi observado o destacamento do cordão de solda em relação ao substrato. Contudo, ao manter a Tx em 1,5 kg/h e aumentar a corrente de soldagem para 180 A, observou-se a deposição adequada e fusão completa nas laterais do cordão de solda, associado com a melhora no perfil de penetração deste. Entretanto, a condição de soldagem com Tx de 1,5 kg/h e corrente de soldagem de 180 A, não se mostrou viável pelo pequeno perfil em *finger shape* da penetração e, também, o valor de diluição de 16 % do cordão de solda. Esta condição poderia ser considerada em aplicações que visem a deposição de maior quantidade de material em chapas de maior espessura para aumentar a dissipação de calor do substrato.

Considerando os resultados obtidos com a realização dos quatro grupos de ensaios de soldagem, foi possível compreender de forma sistemática os efeitos das principais variáveis e parâmetros do processo PTA-P. Logo, como resultado, foi possível realizar depósitos com índice de diluição de 9,4 % do Inconel 625 sobre o aço carbono ASTM A36, que associados a adequada morfologia dos depósitos, mostram-se viável para aplicação na soldagem de revestimento superficial. Na Tabela 11 são apresentados os parâmetros de soldagem obtidos como resultado na avaliação sistemática realizada.

Tabela 11 - Parâmetros de soldagem obtidos na avaliação sistemática com a deposição do Inconel 625 sobre substrato de aço carbono ASTM A36

Condições de Soldagem	
Distância bocal-peça [mm]	10
Vazão do gás de arraste [l/min]	1,0
Vazão do gás de plasma [l/min]	1,0
Recuo do eletrodo [mm]	2,2
Corrente de soldagem [A]	130
Taxa de alimentação do pó [kg/h]	1,0

Fonte: Elaborado pela autora

4.3 REVESTIMENTO DO AÇO H13 COM O PÓ METÁLICO STELLITE 1

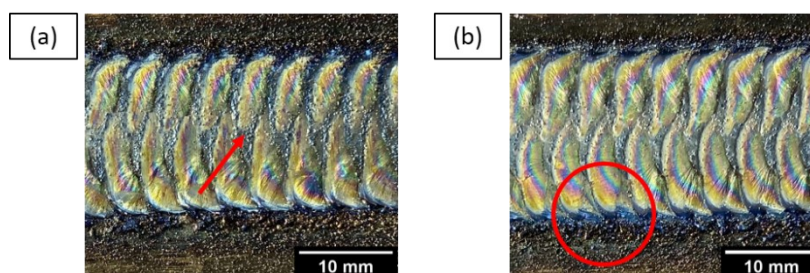
A presente etapa teve como objetivo aplicar o conhecimento obtido com a caracterização da taxa de alimentação de pó, assim como da avaliação sistemática da influência das variáveis e parâmetros do processo PTA-P, com o intuito de realizar a deposição do pó metálico Stellite 1 sobre substrato de aço AISI H13, e com isso, caracterizar a influência dos parâmetros do processo PTA-P na morfologia e, sobretudo, diluição dos depósitos realizados. Para tanto, os ensaios de soldagem foram realizados com o auxílio da bancada de ensaios estruturada e apresentada na Figura 19.

Vale ressaltar que, assim como nos ensaios de soldagem realizados previamente, dos cordões de solda realizados foi extraída uma amostra por cordão para ser submetida a análise de macrografia. Para tanto, na discussão que se segue é apresentada, para cada condição avaliada, a macrografia que melhor representa as características geométricas médias do cordão de solda em questão. Já no Apêndice G são apresentadas todas as macrografias e as faces dos cordões de solda realizadas no estudo. No Apêndice H apresentam-se os dados obtidos a partir de medições realizadas nas imagens do Apêndice G.

Portanto, foi realizada a investigação para caracterizar a deposição da liga Stellite 1 sobre substrato de aço AISI H13, juntamente com a técnica de tecimento. A priori, ao considerar os resultados obtidos com a realização dos ensaios de soldagem preliminares (APS1 e APS2), decidiu-se por reduzir o valor do recuo do eletrodo de 2,2 para 1,4 mm. Tal redução, teve por objetivo obter maior uniformidade no perfil de penetração do cordão de solda, assim como a redução do valor de penetração e, conseqüentemente do índice de diluição. Pois, ao considerar os resultados do item 4.2.3, foi possível observar que o aumento do recuo do eletrodo resulta no aumento da penetração dos depósitos. Da mesma forma, foi empregada a taxa de alimentação

de pó de 1,3 kg/h e velocidade de soldagem de 13 cm/min, visando reduzir a energia entregue para o substrato. Assim, foram realizados os ensaios de soldagem (TS13013 e TS14013) apresentados na Tabela 6. Na Figura 47 são apresentados os cordões de solda obtidos como soldados.

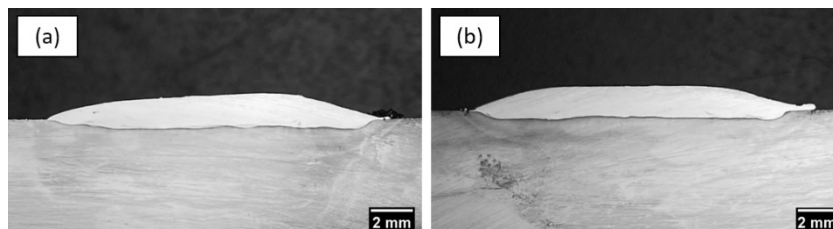
Figura 47. Aspecto superficial dos cordões de solda obtidos com tecimento e deposição do Stellite 1 sobre aço AISI H13 com corrente de soldagem de (a) 130 A (TS13013) e (b) 140 A (TS14013)



Fonte: Elaborado pela autora

Com a realização destes ensaios de soldagem, verificou-se que os cordões de solda realizados apresentaram bom aspecto superficial ao longo do seu comprimento e livres de porosidades superficiais, mas eventuais partículas não fundidas na margem e face dos cordões de solda são observadas (como exemplificado em vermelho na Figura 47). Ainda com relação ao aspecto superficial dos cordões de solda, destaca-se também o aspecto de “escamas” nas faces dos seus cordões de solda pela aplicação da técnica de tecimento da tocha de soldagem. Do ponto de vista de processo, considerando as duas condições apresentadas, observou-se pouca quantidade de pó não fundido depositado sobre a bancada de ensaios e o substrato. Associado a isso, verifica-se que tal fato, impacta na regularidade e fusão completa nas laterais dos cordões apresentados. Em posse dos cordões de solda realizados, foi possível realizar a preparação metalográfica e retirar as amostras dos corpos de prova com o objetivo de observar as características geométricas dos cordões de solda obtidos nos ensaios de soldagem. As macrografias dos cordões de solda TS13013 e TS14013 se encontram na Figura 48.

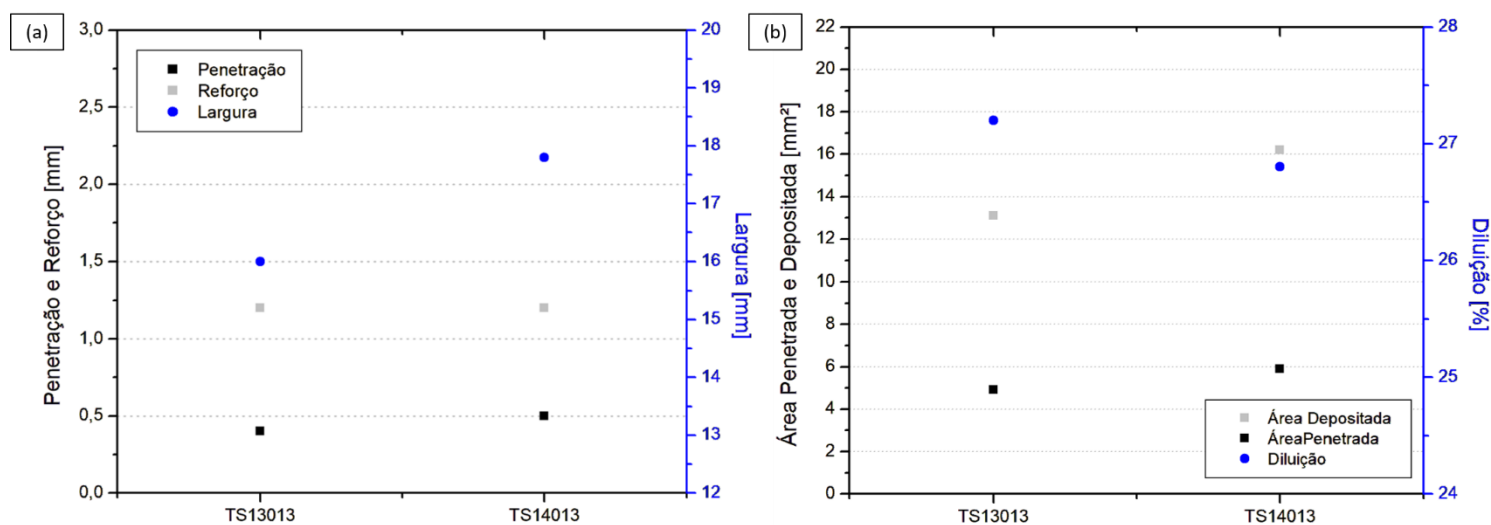
Figura 48. Macrografias dos cordões de solda obtidos com tecimento e deposição do Stellite 1 sobre aço AISI H13 com corrente de soldagem de (a) 130 A (TS13013) e (b) 140 A (TS14013)



Fonte: Elaborado pela autora

Os valores de penetração, largura e reforço, assim como os índices de diluição e valores de área penetrada e depositada medidos com o auxílio das macrografias são apresentados na Figura 49.

Figura 49. Medidas de (a) penetração, reforço e largura, (b) área penetrada e área depositada e diluição dos cordões de solda TS13013 e TS14013 obtidos com tecimento e deposição do Stellite 1 sobre aço AISI H13



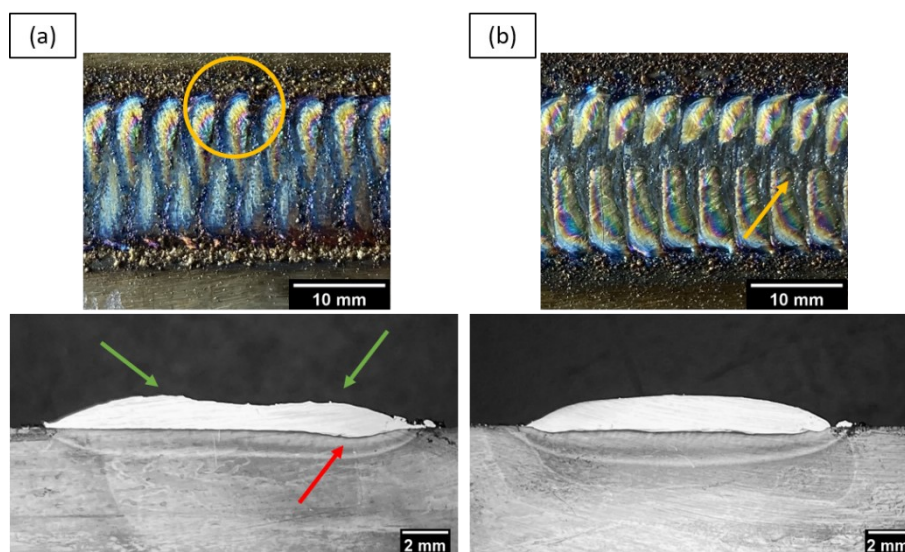
Fonte: Elaborado pela autora

Do ponto de vista morfológico, quanto ao reforço dos cordões das amostras TS13013 e TS14013, obteve-se 1,2 mm para as duas condições, visto que a taxa de alimentação de pó foi a mesma. Além disso, é possível observar pela análise das macrografias, que os perfis de penetração dos cordões de solda são semelhantes e uniformes. O aumento da corrente de soldagem de 130 para 140 A resultou no aumento de 17,1 % nos valores de penetração e, consequentemente, no aumento de 21,0 % na área penetrada, visto que tem-se o aumento da

energia entregue para o corpo de prova, e conseqüentemente, resulta no aumento do índice de diluição. Quanto a largura, obteve-se valores de 16,0 e 17,8 mm para as amostras TS13013 e TS14013, respectivamente. Sendo estes valores bem superiores aos valores obtidos com os cordões sem aplicação da técnica de tecimento, conforme esperado. Além disso, observa-se índices de diluição, de aproximadamente 27,0 %, sendo estes elevados para a aplicação de revestimento proposta no estudo.

Logo, foram realizados novos ensaios de soldagem com o objetivo de reduzir o índice de diluição. Para tanto, foram empregados os mesmos parâmetros e variáveis de processo que para as condições TS13013 e TS14013, com exceção dos valores de taxa de alimentação de pó e corrente de soldagem. Assim, para reduzir a energia direcionada para o substrato, uma das estratégias empregadas foi de manter a taxa de alimentação de pó em 1,3 kg/h e reduzir a corrente de soldagem para 100 A (Ensaio TS10013). Pois, dos resultados obtidos no item 4.2.4, constatou-se o comportamento de redução da diluição, ao manter a taxa de alimentação de pó e reduzir a corrente de soldagem empregada. Ademais, foi realizado o cordão de solda (Ensaio TS13015) em que se manteve a corrente de soldagem em 130 A, e aumentou a taxa de alimentação de pó para 1,5 kg/h, de modo a garantir que a adição de mais material permita que mais calor do arco voltaico seja utilizado na fusão deste, reduzindo o calor entregue/disponível para o substrato. Assim, na Figura 50 são apresentados os cordões de solda obtidos e suas respectivas macrografias, respectivamente, para os ensaios TS10013 e TS13015.

Figura 50. Aspecto superficial e macrografia dos cordões de solda obtidos com tecimento pela deposição do Stellite 1 sobre o aço AISI H13 com (a) Is de 100 A e Tx de 1,3 kg/h (TS10013) e (b) Is de 130 A e Tx de 1,5 kg/h (TS13015)

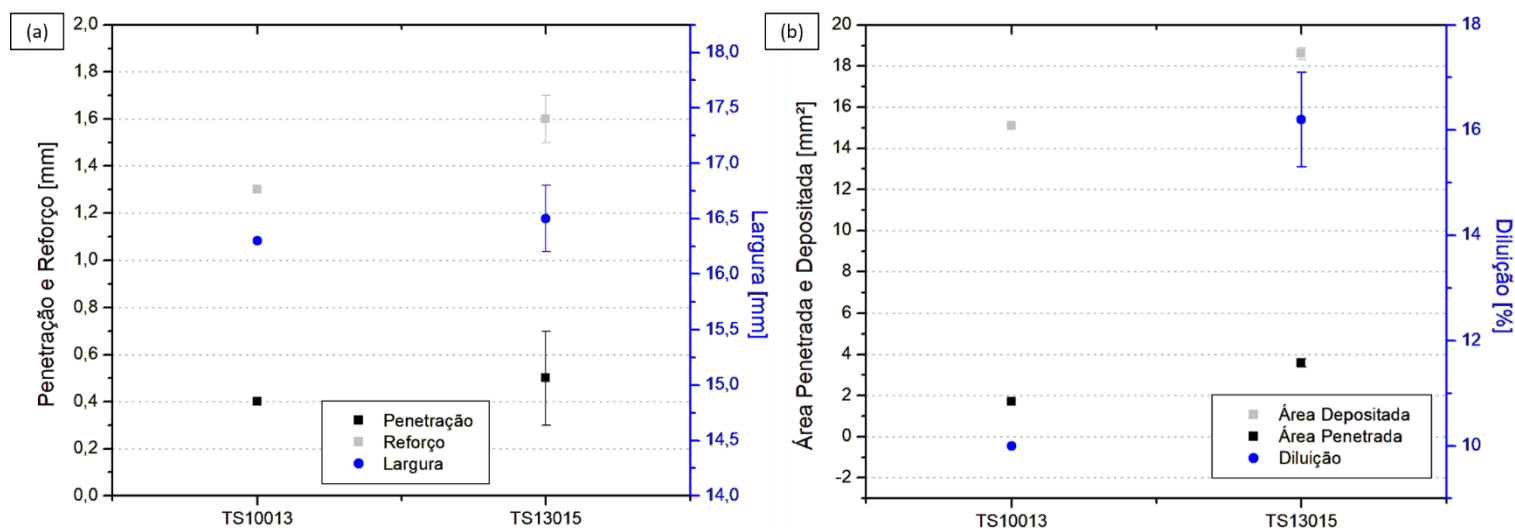


Fonte: Elaborado pela autora

Observa-se que foram obtidos cordões de solda com aspecto superficial e geometria adequada ao longo dos cordões de solda, livres de porosidades superficiais e aspecto de “escamas” nas faces dos seus cordões. Ademais, eventuais partículas não fundidas na margem e face dos cordões de solda são observadas (como exemplificado em laranja na Figura 50). Assim como nos ensaios realizados previamente (Condição TS13013 e TS14013), considerando as duas condições apresentadas na Figura 54, verifica-se a regularidade e fusão completa nas laterais dos cordões apresentados. Quanto ao perfil de penetração para a amostra TS10013, a penetração máxima foi atingida na lateral direita do cordão de solda (destacado em vermelho na Figura 50), enquanto que, a condição TS13015 apresentou maior uniformidade no seu perfil de penetração. Em relação ao reforço, o cordão de solda com a condição de maior corrente de soldagem apresentou o reforço regular, diferentemente da outra condição com reforço irregular sofrendo acúmulo de material nas margens do cordão depositado (destacado em verde na Figura 50). As medidas dos cordões de solda TS10013 e TS13015 se encontram na Figura 51.

Figura 51. Medidas de (a) penetração, reforço e largura, (b) área penetrada e área depositada e diluição dos cordões de solda TS10013 e TS13015 obtidos com tecimento e deposição do

Stellite 1 sobre aço AISI H13



Fonte: Elaborado pela autora

Deve-se considerar que na condição TS13015 a taxa de alimentação de pó é superior a outra condição analisada (TS10013), o que influencia no aumento de 22,4 % de área depositada na condição TS13015 ao comparar com TS10013. Além disso, verifica-se uma irregularidade no reforço do cordão de solda para condição TS10013, em que se tem maior

quantidade de material depositado nas laterais do cordão de solda. Observa-se, também, maior valor de área penetrada ao empregar Is de 130 A e Tx de 1,5 kg/h, com aumento de 120,7 % ao comparar com a condição TS10013. Isto, porque, na condição com menor corrente de soldagem (100 A), tem-se menor energia de soldagem e, portanto, aporte térmico direcionado para o corpo de prova, o que diminui a transferência de calor do arco voltaico para o metal de base. Logo, com esta condição tem-se a redução da área penetrada em 54,7 % da condição TS10013, ao comparar com TS13015. Ademais, o cordão de solda da condição TS10013, apresenta perfil de penetração assimétrico e a penetração máxima é atingida na lateral direita do cordão de solda.

Conforme esperado, considerando a avaliação sistemática realizada no item 4.2, as variáveis de soldagem (corrente de soldagem e taxa de alimentação de pó) avaliadas nesta etapa do trabalho apresentaram os comportamentos esperados em relação aos índices de diluição dos depósitos obtidos. Assim, a influência dos valores de áreas penetrada e depositada resultam nos índices de diluição dos cordões de solda. As estratégias para redução da energia orientada para o substrato foram eficientes, uma vez que, foram obtidos índices de diluição de 10,0 e 16,2 % para as condições TS10013 e TS13015, respectivamente. Diferentemente dos 27,0 % de diluição obtidos anteriormente para as condições TS13013 e TS14013, resultando, portanto, na redução no índice de diluição de 63,1 % e 38,5 % para as condições TS10013 e TS13015, respectivamente.

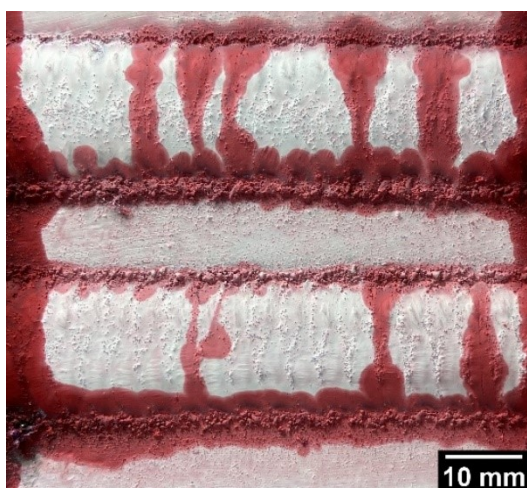
Portanto, definiu-se que a condição a ser empregada nas aplicações de revestimento superficial dos moldes de injeção de alumínio é a TS13015, devido a morfologia obtida dos cordões de solda serem mais propícias para aplicações de revestimento, associada com seu baixo índice de diluição. Assim, devido a aplicação futura no revestimento dos moldes de injeção, para torná-los mais eficiente e melhorar a sua vida útil, foi realizada a análise mais minuciosa do aspecto superficial dos cordões de solda obtidos. Para tanto, as amostras foram avaliadas com o auxílio de um estereoscópio e durante esta análise foram observadas algumas trincas transversais ao longo do comprimento do cordão. Diante da dificuldade de observar a presenças das trincas por análise visual a olho nu, igualmente as outras condições avaliadas para a deposição do Stellite 1 no substrato de aço AISI H13 com tecimento foram examinadas no estereoscópio. A partir dessas análises, percebeu-se também trincas transversais nas condições TS10013 e TS13013.

Uma hipótese para a presença das trincas é devido a fatores metalúrgicos, conforme avaliado por Kou [49]. Segundo o autor, as trincas de solidificação podem ocorrer devido à baixa ductilidade do metal de solda e, conseqüentemente, por sua composição química. Assim, quanto menos dúctil for o metal de solda, maior será a susceptibilidade às trincas de

solidificação. Além disso, segundo Kou [49], as trincas também podem iniciar na superfície do cordão de solda, caso este seja muito largo. Logo, visto que o Stellite 1 é uma liga de elevada dureza, 615 HV conforme informações do fabricante, sobretudo devido à alta porcentagem de tungstênio presente na liga, além dela ser menos dúctil. Isto torna a composição do depósito formado mais propenso as trincas.

Foi realizado o ensaio de líquido penetrante sobre o revestimento TS13015, a fim de conferir a presença de trincas ou outros tipos de defeitos. O resultado deste ensaio pode ser visualizado na Figura 52, na qual é observada a presença de trincas ao longo dos cordões de solda. Vale ressaltar que, devido à presença de pó nas laterais dos cordões, a limpeza da superfície para aplicação do revelador foi prejudicada, tornando essas regiões propensas para o acúmulo de líquido revelador.

Figura 52. Resultado do ensaio com líquido penetrante para a condição TS13015 (amostras de réplica e tréplica)

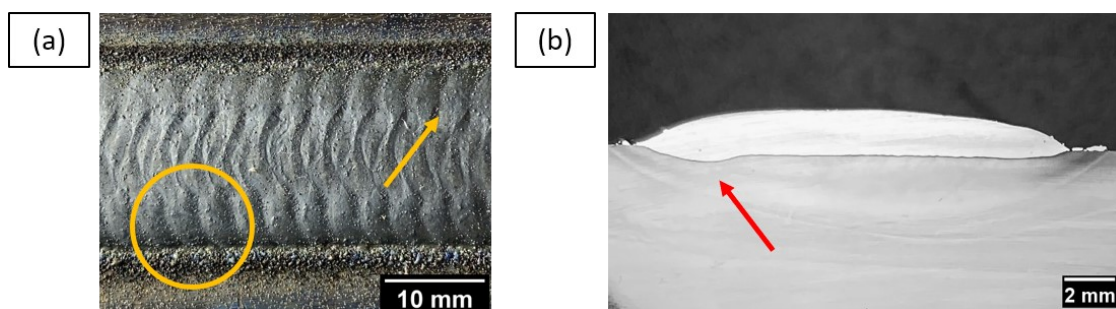


Fonte: Elaborado pela autora

Vila Nova [16] e Batista [17] apresentam as ligas de níquel que são empregadas como camada de amanteigamento por serem materiais dúcteis, que auxiliam a acomodar as tensões residuais do próprio procedimento de soldagem, assim como eventuais diferenças de expansão térmica dos distintos materiais do substrato e material depositado. Assim, uma solução para extinguir as trincas observadas na deposição do Stellite 1 para o revestimento superficial do aço AISI H13 seria a realização de camada de amanteigamento. Portanto, esta camada seria depositada com a função de formar uma camada intermediária entre o substrato e o material de adição que compõe as camadas de revestimento. Para tanto, foi depositado o pó Inconel 625 na realização do ensaio de soldagem TI13010 com os mesmos parâmetros descritos na Tabela 12

e os parâmetros de frequência e amplitude de tecimento de 0,6 Hz e 12 mm, respectivamente. O pó Inconel 625 foi selecionado por tratar-se de um material com maior ductilidade que a liga a base de cobalto. Na Figura 53 é apresentado o cordão de solda obtido e a sua macrografia para a condição TI13010.

Figura 53. Deposição do Inconel 625 sobre aço AISI H13 para condição TI13010 (a) aspecto superficial e (b) macrografia

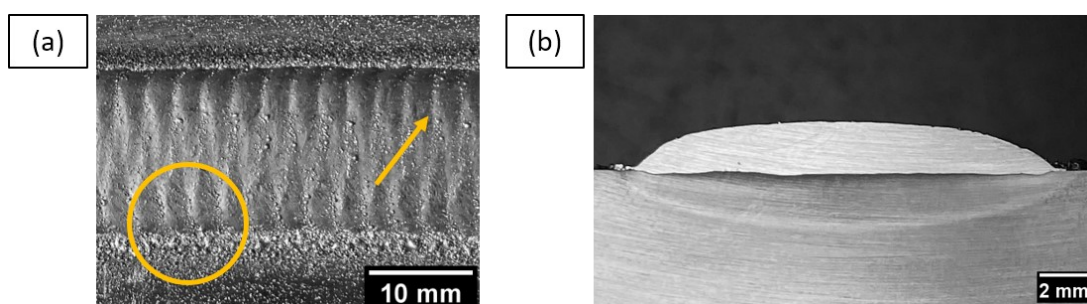


Fonte: Elaborado pela autora

De posse do cordão de solda, foi realizada a análise visual do aspecto superficial da face do cordão de solda com o auxílio do estereoscópio, o qual não apresentou a presença de trincas. Ademais, observa-se que o cordão apresenta aspecto superficial adequado ao longo dos cordões de solda, livres de porosidades superficiais e aspecto de “escamas” nas faces dos seus cordões, através da análise visual, conforme se observa na Figura 53. Entretanto, partículas não fundidas na margem e face dos cordões de solda são observadas (como exemplificado em laranja na Figura 53). É possível observar a fusão completa nas laterais do cordão de solda. Quanto ao perfil de penetração para a amostra TI13010, a penetração máxima é atingida na lateral esquerda do cordão de solda (destacado em vermelho na Figura 53), embora apresente uniformidade na penetração ao longo do perfil. Em relação ao reforço, o cordão de solda mostrou-se regular, sem nenhum acúmulo de material nas margens do cordão depositado. Além disso, com o auxílio da macrografia obtida foi possível determinar os valores das medidas geométricas do cordão. Assim, obteve-se que os valores de penetração, largura e reforço, foram 0,6 mm, 17,6 e 1,6 mm, respectivamente. Enquanto que, a área depositada obtida foi de 20,5 mm², e área penetrada de 5,2 mm² e, conseqüentemente, o índice de diluição foi de 20,1 %. O índice de diluição obtido para a amostra TI13010, mostrou-se elevado considerando o escopo do presente estudo, portanto, observou-se a necessidade de reduzir a diluição do depósito realizado com o Inconel 625 sobre aço AISI H13.

Assim, decidiu-se realizar um novo ensaio de soldagem com o pó Inconel 625 e a técnica de tecimento com o objetivo de reduzir o índice de diluição. Deste modo, foram empregados os mesmos parâmetros de soldagem que os utilizados para a condição TI13010, mas com a redução do recuo do eletrodo para 1,4 mm e aumento da taxa de alimentação do pó para 1,3 kg/h. Na Figura 54 é apresentado o cordão de solda, assim como a macrografias obtida para a condição TI13013-12.

Figura 54. Deposição do Inconel 625 sobre aço AISI H13 para condição TI13013-12 (a) aspecto superficial e (b) macrografia do cordão de solda

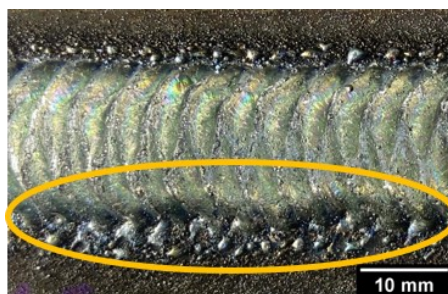


Fonte: Elaborado pela autora

Percebe-se que o cordão apresenta aspecto superficial e geometria uniformes, sem porosidades ou defeitos superficiais aparentes e aspecto de “escamas” nas faces dos seus cordões devido a técnica de tecimento aplicada. Além disso, partículas não fundidas na margem e face dos cordões de solda são observadas (como exemplificado em laranja na Figura 54). Ao considerar a morfologia do cordão, observa-se a excelente regularidade no perfil de penetração, da mesma forma que em seu reforço e, portanto, adequadas para a aplicação de revestimento. Ademais, em posse da macrografia foram realizadas as medidas da geometria do cordão da Figura 58. Logo, como resultados foram obtidos valores de penetração, largura e reforço de 0,3 mm, 17,7 e 1,9 mm, respectivamente. Visto que na condição TI13013-12 a taxa de alimentação de pó é superior a condição previamente analisada (TI13010), logo, isto influencia no valor de área depositada do cordão. Assim, tem-se o aumento de 28,6 % da área depositada para a condição de maior taxa de alimentação de pó, entretanto, ocorreu a redução de 57,0 % no valor da área penetrada ao manter a corrente de soldagem e aumentar a taxa de alimentação para 1,3 kg/h. A influência dos valores de áreas penetrada e depositada resulta no índice de diluição de 7,8 % do cordão de solda. Portanto, a estratégia para redução do índice de diluição foi adequada, o que impactou no baixo índice de diluição obtido e boa uniformidade do cordão de solda.

Portanto a estratégia para a redução da diluição mostrou-se suficiente, logo, foi possível realizar a deposição em multicamadas de materiais para o revestimento superficial do substrato de aço AISI H13. Logo, para a primeira camada foi realizado o depósito da liga Inconel 625 com a função de camada de amanteigamento, na qual foram empregados os parâmetros de soldagem da condição TI13013-12. Em seguida, na segunda camada foram utilizados os parâmetros de soldagem descritos na condição TS13015 para deposição do Stellite 1. De posse do depósito de multicamadas TS15I13-12, foi realizada a análise visual do aspecto superficial da face do cordão de solda com o auxílio do estereoscópio, o qual não apresentou a presença de trincas, evidenciando o efeito da camada de amanteigamento a fim de realizar o depósito de Stellite 1 sobre substrato de aço AISI H13. Entretanto, verifica-se a falta de uniformidade lateral do depósito ao longo do seu comprimento, na forma de mordeduras, como pode ser observado na Figura 55.

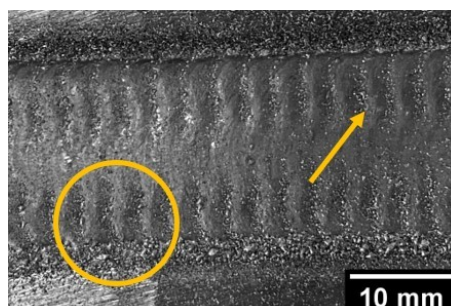
Figura 55. Aspecto superficial do depósito multicamadas TS15I13-12 com a presença mordeduras no revestimento superficial do aço AISI H13



Fonte: Elaborado pela autora

Assim, visando solucionar essas mordeduras (conforme destacado em laranja na Figura 55) nas laterais do depósito multicamadas, realizou-se outro depósito com a deposição do Stellite 1 e Inconel 625, com novos parâmetros de tecimento na camada de amanteigamento com o Inconel 625. Desta forma, foram mantidos fixos os parâmetros da condição TI13013-12, com exceção da amplitude de tecimento que foi aumentada para 14 mm. Logo, em posse do cordão de solda da condição TI13013-14, observa-se que o cordão apresenta aspecto superficial adequado, sem porosidades ou defeitos superficiais aparentes, entretanto, são observadas partículas não fundidas na margem e face do cordão de solda (Figura 56). Neste, foi realizado o ensaio de líquido penetrante a fim de conferir a presença de trincas ou outros tipos de defeitos. O resultado deste ensaio pode ser verificado na Figura 57, na qual observa-se um cordão de solda livre de qualquer descontinuidade.

Figura 56. Aspecto superficial do cordão de solda obtido com tecimento e deposição do Inconel 625 sobre aço AISI H13 para condição TI13013-14



Fonte: Elaborado pela autora

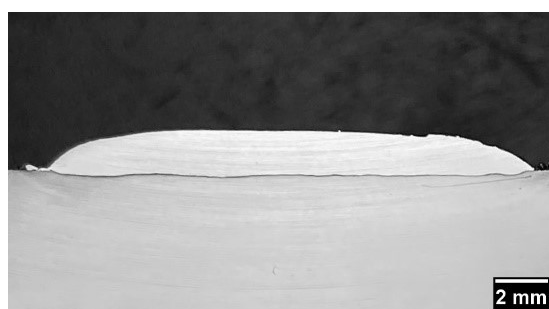
Figura 57. Resultado do ensaio com líquido penetrante obtido com a condição TI13013-14



Fonte: Elaborado pela autora

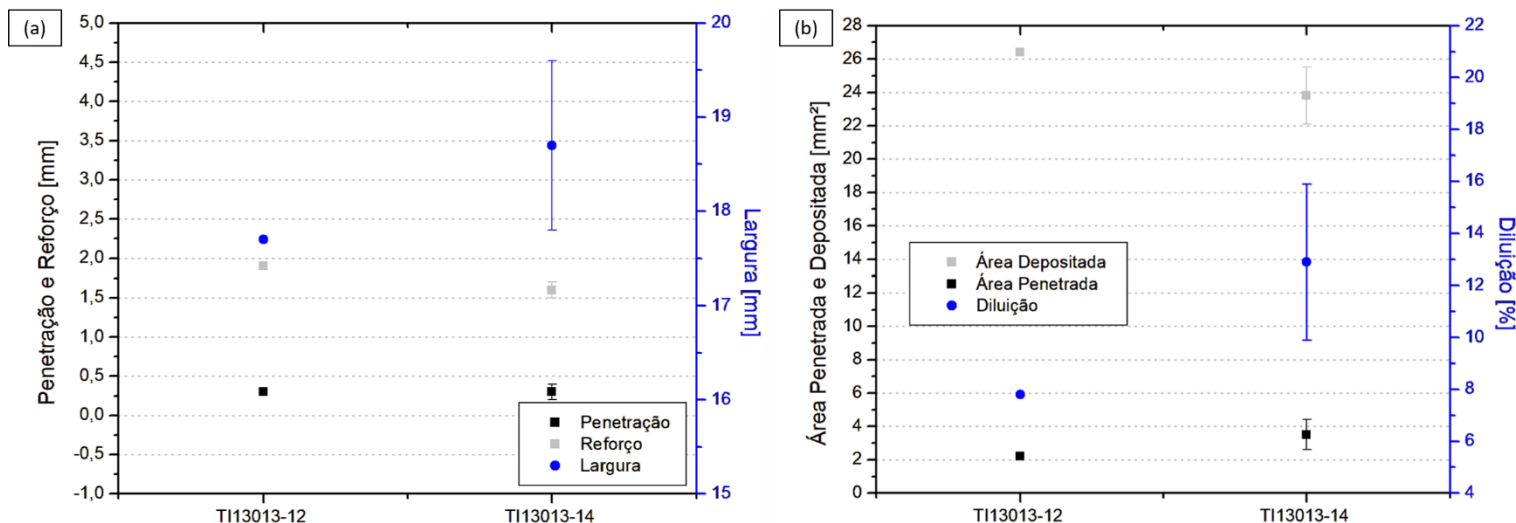
A macrografia do cordão de solda para a condição TI13013-14 é apresentada na Figura 58. Os valores de penetração, largura e reforço, assim como os índices de diluição e valores de área penetrada e depositada medidos para as condições TI13013-12 e TI13013-14 são apresentadas na Figura 59 para efeito de comparação.

Figura 58. Macrografia do cordão de solda obtido com tecimento e deposição do Inconel 625 sobre aço AISI H13 para condição TI13013-14



Fonte: Elaborado pela autora

Figura 59. Medidas de (a) penetração, reforço e largura, (b) área penetrada e área depositada e diluição dos cordões de solda TI13013-12 e TI13013-14 obtidos com tecimento e deposição do Stellite 1 sobre aço AISI H13

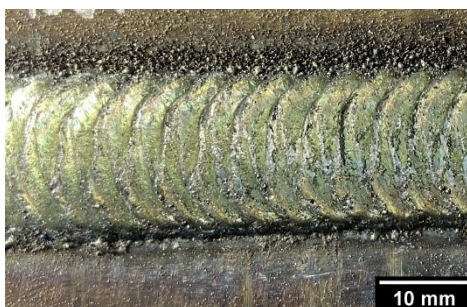


Fonte: Elaborado pela autora

Do ponto de vista morfológico, observa-se a excelente uniformidade no perfil de penetração, assim como no reforço do cordão de solda para a condição TI13013-14. Visto que foram empregados os mesmos parâmetros de soldagem nas duas condições, TI13013-12 e TI13013-14, exceto pelo valor da amplitude de tecimento, percebe-se que os valores de penetração e reforço foram semelhantes. Quanto a largura, houve o aumento de 5,8 % ao comparar com o valor da condição anterior de menor amplitude de tecimento (TI13013-12), uma vez que, foi empregada a mesma taxa de alimentação de pó nas duas condições, o aumento na largura para a condição TI13013-14 resultou na redução de 17,6 % no valor do reforço do cordão de solda. Além disso, obteve-se também a redução de 9,7 % na área depositada. Diferentemente do aumento de 59,4 % observado no valor de área penetrada para a condição TI13013-14. Este aumento está relacionado com o aumento da amplitude de tecimento empregado na condição TI13013-14, que resultou na maior largura (18,7 mm) do cordão de solda. Logo, para esta condição analisada, o aumento da amplitude de tecimento para 14 mm, resultou também no aumento do índice de diluição do cordão de solda, sendo este igual a 66,6 %, que resultou na diluição de 12,9 % na condição TI13013-14. Portanto, os parâmetros empregados para a realização do cordão de solda da condição TI13013-14, mostraram-se adequados considerando os resultados de morfologia e de índice de diluição para aplicações de revestimento.

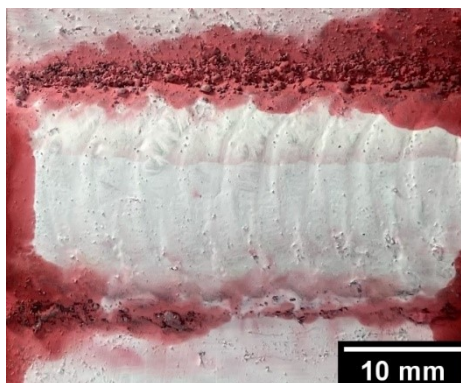
Em seguida, foi realizado o depósito multicamadas TS15I13-14, em que na primeira camada para o amanteigamento do depósito, foi utilizado o Inconel 625 com o emprego dos parâmetros da condição TI13013-14. Posteriormente, na segunda camada foram empregados os parâmetros descritos na condição TS13015 para deposição do Stellite 1. Assim, em posse do depósito multicamadas TS15I13-14, verificou-se pela análise visual do aspecto superficial do cordão de solda com o auxílio do estereoscópio, que o depósito se mostrou livre de trincas ou outras discontinuidades (Figura 60). De modo a corroborar tal observação, foi realizado o ensaio de líquido penetrante para o depósito multicamadas TS15I13-14 realizado. O resultado deste ensaio pode ser verificado na Figura 61 na qual observa-se o depósito livre de qualquer discontinuidade, o que atesta a eficácia da camada de amanteigamento realizada. O mesmo procedimento para a verificação da presença de defeitos como poros, trincas ou falta de penetração, através do ensaio de líquido penetrante foi realizado por Díaz [31], Hélio [43] e Castillo [44] em seus respectivos estudos.

Figura 60. Aspecto superficial do depósito multicamadas TS15I13-14 obtido sem a presença mordeduras no revestimento superficial do aço AISI H13



Fonte: Elaborado pela autora

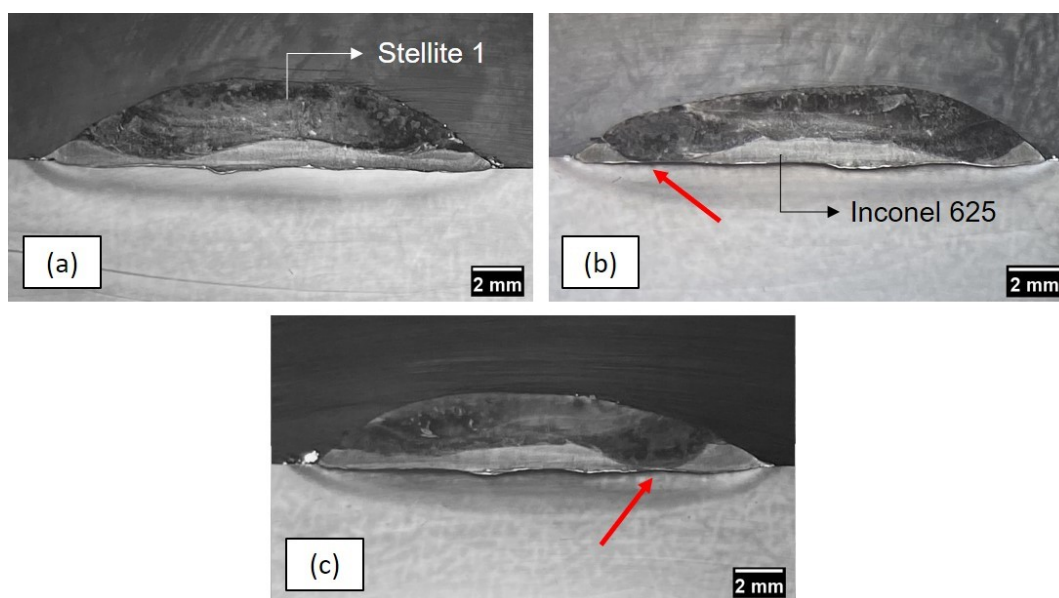
Figura 61. Resultado do ensaio com líquido penetrante obtido com o depósito multicamadas TS15I13-14



Fonte: Elaborado pela autora

Assim, do ponto de vista de aspecto superficial e da isenção de trincas transversais, a estratégia de deposição de duas camadas, sendo uma delas de amanteigamento, mostrou-se adequada para o revestimento superficial do aço AISI H13. Portanto, para a otimização dos parâmetros a fim de obter um depósito como o ilustrado na Figura 58, pode-se empregar os parâmetros utilizados na condição TI13013-14 para a realização da camada de amanteigamento. Enquanto que, para a deposição do Stellite 1, pode-se utilizar os parâmetros da condição TS13015. Ambos os parâmetros de soldagem e tecimento são descritos na Tabela 6. Em posse destes resultados, com o objetivo de observar as características geométricas dos depósitos de duas camadas obtidos nos ensaios de soldagem, foram retiradas amostras dos corpos de prova e as macrografias dos cordões de solda se encontram na Figura 62.

Figura 62. Macrografia dos depósitos depósito multicamadas TS15I13-14 (a) amostra, (b) amostra – réplica e (c) amostra – tréplica



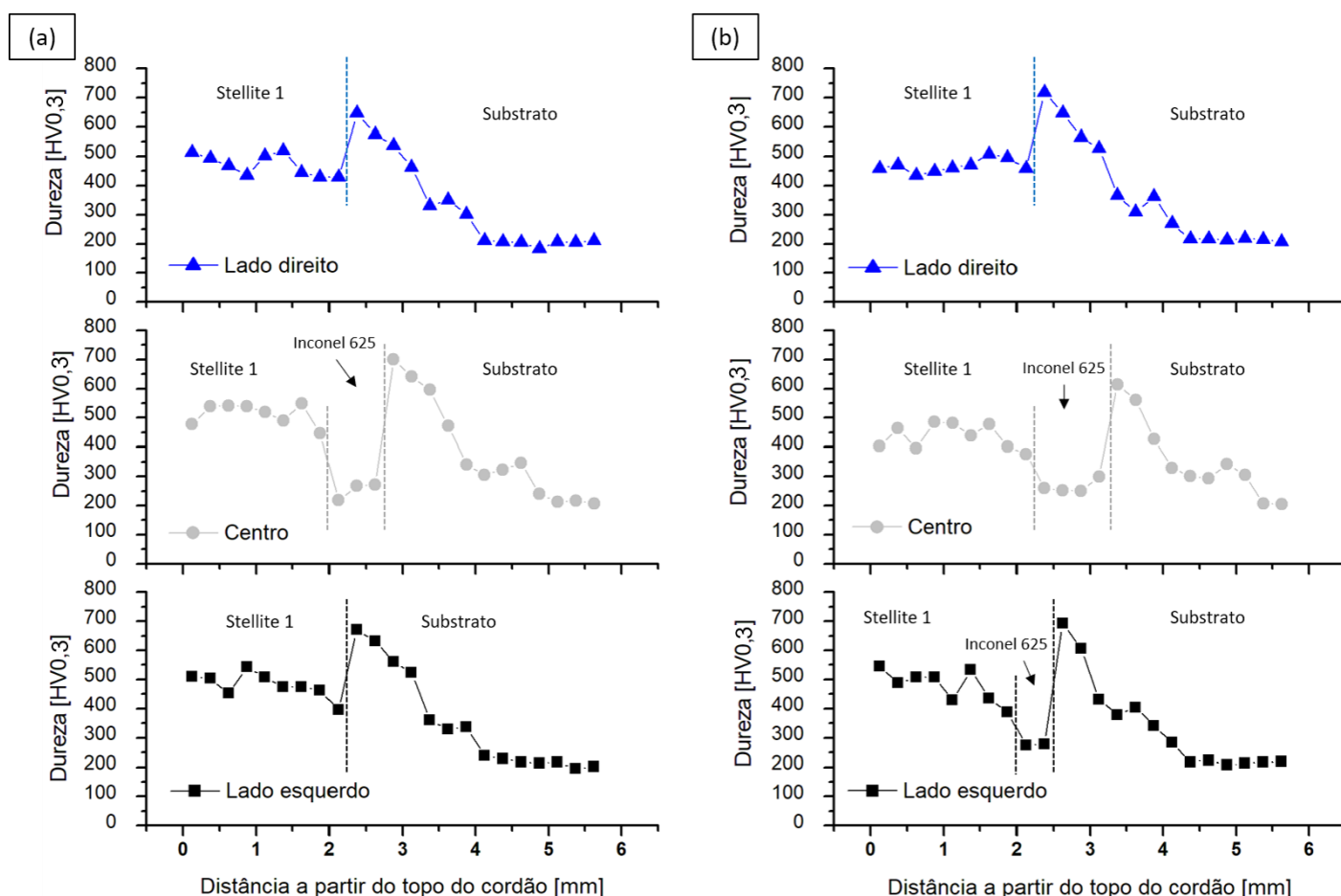
Fonte: Elaborado pela autora

Do ponto de vista morfológico, as três amostras apresentam a penetração máxima nas laterais do cordão para a segunda camada (Stellite 1) do depósito multicamadas, enquanto que na primeira camada (Inconel 625) as amostras apresentam maior uniformidade no perfil de penetração dos cordões de solda. Entretanto, com o auxílio da Figura 62, é possível observar variações na morfologia dos depósitos entre os três cordões realizados para a condição empregada. Sobretudo, em relação a maior diluição entre as camadas de Stellite 1 e Inconel 625, visto que em alguns casos a penetração máxima do depósito com Stellite 1 aparenta alcançar o limite da linha de fusão em relação ao substrato de aço AISI H13 (destacado em

vermelho na Figura 62). Assim, para a amostra da Figura 62 (a) tem-se a divisão clara entre as camadas dos depósitos realizados, sendo que a penetração máxima do cordão com Stellite 1 ocorreu na margem esquerda. Já na amostra de réplica (Figura 62 (b)), a interface entre as camadas não é tão nítida. Diferentemente do observado na tréplica da condição avaliada (Figura 62 (c)), em que se observa as regiões distintas devido a deposição das ligas Inconel 625 e Stellite 1, exceto na região do lado direito do depósito, em que a penetração máxima do Stellite 1 quase alcança o limite entre a camada de amanteigamento e o substrato.

Logo, considerando o potencial de aplicação do processo PTA-P no revestimento de cavidades e insertos de moldes de injeção de alumínio, pela realização de depósitos de duas camadas conforme o representado pela Figura 64, verificou-se a necessidade de caracterizar os depósitos realizados com estas condições. Assim, foram avaliados os perfis de microdureza ao longo da seção transversal dos depósitos. Os perfis foram realizados conforme a Figura 23 que indica a localização das impressões de microdureza realizadas. Na Figura 63 (a) pode ser observado os valores obtidos dos perfis de microdureza da amostra identificada pela Figura 62 (b), visto que nesta a interface entre as camadas de Inconel 625 e Stellite 1 não é tão nítida nas laterais do depósito multicamadas. Já na Figura 63 (b) são apresentados os perfis de microdureza da amostra identificada pela Figura 62 (c), em que se observa as regiões distintas devido a deposição das ligas Inconel 625 e Stellite 1, exceto na região do lado direito do depósito.

Figura 63. Perfis de microdureza dos depósitos multicamadas TS15I13-14 para amostra de (a) réplica e (b) tréplica



Fonte: Elaborado pela autora

Observa-se pelos resultados dos perfis de microdureza, os efeitos das variações na morfologia dos depósitos. Ao considerar os resultados dos perfis para a amostra de réplica da condição empregada (Figura 63 (a)), percebe-se que o perfil do centro apresenta nitidamente a distinção entre as camadas dos diferentes materiais depositados. Considerando que o valor de dureza informada pelo fabricante da liga Stellite 1 seja de 560-615 HV, verifica-se pelos perfis de microdureza da Figura 63 (a) a redução de 27,3 % na microdureza no perfil do centro na segunda camada do depósito com o Stellite 1, possivelmente pela diluição com a camada de amanteigamento realizada. Entretanto, a segunda camada do depósito obtido com Stellite 1 manteve-se bastante endurecida (faixa de 447,3 a 549,4 HV_{0,3}), mesmo com a redução da microdureza resultante da diluição entre as camadas de material, garantindo assim que a superfície do depósito apresente elevada dureza para o revestimento do substrato de aço AISI H13. Foi observado que resultados semelhantes de microdureza na superfície do depósito foram encontrados em estudos anteriores. Ferozhkhan *et al.* [21], Díaz *et al.* [27] e Takano *et al.* [36]

relatarem resultados similares ao utilizar a liga Stellite 6. Além disso, Rajeev, Kamaraj e Bakshi [30] também encontraram resultados semelhantes ao depositar o Stellite 21. Além disso, ainda no perfil de microdureza do centro, observa-se a nítida interface de Inconel 625 pela queda observada no gráfico da Figura 63(a) a uma distância entre 2,12 e 2,62 μm . Abaixo desse valor, constata-se o pico do crescimento do valor de microdureza visto que as impressões foram realizadas na região da linha de fusão e zona termicamente afetada (ZTA) do cordão de solda (faixa entre 700,3 e 347,4 $\text{HV}_{0,3}$). Em seguida, uma nova queda é observada nos valores de microdureza, pois as impressões realizadas no ensaio entram na região do substrato de aço AISI H13, com valor de aproximadamente 200 $\text{HV}_{0,3}$.

Diferentemente, do que acontece nas regiões dos lados direito e esquerdo da amostra de réplica da condição (Figura 63 (a)). Nestas duas regiões (lado direito e esquerdo), a interface entre as camadas de Inconel 625 e Stellite 1 não é tão nítida, dado que a penetração máxima da camada de Stellite 1 ocorre nessas regiões do cordão de solda. Entretanto, esta diferença na morfologia do depósito multicamadas não impacta em diferenças significativas nos valores de microdureza obtidos. Logo, assim como na região em que foi realizado o perfil previamente analisado (centro), a segunda camada do depósito obtido com Stellite 1, nestas regiões (lado direito e esquerdo) mostra-se bastante endurecida (faixa de 428,3 a 542,3 $\text{HV}_{0,3}$). Igualmente como no perfil de microdureza do centro, para os perfis do lado direito e esquerdo, na interface com o substrato de aço AISI H13, também ocorreu o pico no valor de microdureza (aproximadamente 670,0 $\text{HV}_{0,3}$), visto que as impressões foram realizadas igualmente entre a linha de fusão e ZTA do cordão de solda. Enquanto que, as impressões realizadas no substrato de aço AISI H13, abaixo da região da ZTA, constata-se a queda nos valores de microdureza (faixa 184,1 a 227,9 $\text{HV}_{0,3}$).

Ao considerar os perfis de microdureza apresentados na Figura 63 (b), constata-se claramente as diferentes interfaces presentes pela deposição do Stellite 1 e Inconel 625, na região do lado esquerdo e central. Em oposição, ao observado para o perfil do lado direito, que apresenta a penetração máxima do cordão da segunda camada do depósito obtido com Stellite 1, impossibilitando a identificação da interface de Inconel 625 para o amantecimento do revestimento. Deve-se considerar que a amostra avaliada ((Figura 62 (c)), apresenta diferentes penetrações locais no depósito, o que influenciou nos valores de dureza obtidos nos perfis apresentados na Figura 63 (b). Assim, a microdureza do Stellite 1 foi medida nos perfis do lado esquerdo, centro e direito como 387,1-545,2 $\text{HV}_{0,3}$, 376,9-486,4 $\text{HV}_{0,3}$ e 434,1-508,2 $\text{HV}_{0,3}$, respectivamente. Já a dureza do Inconel 625, foi identificada apenas nos perfis do lado esquerdo e do centro (Figura 63 (b)) com os valores de 274,6-277,7 $\text{HV}_{0,3}$ e 250,3-299,1 $\text{HV}_{0,3}$, nessa

ordem. Isso mostra que o revestimento com o processo PTA-P apresenta revestimento uniforme, a partir da análise de microdureza realizada. O que corrobora com os resultados obtidos na literatura, assim como nos trabalhos de Ferozhkhan *et al.* [21], Díaz *et al.* [27], Rajeev, Kamaraj e Bakshi [30] e Takano *et al.* [36] ao realizarem depósitos com diversas ligas a base de cobalto. Ademais, assim como os resultados apresentados na Figura 65, nota-se o pico do crescimento do valor de microdureza nas impressões realizadas na região da linha de fusão e ZTA do cordão de solda (faixa entre 269,4 e 717,3 HV_{0,3}), para os três perfis realizados para a amostra da Figura 65. Os valores de microdureza obtidos no substrato de aço AISI H13 foram entre 205,3 e 223,2 HV_{0,3}.

Vale ressaltar que, mesmo que o valor de dureza informada pelo fabricante da liga Stellite 1 seja de até 615 HV, este valor não foi alcançado nos depósitos de duas camadas realizados. Acredita-se que devido a necessidade da camada de amanteigamento com o Inconel 625, resulte em menores valores de dureza com até 545,2 HV_{0,3} na superfície do cordão de solda. Sendo esta redução de dureza atribuída à diluição entre esses materiais dissimilares. Entretanto, os parâmetros de soldagem empregados mostraram-se eficazes para a realização do depósito de duas camadas visando o revestimento superficial do substrato de aço AISI H13. Além disso, os resultados dos perfis de microdureza revelaram que, independentemente do depósito multicamadas apresentar claramente a interface entre as camadas de Inconel 625 e Stellite 1 em suas laterais, os valores de microdureza obtidos na superfície do depósito foram elevados para as condições analisadas (~500 HV_{0,3}). Portanto, as condições representadas na Figura 62 são consideradas viáveis para a aplicação do processo PTA-P, visando o revestimento superficial dos moldes de injeção de alumínio para aumentar sua vida útil.

5 CONCLUSÕES

O presente trabalho contribuiu para expor que, embora apresente os seus desafios, o processo PTA-P se justifica como alvo de estudo e a sua aplicação no contexto do Programa Rota 2030 e do projeto intitulado de “Melhoria no projeto de ferramentas de injeção de alumínio”, em vista da flexibilidade e bons resultados que se podem alcançar com ele.

Neste contexto, este estudo teve como objetivo caracterizar o comportamento da alimentação de pós metálicos (Inconel 625 e Stellite 1), na configuração de equipamento disponível, mediante as variáveis de influência (vazão do gás de arraste e taxa de alimentação de pó), além de avaliar sistematicamente o comportamento dos aspectos morfológicos e índice de diluição dos cordões de solda para as principais variáveis e parâmetros de processo PTA-P. Além disso, o estudo teve o objetivo de determinar a parametrização do processo PTA-P com o intuito de obter depósitos com índice de diluição inferior a 10% com o pó metálico Inconel 625 visando aplicação como camada de amanteigamento. E, ainda, a parametrização a fim de realizar o revestimento superficial do aço AISI H13 com o pó metálico Stellite 1 almejando baixos índices de diluição.

Logo, as principais conclusões resultantes da realização do presente trabalho, para a configuração operacional empregada, são:

- A vazão do gás de arraste interfere no modo de alimentação de pó pelos diferentes canais da tocha de soldagem, para os diferentes pós metálicos analisados. De modo a ser observada três modos de alimentação de material, sendo elas, com a alimentação de pó, em sua maioria, pelos canais C e D, uniformemente distribuída pelos quatro canais ou ainda com a alimentação, principalmente, pelos canais A e B.
- O modo de alimentação de pó pelos diferentes canais da tocha de soldagem observados a partir da variação da vazão do gás de arraste, possui influencia na morfologia dos cordões de solda. De modo que, ao fixar o valor da taxa de alimentação de material (0,5 e 1,0 kg/h) e variar a vazão do gás de arraste, observa-se alterações, sobretudo, nos perfis de penetração dos cordões de solda, diferentemente do observado para maior taxa de alimentação de pó (1,5 kg/h).
- A taxa de alimentação de pó e corrente de soldagem apresentam efeito significativo sobre o comportamento da largura dos depósitos.
- Os resultados apontam que a distância bocal-peça, vazão do gás de arraste, corrente de soldagem e, sobretudo, a taxa de alimentação de pó influenciam no comportamento do reforço dos cordões de solda.

- As variáveis e parâmetros do processo PTA-P, distância bocal-peça, vazão do gás de arraste, vazão do gás de plasma, recuo do eletrodo, corrente de soldagem e taxa de alimentação de pó exercem influência no comportamento da penetração dos depósitos.
- A área depositada dos depósitos é influenciada pela distância bocal-peça, vazão do gás de arraste, corrente de soldagem e taxa de alimentação de pó.
- A distância bocal-peça, vazão do gás de arraste, vazão do gás de plasma, recuo do eletrodo, corrente de soldagem e taxa de alimentação de pó exercem influência no comportamento da área penetrada dos cordões de solda.
- Variações da distância bocal-peça, vazão do gás de arraste, vazão do gás de plasma, recuo do eletrodo, corrente de soldagem e taxa de alimentação de pó apresentam efeito relevante sobre o índice de diluição dos depósitos.
- A distância bocal-peça empregada está associado com a operacionalidade do processo, que juntamente com o ângulo de incidência de pó da tocha de soldagem, relaciona-se com a eficiência na taxa de fusão de material no cordão de solda. Logo, com a configuração operacional e a taxa de alimentação de pó utilizada no ensaio de soldagem, quanto menor a distância bocal-peça, maior a eficiência de deposição de pó, impactando, também, na geometria e diluição do cordão de solda.
- A vazão do gás de plasma, recuo do eletrodo e corrente de soldagem, influenciam o formato do arco voltaico, devido ao efeito de constrição do arco voltaico, influenciando, portanto, na geometria dos cordões de solda e índice de diluição.
- Ao realizar a avaliação sistemática do efeito dos parâmetros e variáveis (distância bocal-peça, vazão do gás de arraste, vazão do gás e plasma, recuo do eletrodo, corrente de soldagem e taxa de alimentação de pó), para a configuração operacional empregada, foi possível parametrizar o processo PTA-P na deposição do Inconel 625 sobre substrato de aço carbono AISI A36, no qual obteve-se depósito linear com uma camada de material com baixo índice de diluição (~10 %) e perfil de penetração uniforme.
- A deposição da liga Stellite 1 diretamente sobre substrato de aço AISI H13 mostrou-se desafiadora devido ao surgimento de trincas transversais ao longo do cordão de solda. Enquanto que, ao realizar uma camada de amanteigamento com Inconel 625, constatou-se a ausência de trincas transversais nos depósitos realizados com duas camadas. Ao empregar a deposição dos materiais dissimilares Stellite 1 e Inconel 625 no aço AISI H13, obteve-se depósitos de elevada dureza (~500 HV_{0,3}) na superfície dos cordões, que associado a composição química favorável do Stellite 1, logo, se vislumbra como potencial solução no revestimento dos moldes para

mitigar os problemas de microtrincas e aumentar a vida útil destes moldes de injeção de alumínio.

Assim, a técnica proposta, de depósitos com duas camadas, foi capaz de produzir depósitos com adequada morfologia do cordão, com perfil de penetração uniforme, associado com baixo índice de diluição. Portanto, os resultados alcançados mostram que o processo de soldagem PTA-P é uma alternativa potencialmente viável para o revestimento de cavidades e insertos de moldes de injeção de alumínio dotados de características superiores no que se refere a sua vida útil.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Tendo em vista os resultados alcançados e as conclusões obtidas no presente trabalho, propõem-se como tema para trabalhos futuros:

- Avaliar a influência de diferentes composições das misturas de gases utilizados (proteção, arraste e plasma) no processo PTA-P.
- Realizar a filmagem em alta velocidade, para verificação da trajetória e comportamento das partículas de pó deste a tocha até a poça de fusão, de modo a verificar a hipótese de vazão do gás de arraste insuficiente para o transporte de material.
- Avaliar a influência de diferentes padrões e frequências de tecimento na morfologia e índice de diluição dos depósitos.
- Realizar a caracterização mais aprofundada dos depósitos realizados no presente trabalho, visando investigar a microestrutura dos cordões de solda obtidos.
- Determinar o índice de diluição dos depósitos de duas camadas realizados, através da análise de composição química destes.
- Estudo de diferentes estratégias de deposição visando recobrir uma dada área superficial, ao empregar deposição do Stellite 1, com camada de amanteigamento de Inconel 625, sobre aço AISI H13. Isto, a fim de avaliar o efeito que um cordão de solda depositado previamente exerce sobre a morfologia e, principalmente, sobre a diluição do material sendo depositado em sua adjacência.

REFERÊNCIAS

- [1] GONÇALVES, C.S. **Efeito do Processo de Nitretação sob Plasma no Comportamento em Fadiga Térmica dos Aços Ferramenta para Moldes para Injeção de Alumínio sob Pressão**. 2012. 175 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2012.
- [2] Rota 2030. O que é Rota 2030? Disponível em: <<https://www.rota2030.com.br/rota-2030-inovacao/>> Acesso em: 21 set. 2021.
- [3] FUNDEP. Linha IV - Ferramentarias Brasileiras mais Competitivas - Rota 2030 | Fundep. Disponível em: <<https://rota2030.fundep.ufmg.br/linha4/>> Acesso em: 21 set. 2021.
- [4] CONCKER, D. **Previsão de fadiga térmica de matrizes para injeção de alumínio sob pressão utilizando a equação de Basquin e elementos finitos**. 2011. 108 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2011.
- [5] VENDRAMIM, J. Molde para fundição de alumínio sob pressão. Disponível em: <<https://www.revistaferramental.com.br/?cod=artigo/molde-para-fundicao-de-aluminio-sob-pressao/>> Acesso em: 12 set. 2021.
- [6] AMORIM, F.L. **Tecnologia de eletroerosão por penetração da liga de alumínio AMP 8000 e da liga de cobre CuBe para ferramentas de moldagem de materiais plásticos**. 2002. 156 f. Tese (Doutorado) - Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2002..
- [7] GALLO, S.C. et al. Nucleação de trincas em moldes de injeção de alumínio com tratamento de superfícies duplex. **Tecnologia em Metalurgia e Materiais**, [s.l.], v. 8, n. 3, p. 153-159, 2011.
- [8] NAIMI,S; HOSSEINI, S.M. Tool Steels in Die-Casting Utilization and Increased Mold Life. **Advances in Mechanical Engineering**. [s.l.], v. 7, n. 1, 2015.
- [9] LIN, J. et al. Design methodology for optimized die coatings: The case for aluminum pressure die-casting. **Surface & Coatings Technology**. [s.l.], v. 201, n. 6, p. 2930-2941, 2006.
- [10] XIE, Y. et al. Characterization of Carbide Precipitation during Tempering for Quenched Dievar Steel. **Materials**. [s.l.], v. 15, n. 18, 2022.
- [11] XIE, Y. et al. Carbide evolution for a quenched and tempered Dievar steel. **Materials Science and Technology**. 2022; <https://doi.org/10.1080/02670836.2022.2142746>

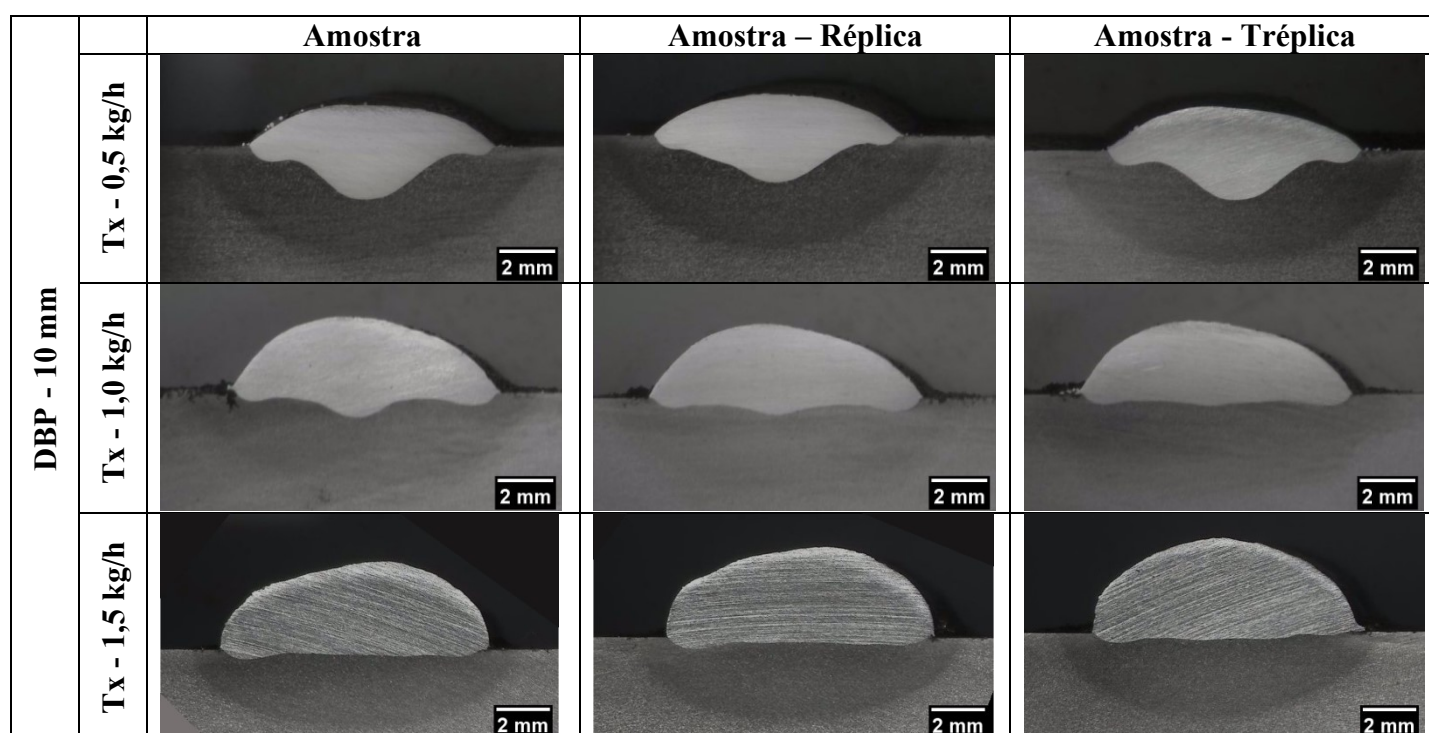
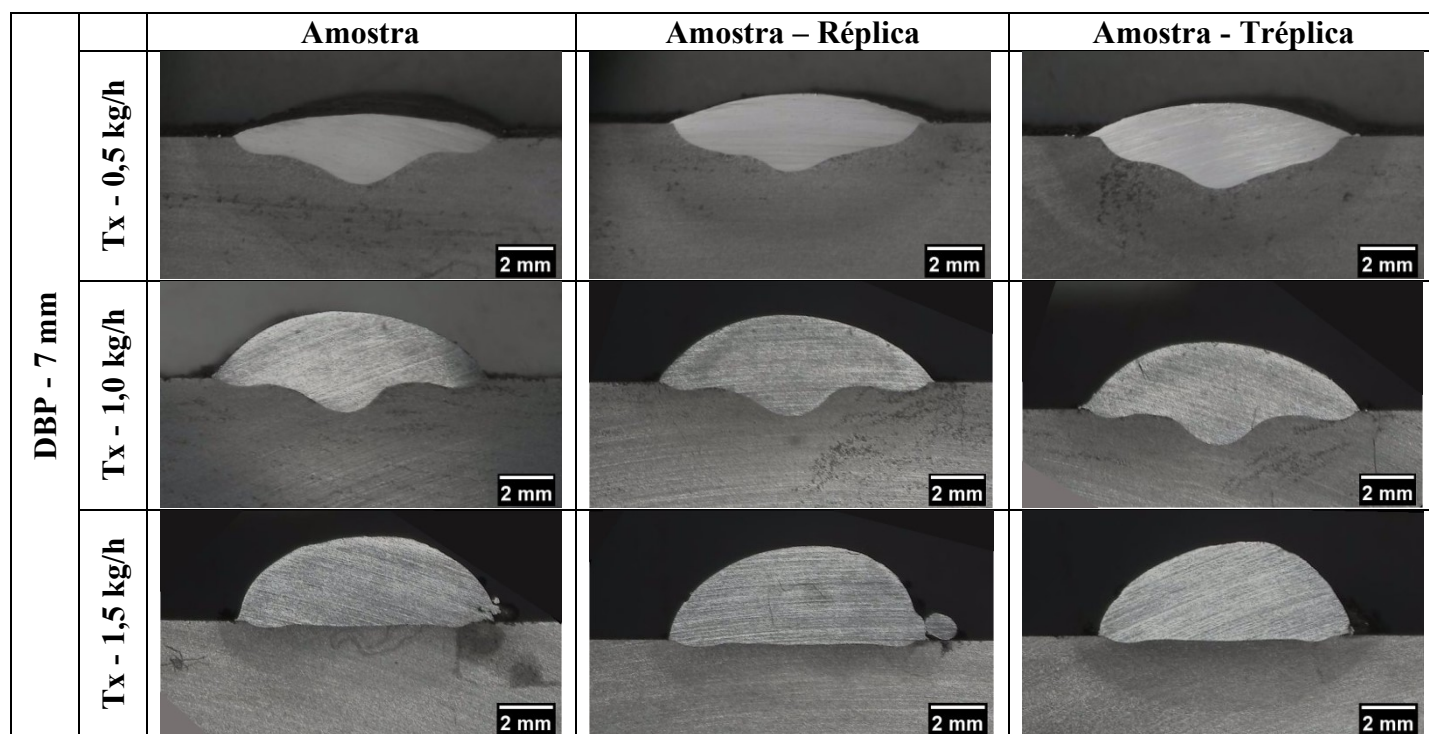
- [12] ŞAHBAZ, M. **Development of A Novel Severe Plastic Deformation Method for A Thin-Walled Open Section Beam: Thin-Walled Open Channel Angular Pressing (TWO-CAP)**. 2019. Thesis - Mechanical Engineering, MARMARA UNIVERSITY INSTITUTE, Istanbul, 2019.
- [13] SACCHELLI, C. **Sistematização do processo de desenvolvimento integrado de moldes de injeção de termoplásticos**. 2007. 284 f. Tese (Doutorado) - Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2007.
- [14] VENCOVSKY, P. Revestimentos PVD e CVD. Disponível em: <<https://www.aquecimentoindustrial.com.br/revestimentos-pvd-e-cvd/>> Acesso em: 08 jan. 2022.
- [15] GURADA, C. et al. Thermal Fatigue Resistance Studies of Multilayer CrN and AlTiN Coatings Deposited on Plasma Nitrided H-13 Hot Work Steel. **Lubricants**. [s.l.], v. 11, n. 1, 2023.
- [16] VILA NOVA, A. M. **Influência da corrente de soldagem e da composição do metal de adição sobre o comportamento mecânico de juntas soldadas dissimilares**. 2018. 117 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Federal da Paraíba, João Pessoa, 2018.
- [17] BATISTA, V.R. **Efeito do processo de soldagem e da temperatura de preaquecimento sobre a susceptibilidade à fragilização por hidrogênio de juntas soldadas dissimilares utilizadas no setor offshore da indústria do petróleo**. 2016. 181 f. Tese (Doutorado) - Curso de Ciência e Engenharia de Materiais, Universidade Federal de Campina Grande, Campina Grande, 2016.
- [18] SILVA, C.C. et al. Minimização de defeitos em revestimentos de superligas de níquel depositada pelo processo TIG com alimentação de arame frio. **Soldagem e Inspeção**. [s.l.], v. 19, n. 4, p. 323-332, 2014.
- [19] HOLZMANN, H.A. et al. Characterization of cobalt based stainless coating deposited GMAW process for use of cavitated surfaces. **Soldagem e Inspeção**. [s.l.], v. 27, p. 1-11, 2022.
- [20] RODE, A.C. **Desenvolvimento e avaliação da soldagem a arco submerso com tecimento transversal**. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia e Ciências Mecânicas, Universidade Federal de Santa Catarina, Joinville, 2020.
- [21] FERROZKHAN, M.M. et al. Plasma Transferred Arc Welding of Stellite 6 Alloy on Stainless Steel for Wear Resistance. **Procedia Technology**. [s.l.], v. 25, p. 1305-1311, 2016. <http://dx.doi.org/10.1016/j.protcy.2016.08.226>

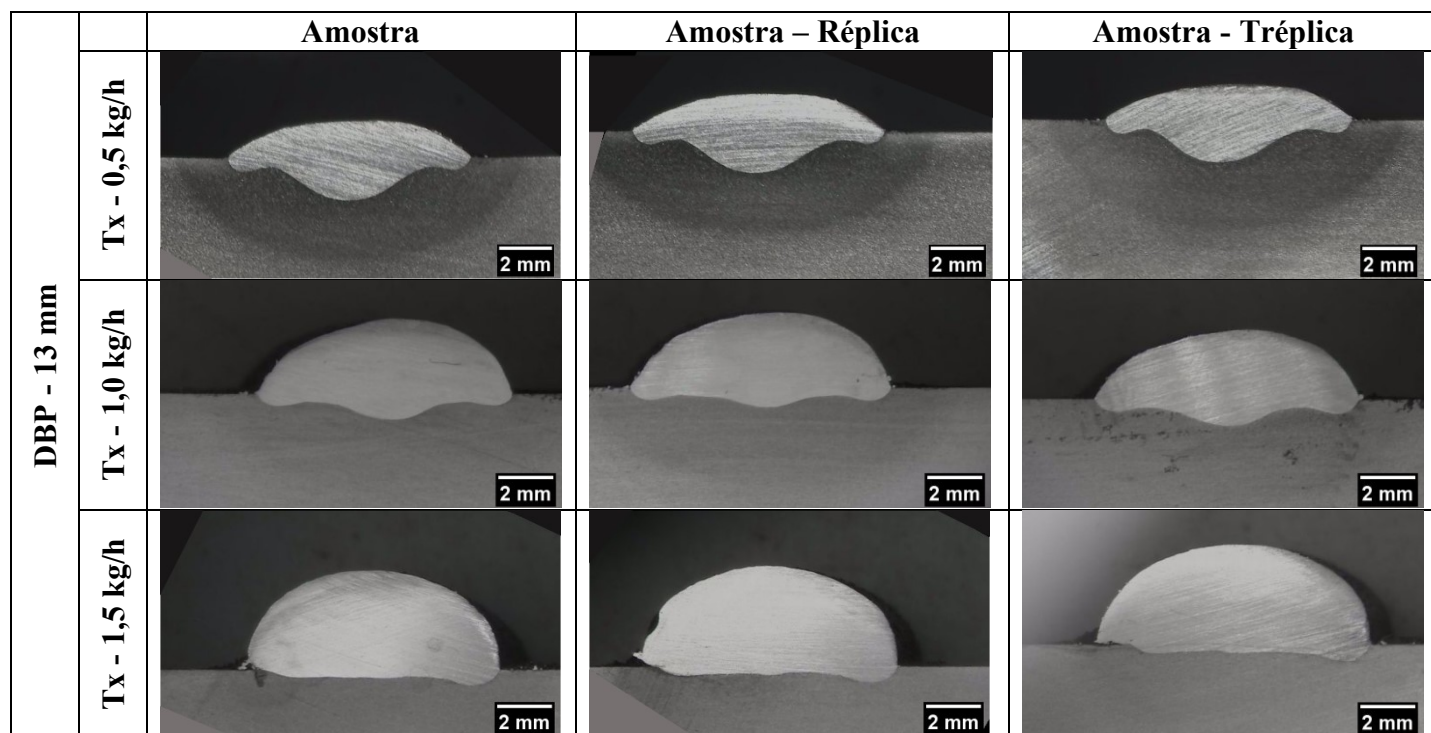
- [22] RAJEEV, G. P.; KAMARAJ, R.; BAKSHI, S.R. Comparison of microstructure, dilution and wear behavior of Stellite 21 hardfacing on H13 steel using cold metal transfer and plasma transferred arc welding processes. **Surface & Coatings Technology**, [s.l.], v. 375, p. 383-394, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2019.07.019>.
- [23] SILVA, R.H.G.E. **Inovações em equipamentos e em parametrização no processo de revestimento por plasma-pó (PTA-P)**. 2010. 301 f. Tese (Doutorado) - Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2010.
- [24] DÍAZ, V.V; DUTRA, J.C; D'OLIVEIRA, A.S.C.M. Deposição por plasma com arco transferido. **Soldagem e Inspeção**, [s.l.], v. 15, n. 1, p. 41-51, 2010. <http://dx.doi.org/10.1590/s0104-92242010000100006>.
- [25] LAKSHMINARAYANAN, A.K. et al. Predicting the dilution of plasma transferred arc hardfacing of stellite on carbon steel using response surface methodology. **Metals and Materials International**, [s.l.], v. 14, n. 6, p. 779-789, 2008. <http://dx.doi.org/10.3365/met.mat.2008.12.779>.
- [26] GATTO, A. BASSOLI, E. FORNARI, M. Plasma Transferred Arc deposition of powdered high performances alloys: Process parameters optimisation as a function of alloy and geometrical configuration. **Surface & Coatings Technology**, [s.l.], v. 187, n. 2-3, p. 265-271, 2004. <http://dx.doi.org/10.1016/j.surfcoat.2004.02.013>.
- [27] DÍAZ, V.V; DUTRA, J.C; D'OLIVEIRA, A.S.S.C.M. Uma contribuição ao processo de soldagem plasma de arco transferido (PTA) para posições forçadas. **Soldagem e Inspeção**, [s.l.], v. 16, n. 1, p. 33-43, 2011. <http://dx.doi.org/10.1590/S0104-92242011000100005>.
- [28] BOND, D; BECKER, S.F; D'OLIVEIRA, A.S.C.M. Influência da corrente e granulometria do material de adição nos revestimentos processados por PTA. **Soldagem e Inspeção**, [s.l.], v. 16, n. 3, p. 53-61, 2011. <http://dx.doi.org/10.1590/S0104-92242011000100007>.
- [29] GARCIA, R.P. et al. Corrosion resistance of plasma transferred arc (PTA) Inconel 625 deposits. **Surface Topography: Metrology and Properties**, [s.l.], v. 9, n. 2, 2021. <http://dx.doi.org/10.1088/2051-672X/abf1bf>.
- [30] BALASUBRAMANIAN, V. et al. Application of Response Surface Methodology to Prediction of Dilution in Plasma Transferred Arc Hardfacing of Stainless Steel on Carbon Steel. **Journal of Iron and Steel Research International**, [s.l.], v. 16, n. 1, p.44-53, 2009. [http://dx.doi.org/10.1016/S1006-706X\(09\)60009-1](http://dx.doi.org/10.1016/S1006-706X(09)60009-1).
- [31] DÍAZ, V.M.V. **Inovação do equipamento e a avaliação do processo plasma de arco**

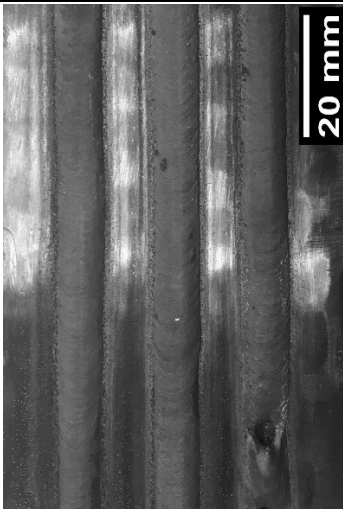
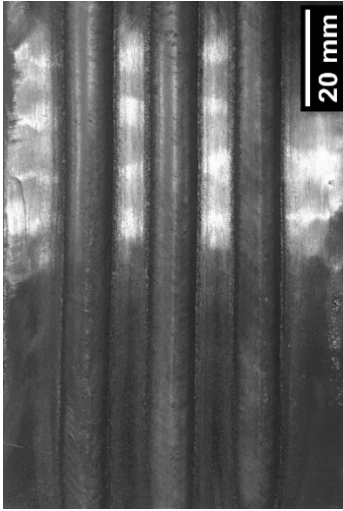
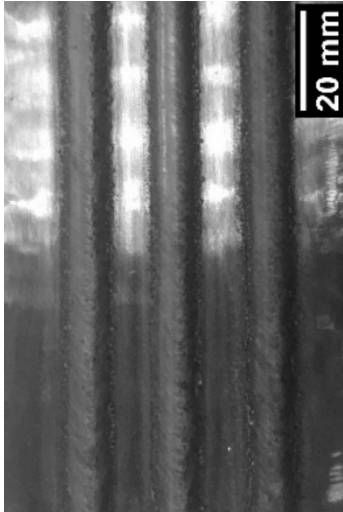
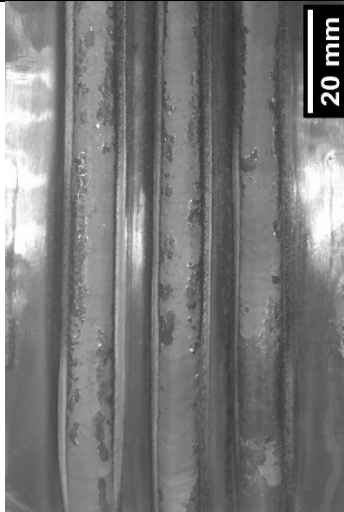
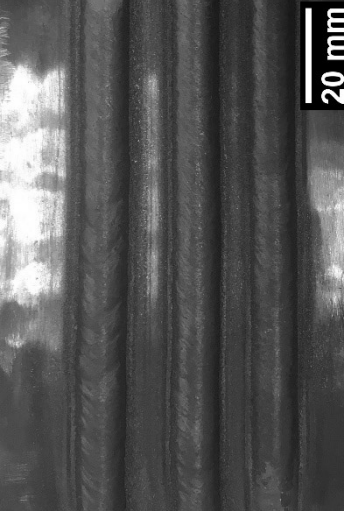
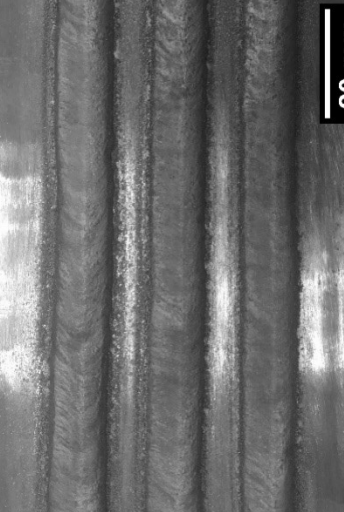
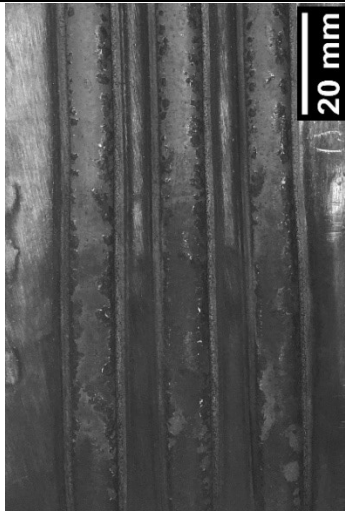
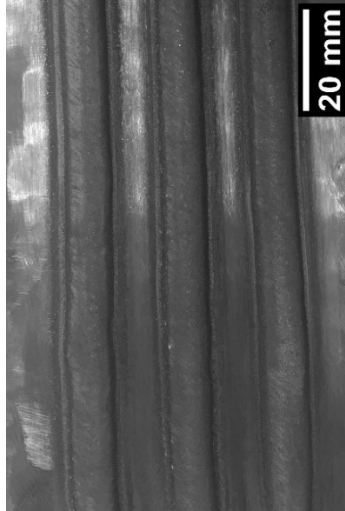
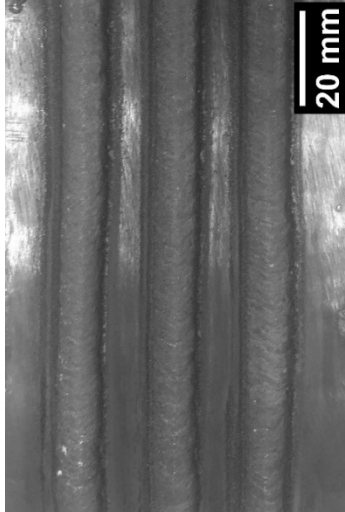
- transferido alimentado com pó (PTAP) para soldagem fora de posição.** 2005. 198 f. Tese (Doutorado) - Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2005.
- [32] TIGRINHO, J.J. **Superfícies enriquecidas por carbonetos de tungstênio depositados a plasma por arco transferido.** 2005. 75 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia e Ciências dos Materiais, Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2005.
- [33] XIBAO, W; HUA, L. Metal powder thermal behaviour during the plasma transferred-arc surfacing process. **Surface & Coatings Technology**, [s.l.], v. 106, n. 1-3, p. 156-161, 1998. [https://doi.org/ 10.1016/S0257-8972\(98\)00521-0](https://doi.org/10.1016/S0257-8972(98)00521-0).
- [34] ANTOSZCZYSZYN, T.J. et al. Impact of dilution on the microstructure and properties of Ni-based 625 alloy coatings. **Soldagem e Inspeção**, [s.l.], v. 19, n. 2, p. 134-144, 2014. [http://dx.doi.org/ 10.1590/0104-9224/si1902.05](http://dx.doi.org/10.1590/0104-9224/si1902.05).
- [35] REINALDO, P. R. **Influência dos parâmetros de processamento por PTA e do substrato, na resistência ao desgaste de um revestimento a base de Ni.** 2008. 75 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia e Ciências dos Materiais, Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2008.
- [36] TAKANO, E.H; QUEIROZ, D; D'OLIVEIRA, A.S.C.M. Evaluation of processing parameters on PTA hardfacing surfaces. **Welding International**. [s.l.], v. 24, n. 3, p. 241-248, 2010.
- [37] GRAF, K. et al. Effect of dilution on the microstructure and properties of CoCrMoSi alloy coatings processed on high-carbon substrate. **Materials Research**. [s.l.], v. 22, n. 1, 2018.
- [38] PAES, R.M.G; SCHEID, A. Effect of Deposition Current on Microstructure and Properties of CoCrWC Alloy PTA Coatings. **Soldagem e Inspeção**. [s.l.], v. 19, n. 3, p. 247-254, 2014.
- [39] SCHEID, A; D'OLIVEIRA, A.S.C.M. Analysis of PTA hardfacing with CoCrWC and CoCrMoSi alloys. **Soldagem e Inspeção**. [s.l.], v. 18, n. 4, p. 322-328, 2013.
- [40] DA SILVA, L.F; GRAF, K; SCHEID, A. Microstructure and properties of nickel-based C276 alloy coatings by PTA on AISI 316L and API 5L X70 steel substrates. **Materials Research**. [s.l.], v. 18, n. 1, p. 212-221, 2015.
- [41] RIBEIRO, H.O. **Desenvolvimento de Ligas para Revestimentos por PTA Resistentes à Cavitação.** 2007. 167 f. Tese (Doutorado) - Curso de Engenharia e Ciências dos Materiais, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2007.
- [42] YAEDU, A.E; D'OLIVEIRA, A.S.C.M. Cobalt based alloy PTA hardfacing on different substrate steels. **Materials Science and Technology**, [s.l.], v. 21, n. 4, p. 459-466, 2005.

- <https://doi.org/10.1179/174328413x13789824293380>.
- [43] BRUNETTI, C. **Intermetálicos NiAl processados in-situ por plasma arco transferido: efeito da diluição nas propriedades mecânicas e no comportamento tribológico**. 2012. 140 f. Tese (Doutorado) - Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2012.
- [44] CASTILLO, H. O. A. **Efeito da adição de (micro e nano) partículas de carbeto de tungstênio na síntese, oxidação e estabilidade em alta temperatura de revestimentos NiAl**. 2019. 99 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia e Ciências dos Materiais, Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2019.
- [45] SIVA, K; MURUGAN, N; LOGESH, R. Optimization of weld bead geometry in plasma transferred arc hardfaced austenitic stainless steel plates using genetic algorithm. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, [s.l.], v. 41, n. 1-2, p. 24-30, 2009. <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-008-1451-3>.
- [46] SANTOS, A.X. et al. Study on influence of the PTA-P welding process parameters on corrosion behavior of inconel 625 coatings. **Revista Materia**. [s.l.], v. 24, n. 1, 2019.
- [47] VOIGT, A.L. et al. Efeitos de diferentes padrões de tecimento sobre a diluição e geometria dos cordões de solda produzidos pelo processo PTA-P. **12º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, 2023. doi://10.26678/ABCM.COBEF2023.COF23-0298.
- [48] ASQUEL, G.S. et al. Effect of welding variables on GTAW arc stagnation pressure. **Welding in the World**. [s.l.], v. 41, p. 1149-1160, 2020. <https://doi.org/10.1007/s40194-020-00919-x>
- [49] KOU, S. **Welding Metallurgy**. 2. ed. Hoboken: Wiley-Interscience, 2003. 466 p.
- [50] SCOTTI, A; PONOMAREV, V. **Soldagem MIG/MAG: melhor entendimento, melhor desempenho**. São Paulo: Artliber, 2008. 284 p.
- [51] CUNHA, T.V. **Desenvolvimento e avaliação de tecnologia para soldagem TIG com pulsação ultrassônica**. 2013. 266 f. Tese (Doutorado) - Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2013.

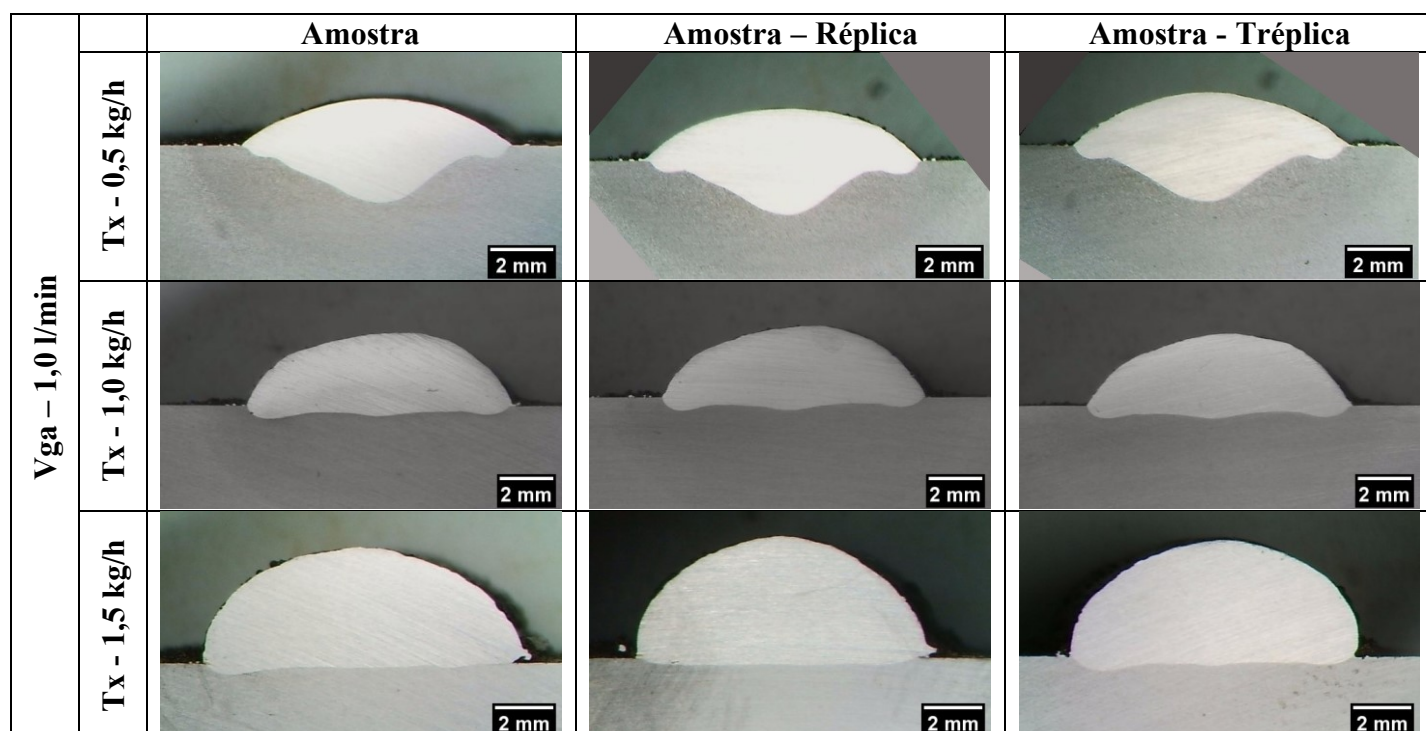
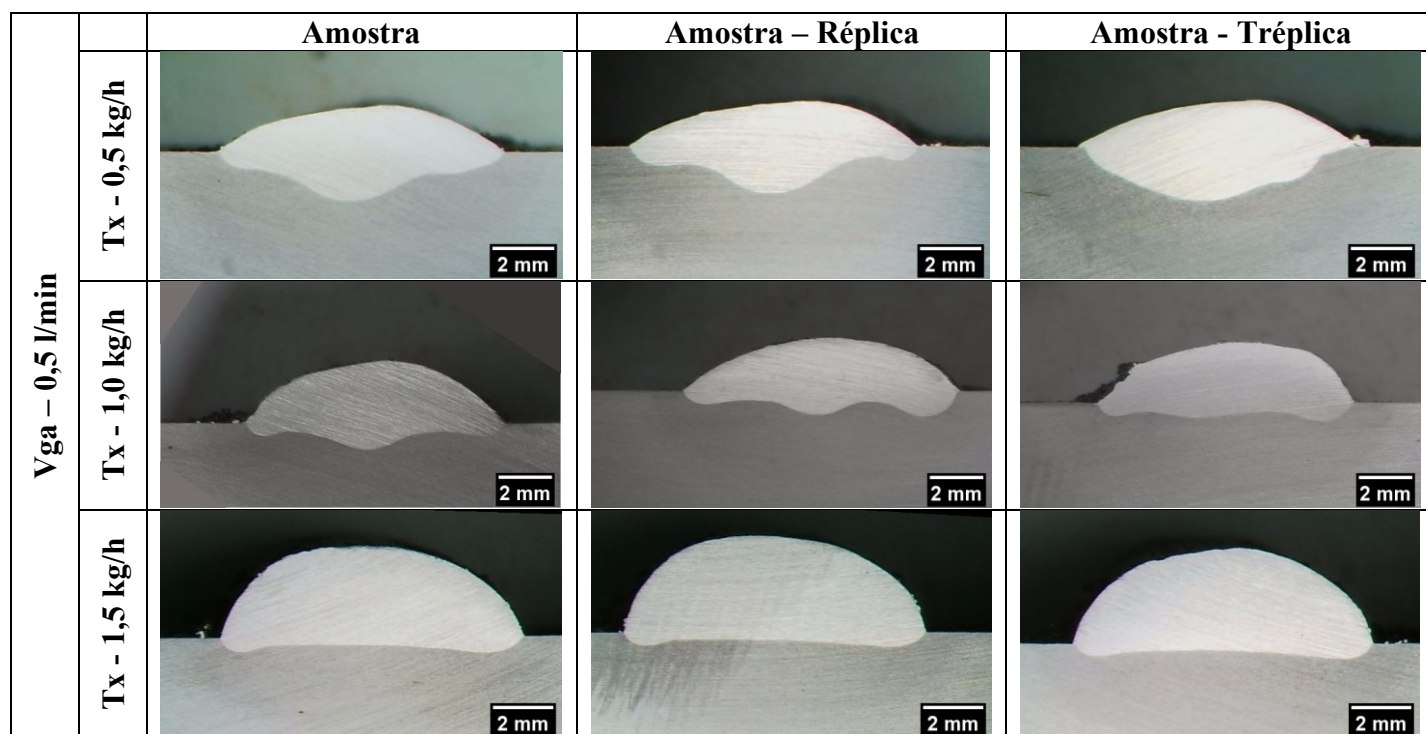
APÊNDICE A – Aspecto superficial e macrografias dos cordões do grupo de ensaios 1

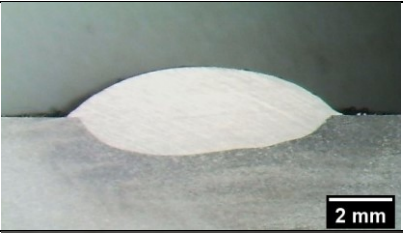
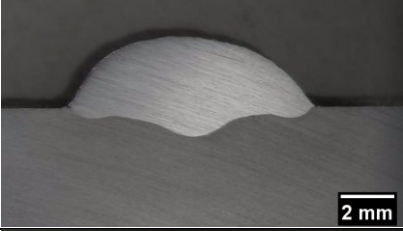
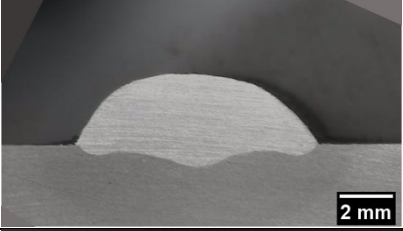
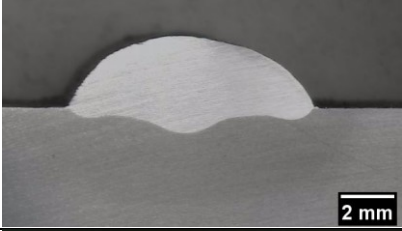
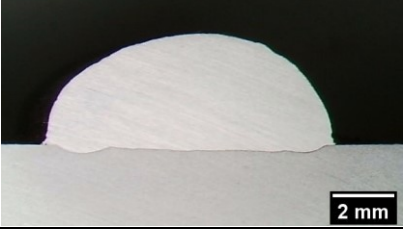
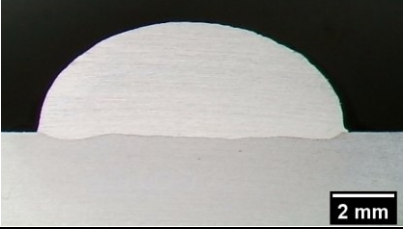
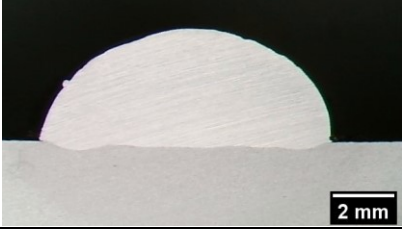


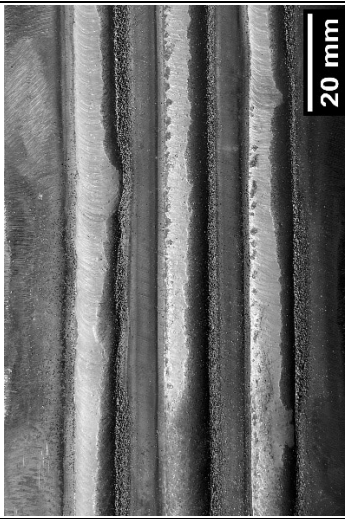
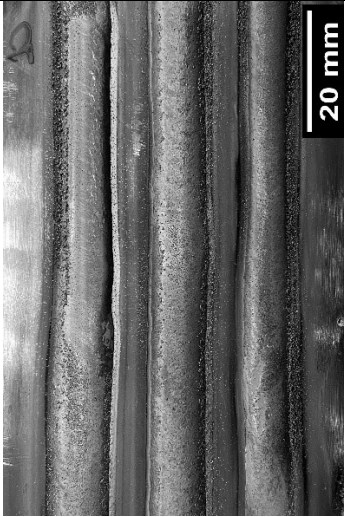
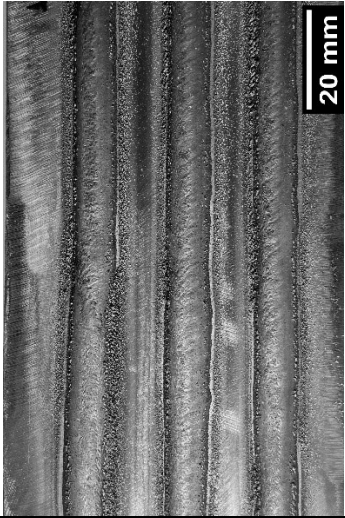
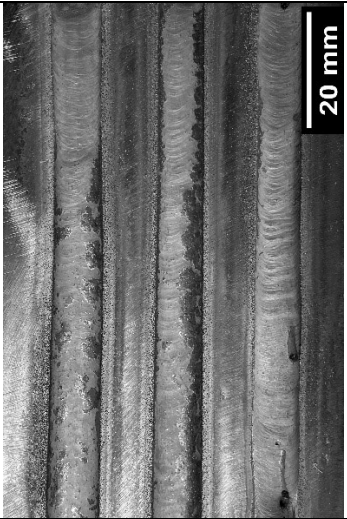
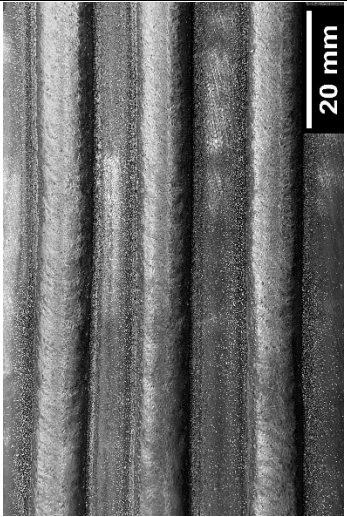
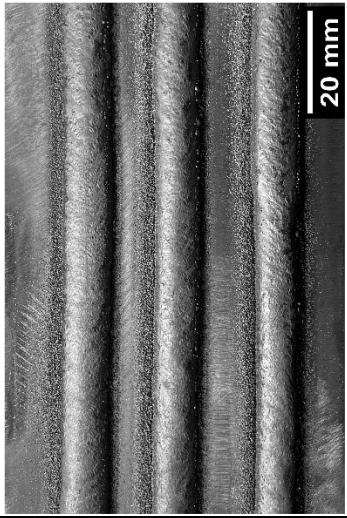
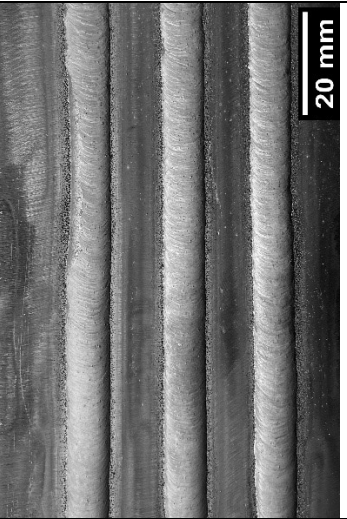
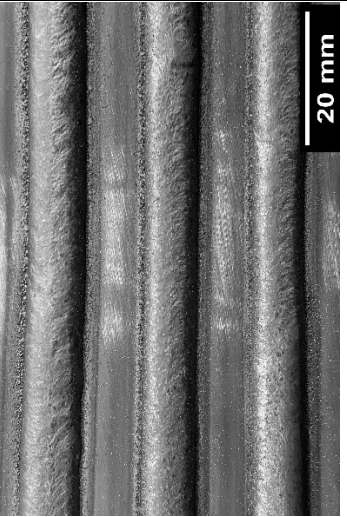
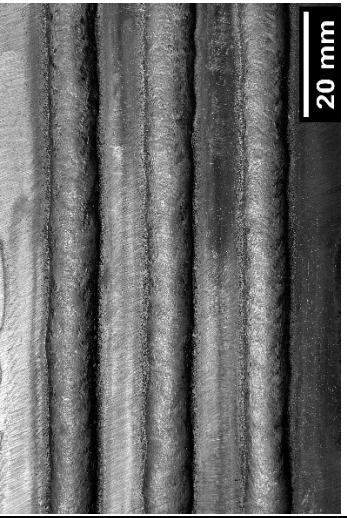


	Tx - 0,5 kg/h	Tx - 1,0 kg/h	Tx - 1,5 kg/h
DBP - 7 mm	 <p>20 mm</p>	 <p>20 mm</p>	 <p>20 mm</p>
DBP - 10 mm	 <p>20 mm</p>	 <p>20 mm</p>	 <p>20 mm</p>
DBP - 13 mm	 <p>20 mm</p>	 <p>20 mm</p>	 <p>20 mm</p>

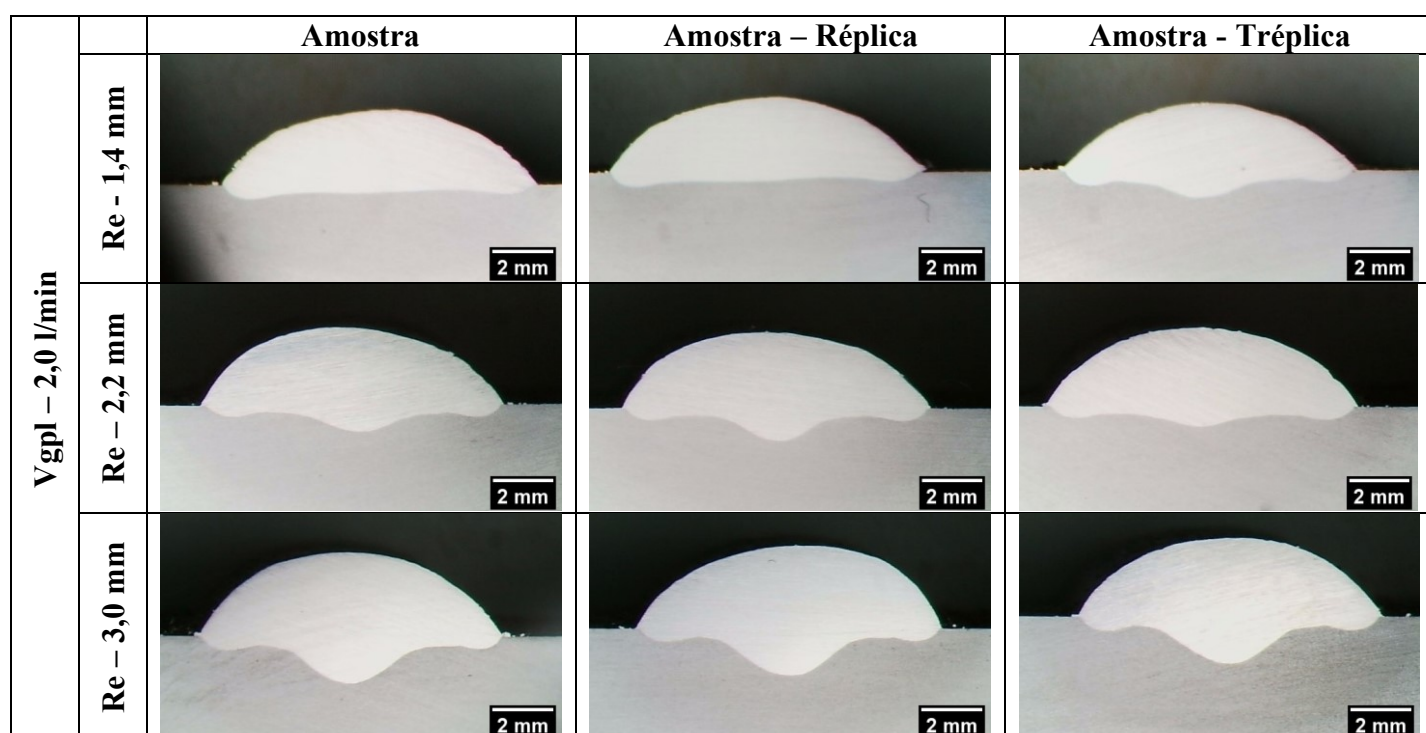
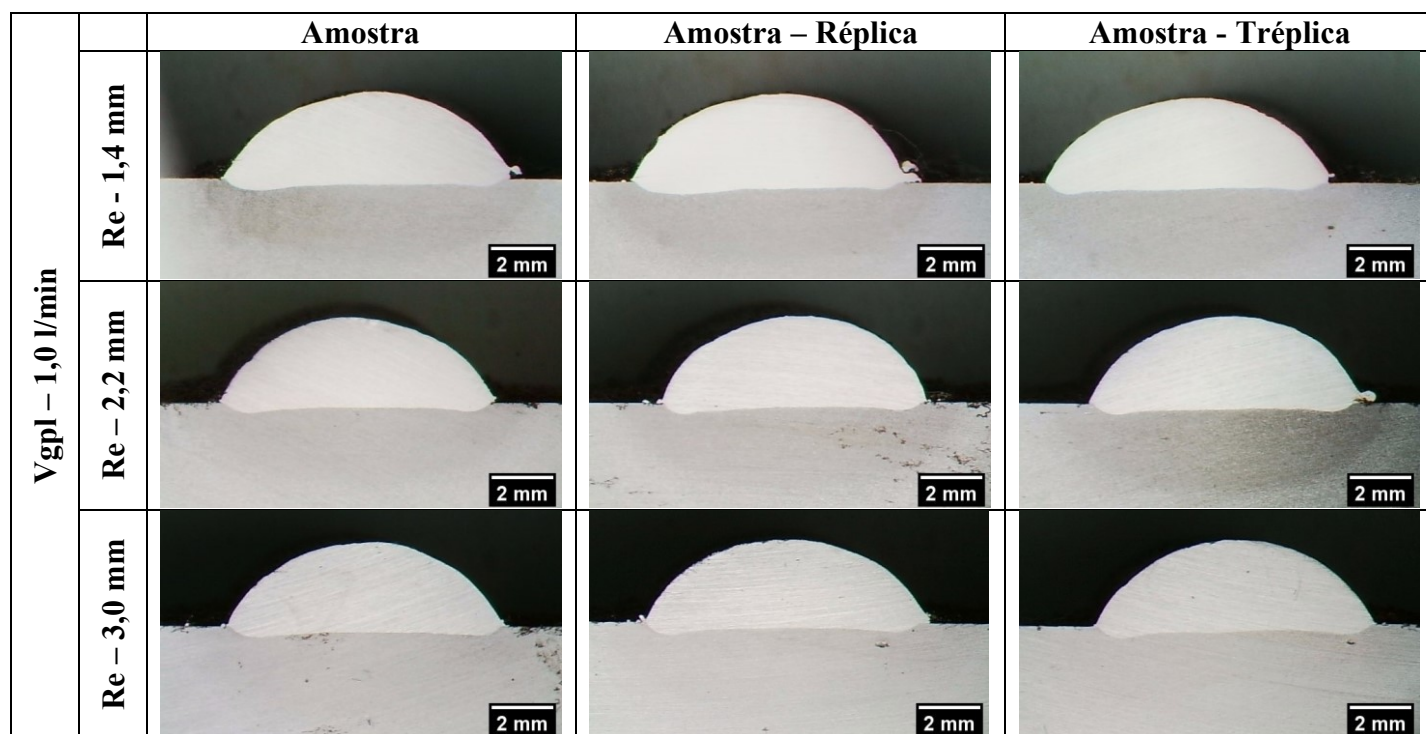
APÊNDICE B – Aspecto superficial e macrografias dos cordões do grupo de ensaios 2

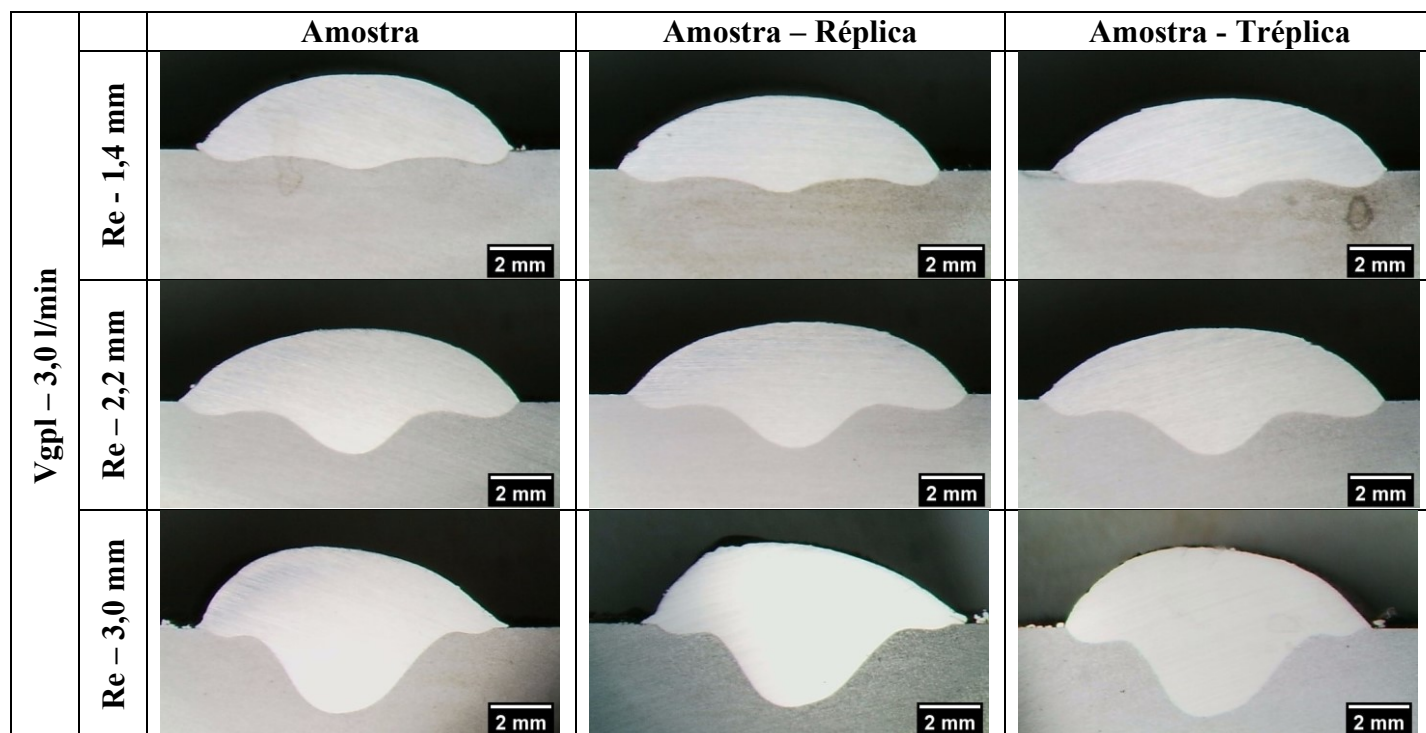


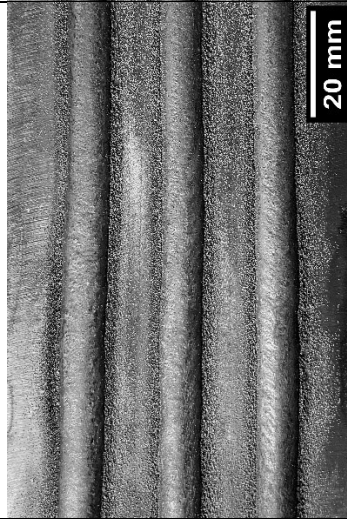
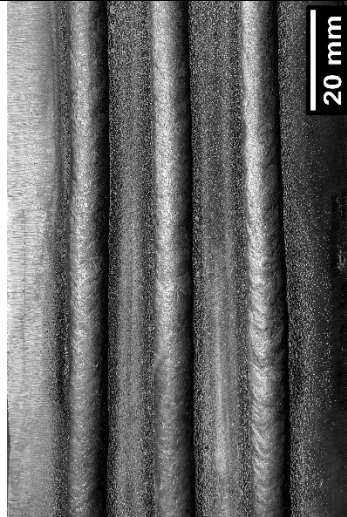
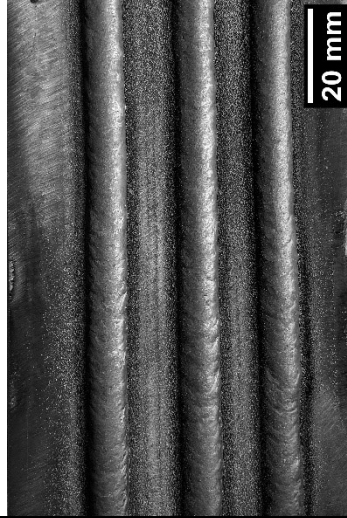
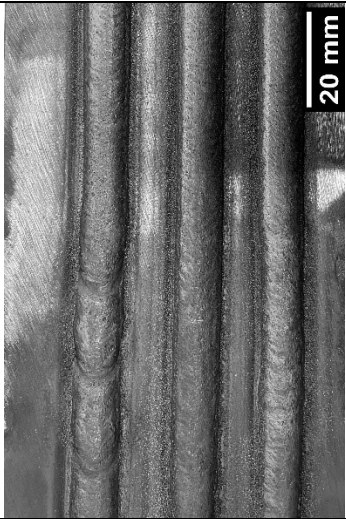
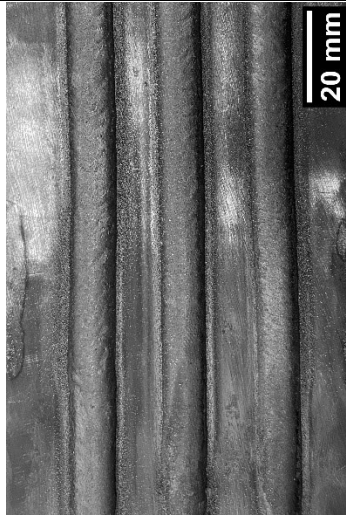
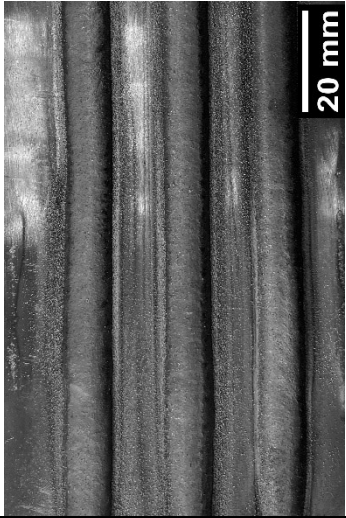
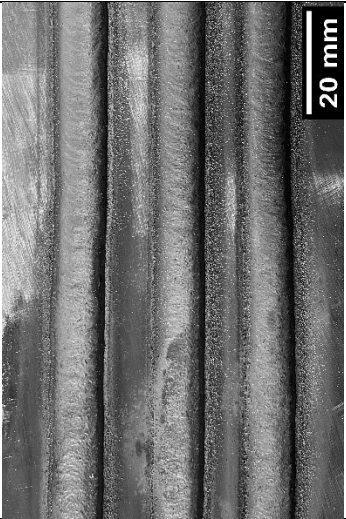
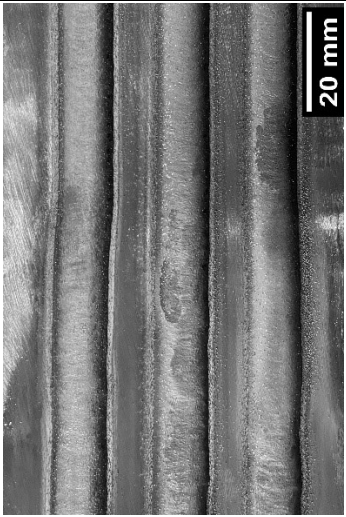
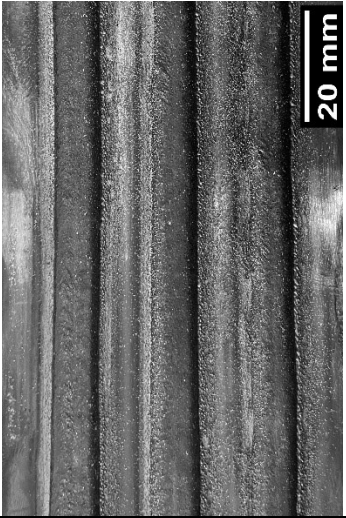
		Amostra	Amostra - Réplica	Amostra - Tréplica
		Vga - 2,0 l/min	Tx - 0,5 kg/h	
Tx - 1,0 kg/h				
Tx - 1,5 kg/h				

<p>Vga – 0,5 l/min</p>	<p>Tx - 0,5 kg/h</p> 	<p>Tx - 1,0 kg/h</p> 	<p>Tx - 1,5 kg/h</p> 
<p>Vga – 1,0 l/min</p>			
<p>Vga – 2,0 l/min</p>			

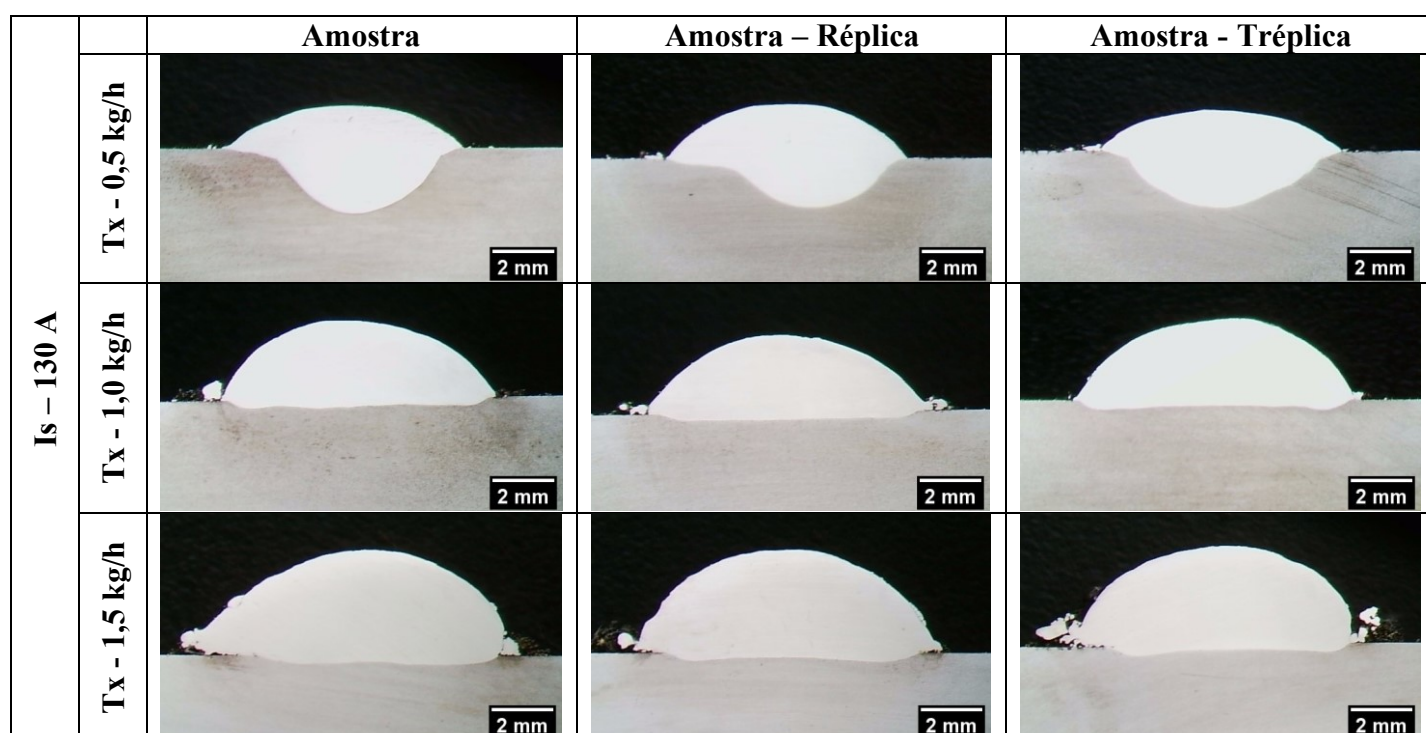
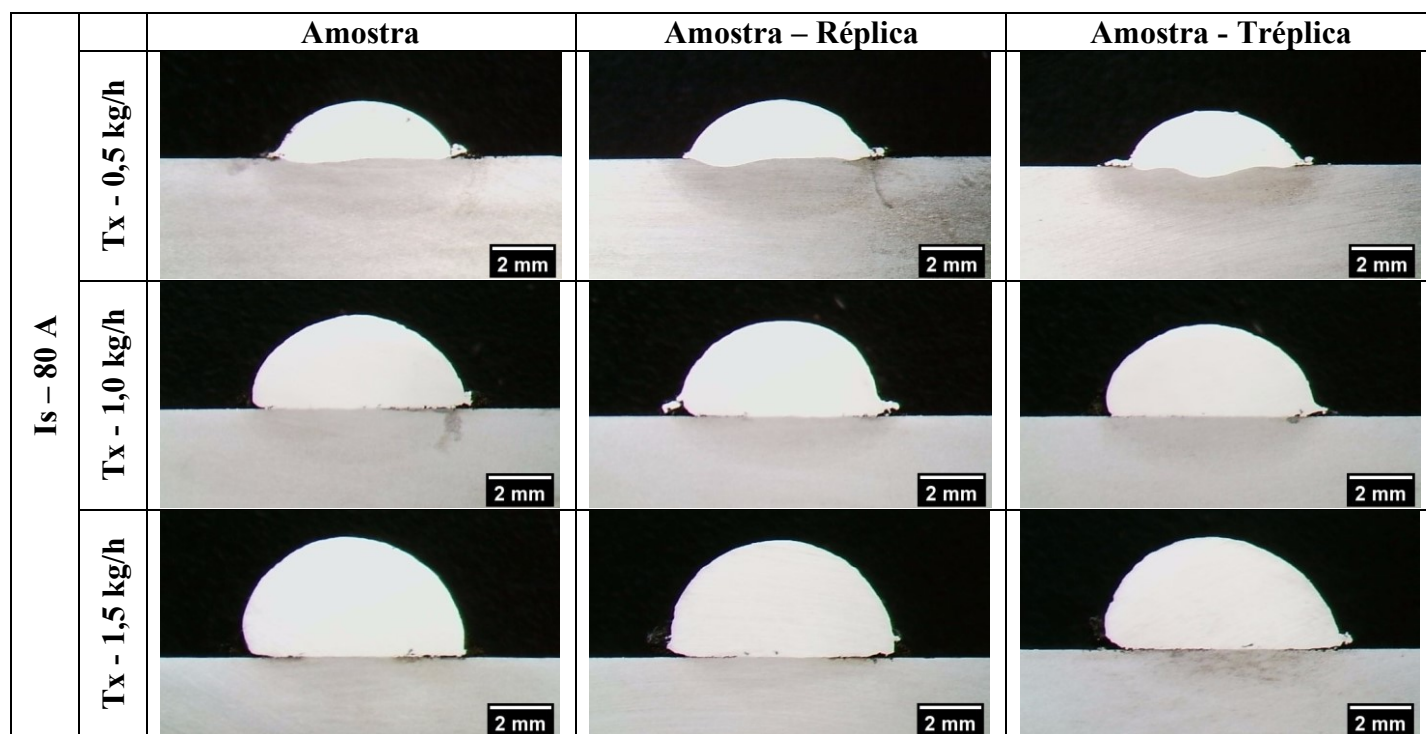
APÊNDICE C – Aspecto superficial e macrografias dos cordões do grupo de ensaios 3

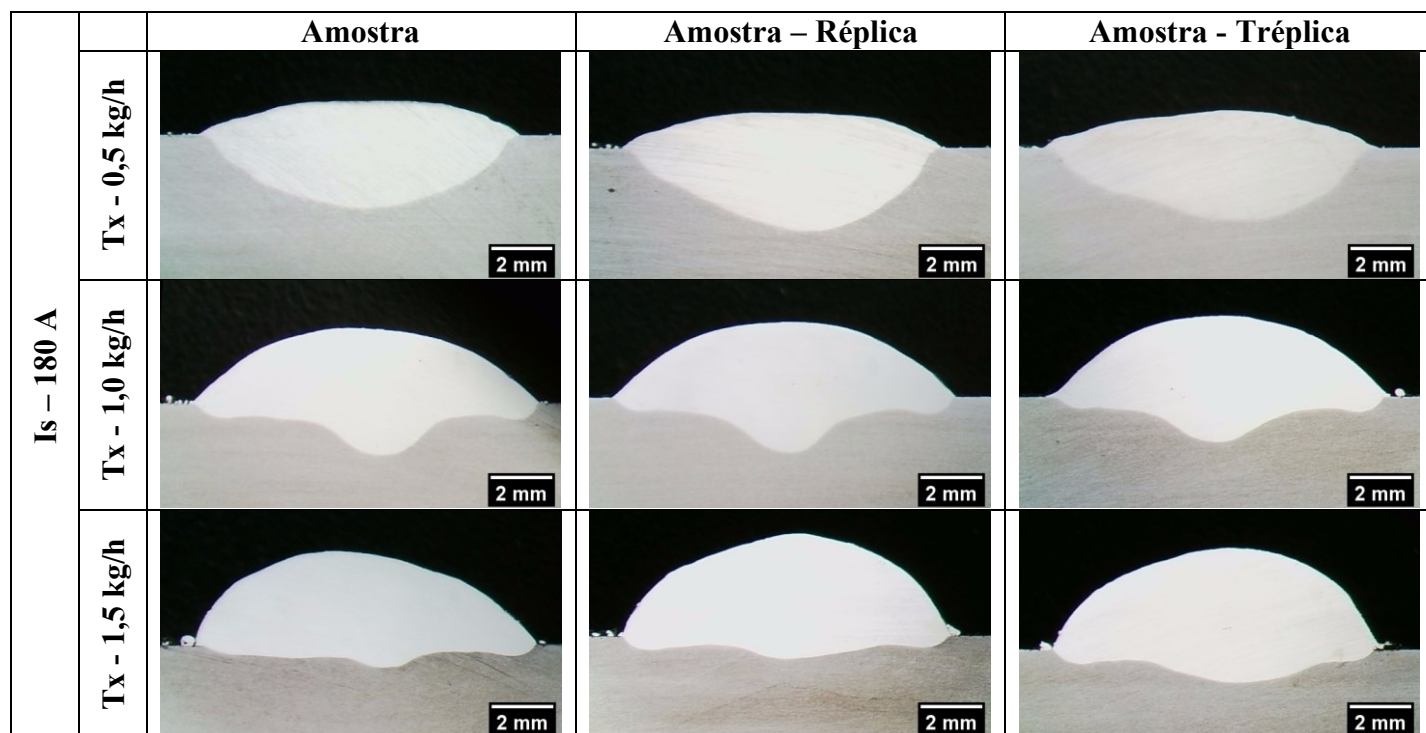


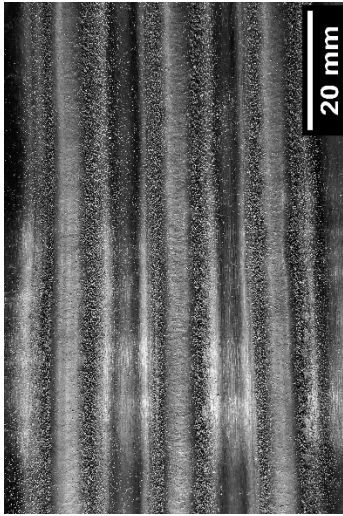
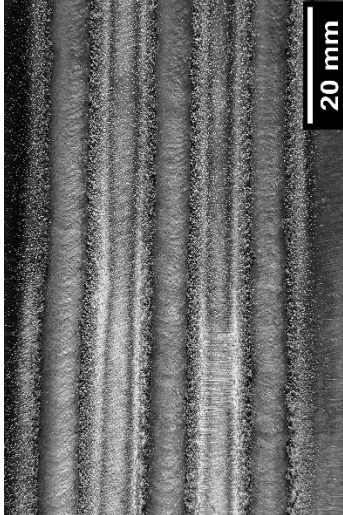
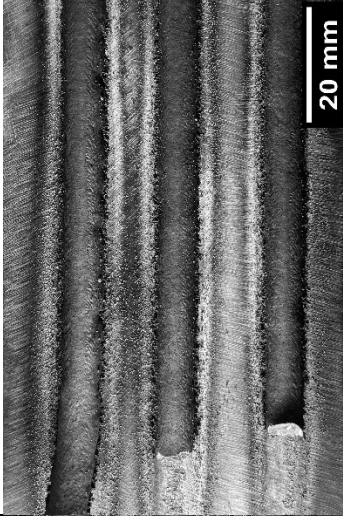
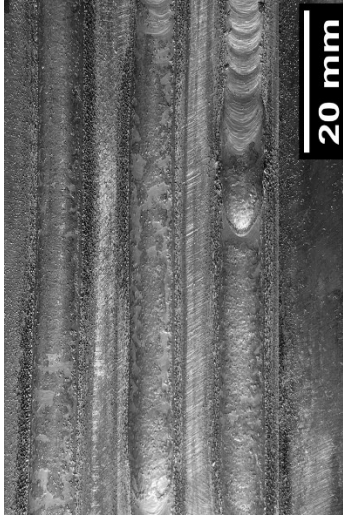
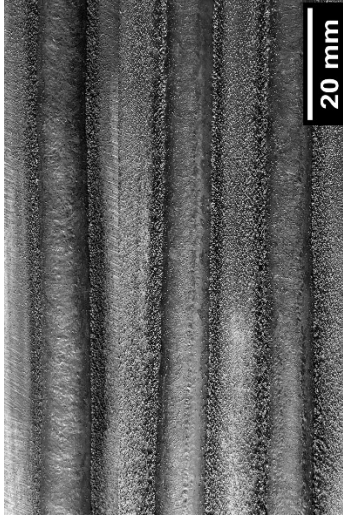
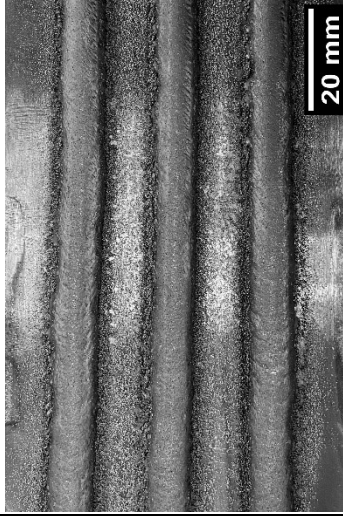
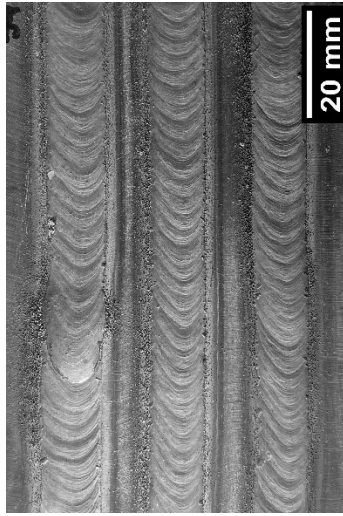
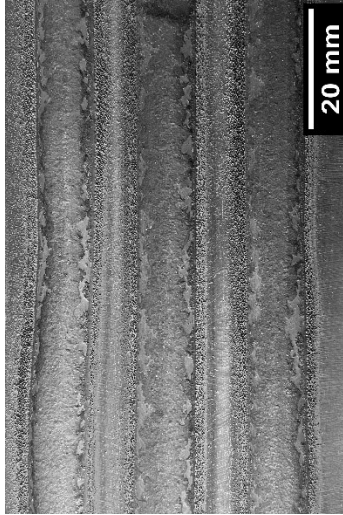
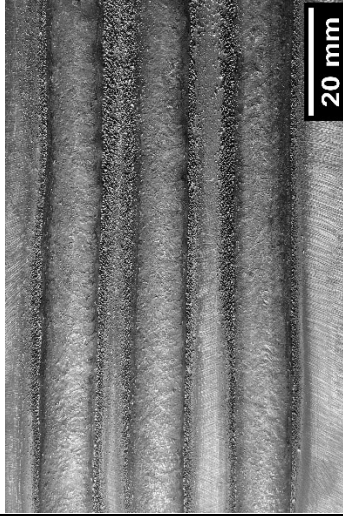


	Re - 1,4 mm	Re - 2,2 mm	Re - 3,0 mm
Vgpl - 1,0 l/min			
Vgpl - 2,0 l/min			
Vgpl - 3,0 l/min			

APÊNDICE D – Aspecto superficial e macrografias dos cordões do grupo de ensaios 4





	Tx - 0,5 kg/h	Tx - 1,0 kg/h	Tx - 1,5 kg/h
Is - 80 A	 <p>Micrograph showing the surface morphology of Is-80 A at a treatment rate of 0.5 kg/h. The surface exhibits a fine, granular texture with some horizontal striations. A 20 mm scale bar is present in the bottom right corner.</p>	 <p>Micrograph showing the surface morphology of Is-80 A at a treatment rate of 1.0 kg/h. The surface appears slightly more granular than at 0.5 kg/h. A 20 mm scale bar is present in the bottom right corner.</p>	 <p>Micrograph showing the surface morphology of Is-80 A at a treatment rate of 1.5 kg/h. The surface shows a distinct granular texture with some larger, irregular features. A 20 mm scale bar is present in the bottom right corner.</p>
Is - 130 A	 <p>Micrograph showing the surface morphology of Is-130 A at a treatment rate of 0.5 kg/h. The surface exhibits a granular texture with some horizontal striations and a small, circular feature. A 20 mm scale bar is present in the bottom right corner.</p>	 <p>Micrograph showing the surface morphology of Is-130 A at a treatment rate of 1.0 kg/h. The surface appears granular with some horizontal striations. A 20 mm scale bar is present in the bottom right corner.</p>	 <p>Micrograph showing the surface morphology of Is-130 A at a treatment rate of 1.5 kg/h. The surface shows a granular texture with some horizontal striations. A 20 mm scale bar is present in the bottom right corner.</p>
Is - 180 A	 <p>Micrograph showing the surface morphology of Is-180 A at a treatment rate of 0.5 kg/h. The surface exhibits a granular texture with prominent, concentric, semi-circular features. A 20 mm scale bar is present in the bottom right corner.</p>	 <p>Micrograph showing the surface morphology of Is-180 A at a treatment rate of 1.0 kg/h. The surface appears granular with some horizontal striations. A 20 mm scale bar is present in the bottom right corner.</p>	 <p>Micrograph showing the surface morphology of Is-180 A at a treatment rate of 1.5 kg/h. The surface shows a granular texture with some horizontal striations. A 20 mm scale bar is present in the bottom right corner.</p>

**APÊNDICE E – Medidas coletadas provenientes das análises das seções transversais
para três amostras de cada condição com deposição do Inconel 625 no aço carbono
ASTM A36**

Condição operacional	Amostra / Média	Largura [mm]	Penetração [mm]	Reforço [mm]	Área Depositada [mm²]	Área Penetrada [mm²]	Diluição [%]
A705	1 (Ensaio)	9,7	1,7	0,8	5,9	8,7	59,6
	2 (Réplica)	9,5	1,8	1,0	7,1	10,4	59,5
	3 (Tréplica)	9,6	2,0	1,2	7,8	10,3	56,7
	Média	9,6	1,8	1,0	7,0	9,8	58,6
A710	1 (Ensaio)	10,1	1,3	2,5	17,6	4,6	20,8
	2 (Réplica)	10,1	1,2	2,5	17,7	5,2	22,6
	3 (Tréplica)	10,2	1,3	2,5	18,1	5,0	21,5
	Média	10,1	1,3	2,5	17,8	4,9	21,6
A715	1 (Ensaio)	9,6	0,4	3,1	23,6	1,1	4,3
	2 (Réplica)	9,5	0,3	3,5	24,9	1,4	5,3
	3 (Tréplica)	9,3	0,3	3,4	23,8	1,6	6,2
	Média	9,4	0,3	3,3	24,1	1,3	5,3
A1005	1 (Ensaio)	9,1	2,0	1,5	9,9	8,7	46,8
	2 (Réplica)	9,1	1,7	1,5	10,2	8,2	44,7
	3 (Tréplica)	9,4	1,9	1,6	10,5	8,5	44,8
	Média	9,2	1,8	1,6	10,2	8,5	45,5
A1010	1 (Ensaio)	9,8	0,9	2,9	19,7	4,5	18,6
	2 (Réplica)	10,0	0,6	2,8	19,6	3,8	16,2
	3 (Tréplica)	10,0	0,6	2,7	19,3	3,6	15,8
	Média	10,0	0,7	2,8	19,5	4,0	16,9
A1015	1 (Ensaio)	9,9	0,4	3,3	25,3	2,1	7,5
	2 (Réplica)	9,9	0,4	3,4	26,3	2,5	8,6
	3 (Tréplica)	9,8	0,4	3,5	26,2	2,2	7,9
	Média	9,9	0,4	3,4	25,9	2,3	8,0
A1305	1 (Ensaio)	9,0	1,6	1,4	8,9	7,5	45,5
	2 (Réplica)	9,3	1,5	1,4	9,5	7,3	43,4
	3 (Tréplica)	9,2	1,5	1,4	8,5	7,4	46,5
	Média	9,1	1,6	1,4	9,0	7,4	45,1
A1310	1 (Ensaio)	9,4	1,0	2,8	19,4	4,7	19,7
	2 (Réplica)	9,6	0,8	2,8	19,5	4,2	17,7
	3 (Tréplica)	9,8	1,0	2,7	18,7	5,0	21,0
	Média	9,6	0,9	2,7	19,2	4,6	19,4
A1315	1 (Ensaio)	9,3	0,5	3,7	27,4	2,9	9,4
	2 (Réplica)	9,5	0,6	3,7	28,3	3,0	9,5
	3 (Tréplica)	10,1	0,6	3,7	29,0	3,1	9,6
	Média	9,6	0,6	3,7	28,3	3,0	9,5
A0505	1 (Ensaio)	9,4	1,5	1,5	9,5	8,4	46,9
	2 (Réplica)	9,5	1,5	1,5	9,8	7,6	43,6
	3 (Tréplica)	9,1	1,7	1,5	9,2	9,9	51,9
	Média	9,3	1,6	1,5	9,5	8,6	47,4
A0510	1 (Ensaio)	9,8	1,0	2,4	16,5	5,0	23,2
	2 (Réplica)	10,5	1,0	2,0	14,8	6,3	29,9
	3 (Tréplica)	9,8	0,7	2,3	16,6	4,3	20,7
	Média	10,0	0,9	2,2	16,0	5,2	24,6
A0515	1 (Ensaio)	9,9	0,5	3,0	22,5	3,2	12,5
	2 (Réplica)	10,0	0,5	3,1	24,3	2,9	10,7
	3 (Tréplica)	9,9	0,5	3,1	23,1	2,9	11,2
	Média	9,9	0,5	3,1	23,3	3,0	11,5
A105	1 (Ensaio)	8,8	1,9	1,5	9,2	8,5	48,0
	2 (Réplica)	9,0	1,8	1,7	11,2	7,9	41,3
	3 (Tréplica)	9,2	1,8	1,8	11,0	8,4	43,3

	Média	9,0	1,8	1,7	10,5	8,3	44,2
A110	1 (Ensaio)	10,0	0,5	2,7	20,7	3,1	12,9
	2 (Réplica)	9,9	0,5	2,6	19,5	3,4	14,8
	3 (Tréplica)	10,0	0,5	2,7	19,6	3,7	15,8
	Média	9,9	0,5	2,7	20,0	3,4	14,5
A115	1 (Ensaio)	10,3	0,4	3,8	30,5	1,5	4,7
	2 (Réplica)	9,6	0,4	3,9	28,7	1,9	6,1
	3 (Tréplica)	9,4	0,5	3,8	28,0	2,2	7,1
	Média	9,8	0,4	3,8	29,1	1,8	6,0
A2005	1 (Ensaio)	9,0	1,3	1,6	10,1	8,0	44,1
	2 (Réplica)	9,0	1,4	1,7	10,4	9,3	47,2
	3 (Tréplica)	8,4	1,8	1,6	10,0	9,2	47,8
	Média	8,8	1,5	1,6	10,2	8,8	46,4
A2010	1 (Ensaio)	9,2	1,1	2,7	17,9	5,0	21,9
	2 (Réplica)	9,2	0,8	2,6	18,3	3,8	17,3
	3 (Tréplica)	9,2	1,0	2,7	18,5	4,5	19,4
	Média	9,2	1,0	2,7	18,3	4,4	19,5
A2015	1 (Ensaio)	9,4	0,3	3,6	27,2	1,7	5,8
	2 (Réplica)	10,0	0,3	3,6	28,5	1,7	5,5
	3 (Tréplica)	9,6	0,4	3,7	27,2	1,6	5,4
	Média	9,7	0,3	3,6	27,7	1,6	5,6
A1014	1 (Ensaio)	9,2	0,4	2,8	18,7	1,8	8,8
	2 (Réplica)	8,7	0,4	2,8	18,5	2,0	9,7
	3 (Tréplica)	9,1	0,4	2,7	18,5	1,8	9,0
	Média	9,0	0,4	2,8	18,5	1,9	9,2
A1022	1 (Ensaio)	9,0	0,4	2,8	18,9	1,8	8,7
	2 (Réplica)	9,0	0,4	2,8	18,7	1,9	9,1
	3 (Tréplica)	9,1	0,4	2,8	18,6	2,1	10,1
	Média	9,1	0,4	2,8	18,7	1,9	9,3
A1030	1 (Ensaio)	9,1	0,4	2,7	17,9	2,1	10,5
	2 (Réplica)	9,2	0,4	2,7	18,3	2,0	9,7
	3 (Tréplica)	9,2	0,4	2,8	18,5	2,1	10,0
	Média	9,2	0,4	2,7	18,3	2,0	10,0
A2014	1 (Ensaio)	10,3	0,4	2,5	18,1	2,5	12,0
	2 (Réplica)	10,3	0,5	2,4	17,9	2,8	13,7
	3 (Tréplica)	9,5	0,9	2,4	14,8	4,6	23,7
	Média	10,0	0,6	2,4	17,0	3,3	16,5
A2022	1 (Ensaio)	9,9	0,9	2,5	18,2	4,3	18,9
	2 (Réplica)	10,0	1,1	2,5	18,7	4,7	20,0
	3 (Tréplica)	10,1	0,7	2,6	18,9	3,6	15,9
	Média	10,0	0,9	2,5	18,6	4,2	18,3
A2030	1 (Ensaio)	9,8	1,5	2,8	19,9	6,4	24,3
	2 (Réplica)	10,0	1,5	2,7	20,4	6,5	24,1
	3 (Tréplica)	9,9	1,6	2,6	19,0	6,8	26,4
	Média	9,9	1,5	2,7	19,8	6,6	24,9
A3014	1 (Ensaio)	10,1	0,6	2,4	18,9	3,2	14,6
	2 (Réplica)	10,5	0,7	2,4	18,8	4,2	18,1
	3 (Tréplica)	10,9	0,8	2,3	18,8	4,4	19,0
	Média	10,5	0,7	2,4	18,9	3,9	17,2
A3022	1 (Ensaio)	11,1	1,7	2,4	19,6	7,7	28,3
	2 (Réplica)	11,1	1,8	2,3	19,2	8,1	29,5
	3 (Tréplica)	11,2	1,8	2,3	19,3	8,2	29,7
	Média	11,2	1,8	2,3	19,4	8,0	29,2
A3030	1 (Ensaio)	10,0	2,8	2,7	19,1	12,0	38,6
	2 (Réplica)	10,4	2,8	2,7	20,1	12,0	37,5
	3 (Tréplica)	10,1	2,9	2,6	19,4	12,6	39,4
	Média	10,1	2,9	2,7	19,5	12,2	38,5
A8005	1 (Ensaio)	5,9	0,2	1,8	8,1	0,5	6,3
	2 (Réplica)	6,1	0,3	1,9	8,4	0,5	6,1
	3 (Tréplica)	5,8	0,4	1,8	7,5	0,8	9,6

	Média	5,9	0,3	1,8	8,0	0,6	7,3
A8010	1 (Ensaio)	7,0	0,0	3,1	16,6	0,0	0,1
	2 (Réplica)	6,5	0,0	3,1	16,2	0,0	0,3
	3 (Tréplica)	6,7	0,0	3,0	15,5	0,0	0,2
	Média	6,8	0,0	3,1	16,1	0,0	0,2
A8015	1 (Ensaio)	7,2	0,0	3,8	22,0	0,0	0,2
	2 (Réplica)	7,2	0,0	3,7	21,3	0,0	0,1
	3 (Tréplica)	7,6	0,0	3,6	21,1	0,0	0,2
	Média	7,3	0,0	3,7	21,5	0,0	0,1
A13005	1 (Ensaio)	7,8	2,1	1,4	7,3	8,4	53,3
	2 (Réplica)	7,8	1,6	1,7	9,8	6,3	39,1
	3 (Tréplica)	7,9	1,9	1,3	7,2	8,5	54,1
	Média	7,8	1,8	1,5	8,1	7,7	48,8
A13010	1 (Ensaio)	8,9	0,3	2,5	16,4	1,7	9,6
	2 (Réplica)	9,1	0,3	2,5	16,2	1,6	8,8
	3 (Tréplica)	9,1	0,3	2,6	17,1	1,8	9,7
	Média	9,0	0,3	2,5	16,6	1,7	9,4
A13015	1 (Ensaio)	10,4	0,3	3,5	26,7	1,8	6,3
	2 (Réplica)	9,5	0,3	3,2	23,2	1,8	7,1
	3 (Tréplica)	9,1	0,3	3,2	23,0	1,2	5,1
	Média	9,6	0,3	3,3	24,3	1,6	6,2
A1805	1 (Ensaio)	10,5	2,4	1,1	8,6	17,3	66,7
	2 (Réplica)	10,2	2,7	1,1	8,6	17,8	67,2
	3 (Tréplica)	10,8	2,3	1,2	9,0	16,7	65,1
	Média	10,5	2,5	1,1	8,7	17,2	66,4
A1810	1 (Ensaio)	11,2	1,7	2,4	18,8	8,3	30,6
	2 (Réplica)	11,2	1,8	2,4	18,9	8,5	31,0
	3 (Tréplica)	11,0	1,5	2,6	19,5	6,9	26,2
	Média	11,1	1,6	2,4	19,1	7,9	29,3
A1815	1 (Ensaio)	11,3	0,8	3,1	25,4	4,0	13,5
	2 (Réplica)	10,9	0,8	3,4	26,7	4,9	15,6
	3 (Tréplica)	10,9	1,1	3,4	27,1	6,3	18,9
	Média	11,0	0,9	3,3	26,4	5,1	16,0

APÊNDICE F – Ensaio de soldagem preliminares com deposição do Stellite 1 no aço carbono ASTM A36

De posse dos resultados obtidos com a avaliação sistemática quanto aos efeitos dos principais parâmetros e variáveis do processo PTA-P com a deposição do Inconel 625 sobre o substrato do aço ASTM A36, tornou-se possível o melhor direcionamento a respeito da parametrização do processo PTA-P para a deposição do Stellite 1 sobre o substrato de aço AISI H13. Portanto, nesta etapa do trabalho foram realizados ensaios de soldagem em chapas planas, com o intuito de determinar a parametrização adequada dos depósitos visando o revestimento do aço AISI H13 com o pó metálico Stellite 1.

Como substrato foi utilizado o aço AISI H13 por tratar-se de um dos principais aços ferramenta utilizados para a fabricação de moldes de injeção de alumínio em alta pressão. Enquanto que, foi escolhido o Stellite 1 como material de adição por servir como alternativa potencialmente viável em aplicações de revestimento dos moldes de injeção na busca por mitigar os problemas de desgaste e fadiga térmica, visando aumentar a vida útil destes moldes, por sua elevada dureza e composição química favorável.

Nesta etapa do estudo a deposição da liga metálica Stellite 1 ocorreu em etapas, de modo a verificar se a parametrização do processo PTA-P, na deposição do Inconel 625 sobre o aço carbono ASTM A36, se replicaria por se tratarem de ligas com composições químicas e densidade diferentes. Inicialmente, foram realizados ensaios de soldagem preliminares com a deposição da liga metálica Stellite 1 sobre aço carbono ASTM A36. Nestes ensaios utilizou-se os parâmetros de soldagem descritos na Tabela 1.

Tabela 1 – Parâmetros e variáveis de soldagem empregados nos ensaios preliminares de deposição do Stellite 1 sobre substrato de o aço carbono ASTM A36

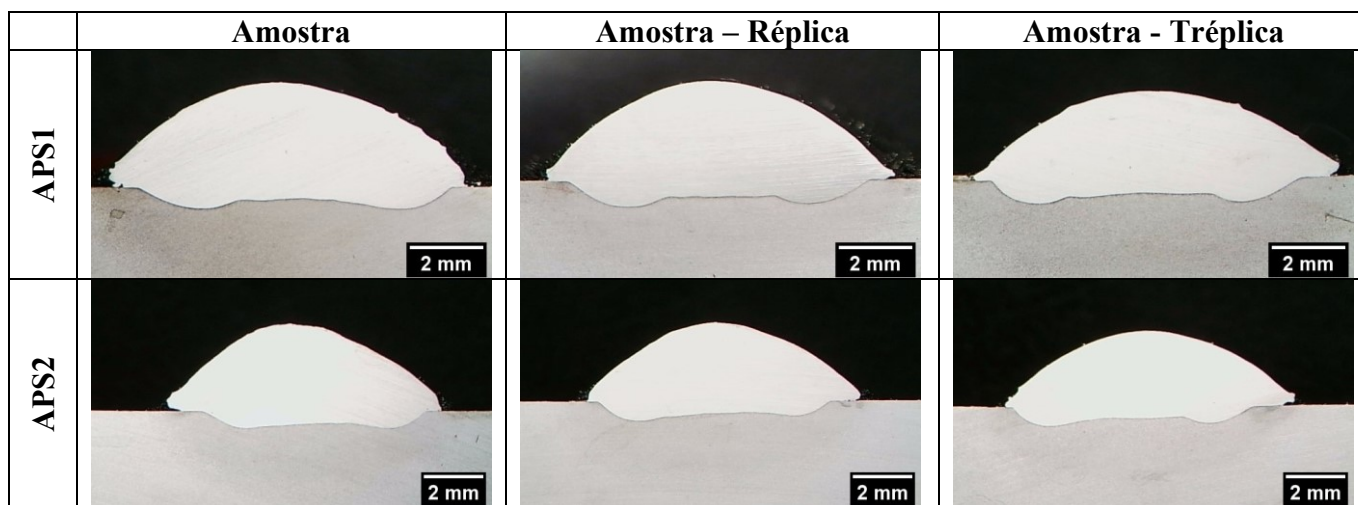
Condições de Soldagem	
Distância bocal-peça [mm]	10
Vazão do gás de arraste [l/min]	1,0
Vazão do gás de plasma [l/min]	1,0
Recuo do eletrodo [mm]	2,2
Corrente de soldagem [A]	130
Taxa de alimentação do pó [kg/h]	1,0

Fonte: Elaborado pela autora

Os ensaios de soldagem foram realizados com o auxílio da bancada de ensaios estruturada e apresentada na Figura 19. Vale ressaltar que, assim como nos ensaios de soldagem

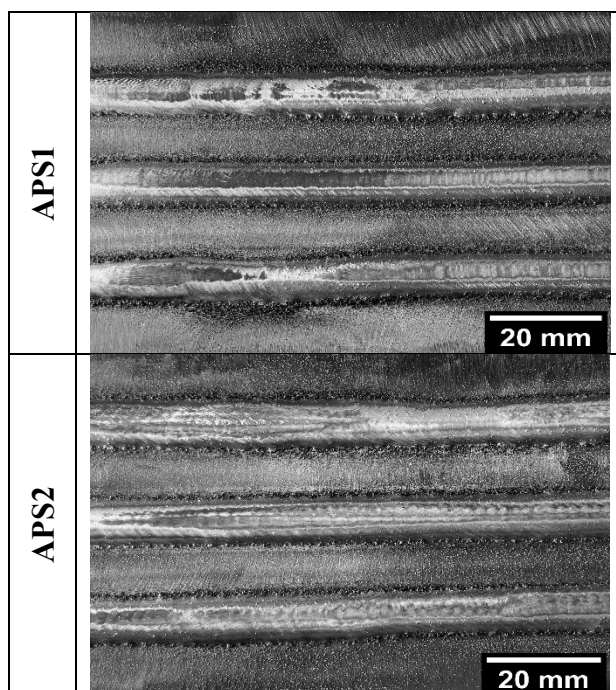
realizados conforme o item 3.2, e dos cordões de solda realizados nos testes preliminares foi extraída uma amostra por cordão para ser submetida a análise de macrografia. Na Figura 1 e 2, são apresentadas todas as macrografias e as faces dos cordões de solda realizadas no estudo, respectivamente. No Apêndice H apresentam-se os dados obtidos a partir de medições realizadas da Figura 1.

Figura 1. Macrografia dos cordões dos ensaios preliminares com deposição do Stellite 1 no aço carbono ASTM A36



Fonte: Elaborado pela autora

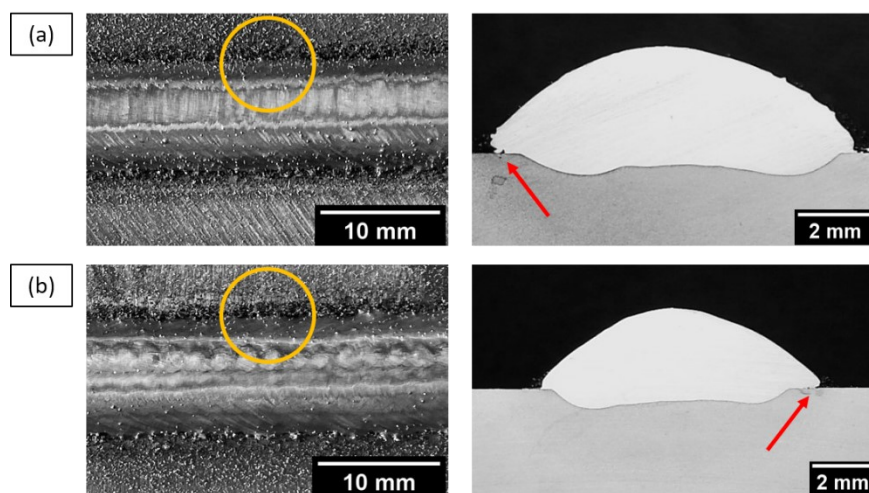
Figura 2. Aspecto superficial dos cordões dos ensaios preliminares com deposição do Stellite 1 no aço carbono ASTM A36



Fonte: Elaborado pela autora

Na discussão que se segue é apresentada, para cada condição avaliada, a macrografia que melhor representa as características geométricas médias do cordão de solda em questão. Logo, na Figura 3 são apresentados os cordões de solda como soldado, assim como as macrografias obtidas nos ensaios de soldagem preliminares APS1 e APS2, com o pó Stellite 1 sobre substrato de aço carbono A36.

Figura 3. Aspecto superficial e macrografia dos cordões de solda obtidos nos ensaios preliminares (a) APS1 e (b) APS2

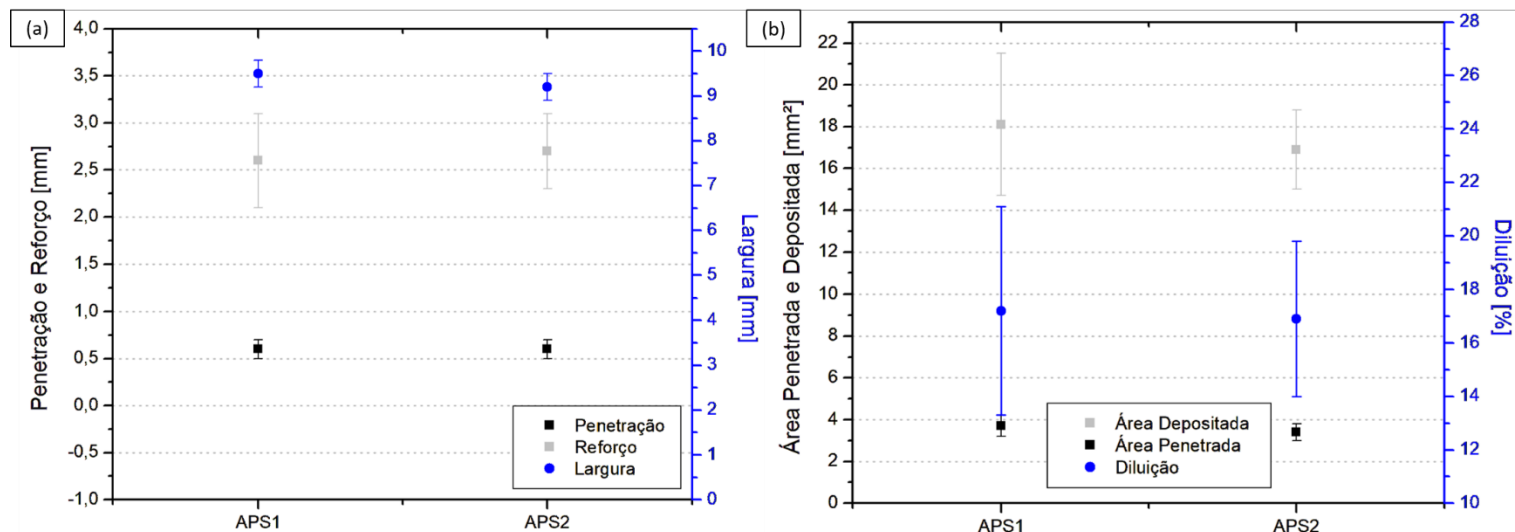


Fonte: Elaborado pela autora

Observa-se que, as duas condições analisadas apresentaram cordões de solda com bom aspecto superficial ao longo do seu comprimento, livres de trincas, porosidades superficiais e lisos, mas eventuais partículas não fundidas na margem dos cordões de solda são observadas (como exemplificado em laranja na Figura 3). Do ponto de vista morfológico, é possível observar variações nos cordões de solda entre os três cordões realizados para cada condição, conforme apresentado no Apêndice F. Ademais, percebe-se pela análise das macrografias, o perfil de penetração com penetração máxima nas laterais dos cordões de solda. Ainda, vale ressaltar que, pelas macrografias, é possível observar a pequena falta de fusão nas laterais dos cordões, sobretudo, pela presença de pó que não foi completamente fundido, assim como pó sem fundir disperso sobre o substrato, quanto ao reforço, foram obtidos cordões de solda muito convexos. São apresentados os valores médios de penetração, largura e reforço, assim como os índices de valores de área penetrada, área fundida e diluição medidos com o auxílio da macrografia são apresentados na Figura 4.

Figura 464. Medidas de (a) penetração, reforço e largura, (b) área penetrada e área depositada e diluição dos cordões de solda dos ensaios de soldagem preliminares pela deposição do

Stellite 1 sobre aço AISI H13




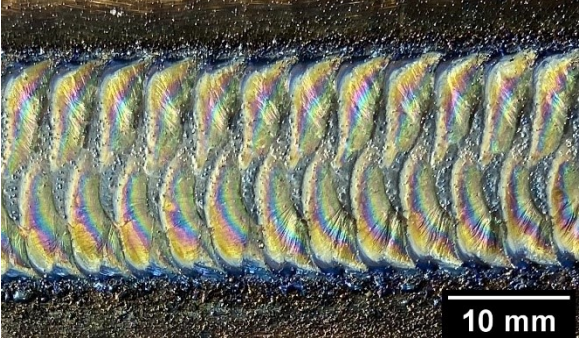
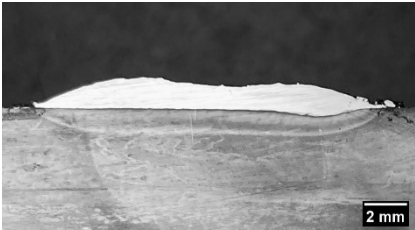

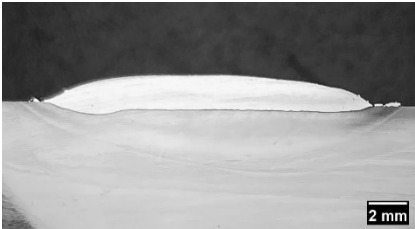
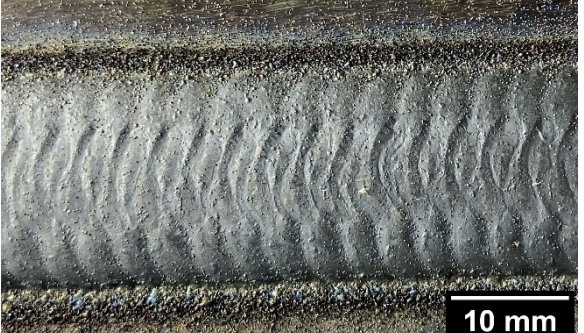


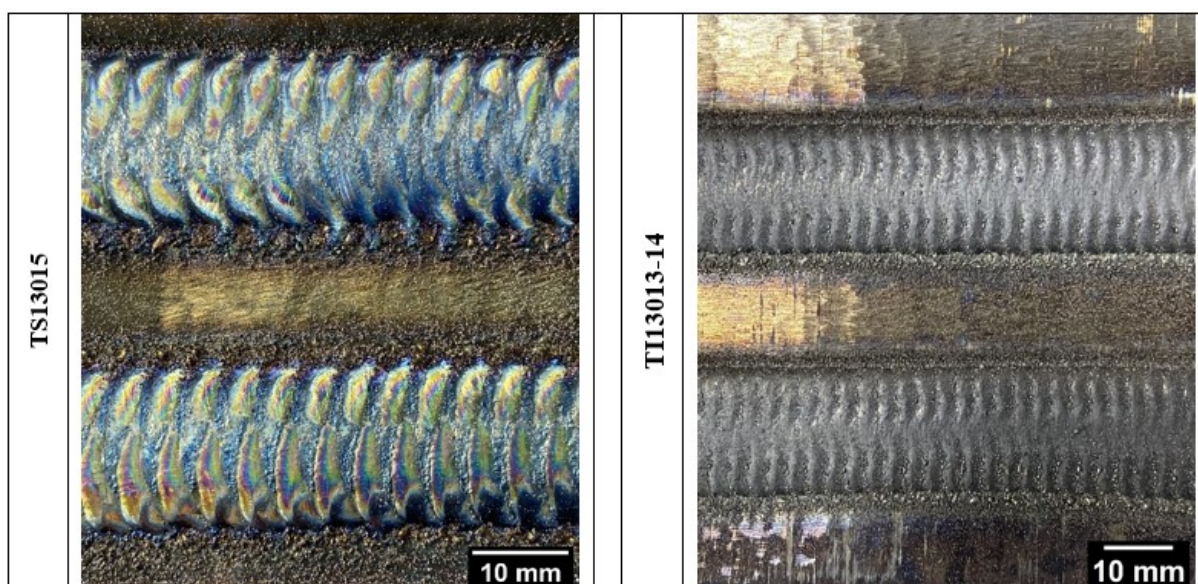
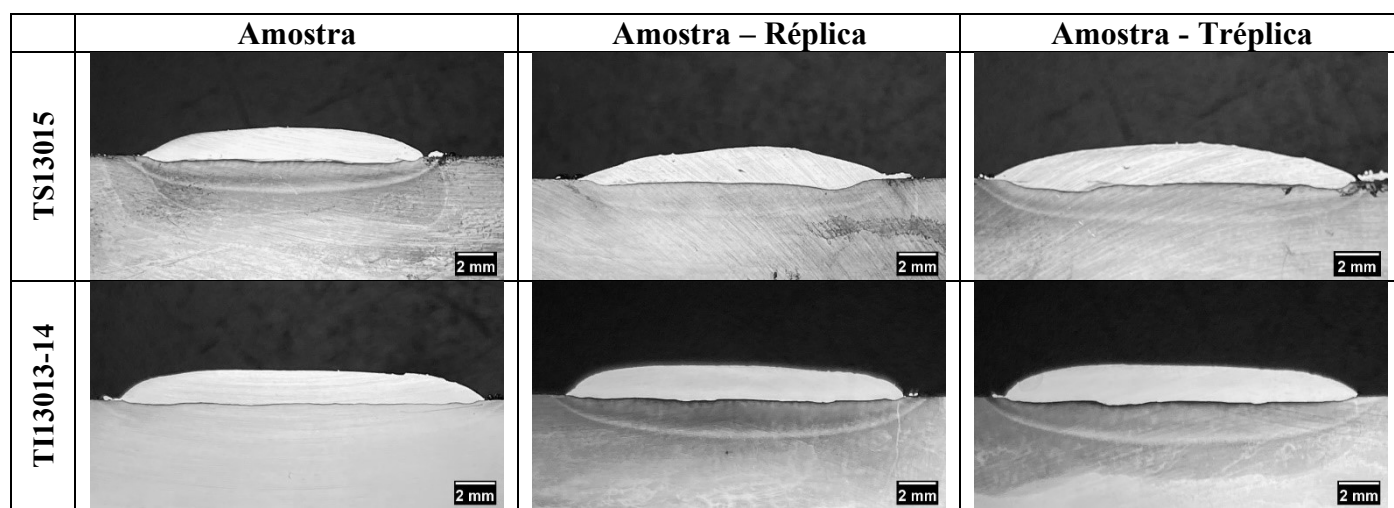
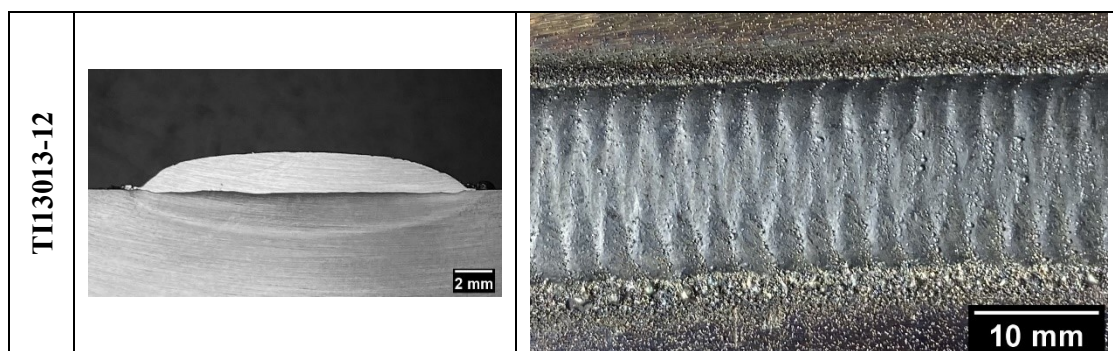
Fonte: Elaborado pela autora

Nota-se que as diferenças dimensionais dos depósitos foram insignificantes, quanto ao comportamento da largura dos depósitos, observa-se a pequena redução de 3,2 % para a amostra APS2 quando comparada a APS1, diferentemente do aumento de 3,8 % no valor de reforço. Além disso, ao comparar os resultados de área depositada da condição APS1 com a condição de parametrização que resultou no índice de diluição de 9,4 % e perfil de penetração uniforme (Ensaio A13010) do depósito de Inconel 625 sobre o aço carbono ASTM A36, observa-se a semelhança entre os valores de área depositada dos cordões, visto que, o depósito com Inconel 625 apresentou 18,7 % de área depositada, enquanto que, a condição com Stellite 1 foi de 18,1 %. Acredita-se que as diferenças nos valores possam ser justificadas pela menor eficiência de deposição do pó, acarretando no pó depositado sobre a bancada de ensaios e corpo de prova, o que está associado a variabilidade do processo. Os resultados de penetração dos cordões de solda mostram-se elevados (0,7 mm) resultando no aumento de 116,9 % ao comparar com o cordão de mesmos parâmetros de soldagem realizado com o Inconel 625 e, conseqüentemente, impactando no aumento de 117,8 % na área penetrada dos depósitos com Stellite 1. Portanto, estes aumentos obtidos nos valores de penetração e área penetrada dos cordões de solda, resultam no aumento de 83,7 % e 81,1 % nos índices de diluição dos depósitos APS1 e APS2, respectivamente, ao comparar com os cordões de mesmos parâmetros de soldagem realizados com a liga Inconel 625.

Observa-se, portanto, que a composição química do material em pó depositado sobre o substrato apresenta grande influência no índice de diluição do depósito. No entanto, a investigação mais aprofundada desta verificação ficou fora do escopo deste trabalho, visto que, o foco do presente estudo é o revestimento superficial com o Stellite 1 do aço AISI H13 com o processo PTA-P. Neste contexto, a técnica de tecimento apresenta grande potencial de aplicação na produção de depósitos, por produzir cordões de maior largura ao comparar com aqueles depositados sem tecimento.

APÊNDICE G – Aspecto superficial e macrografias dos cordões dos ensaios preliminares com deposição Stellite 1 e Inconel 625 no aço AISI H13

	Macrografia	
TS13013		
TS14013		
TS10013		
TI13010		



APÊNDICE H – Medidas coletadas provenientes das análises das seções transversais para cada condição com a deposição do Stellite 1 e Inconel 625 no aço AISI H13

Condição operacional	Amostra / Média	Largura [mm]	Penetração [mm]	Reforço [mm]	Área Depositada [mm ²]	Área Penetrada [mm ²]	Diluição [%]
APS1	1 (Ensaio)	9,6	0,6	2,8	19,7	3,5	15,0
	2 (Réplica)	9,4	0,7	2,7	18,3	3,9	17,7
	3 (Tréplica)	9,7	0,6	2,4	16,3	3,8	18,8
	Média	9,5	0,6	2,6	18,1	3,7	17,2
APS2	1 (Ensaio)	9,1	0,6	2,9	18,0	3,3	15,3
	2 (Réplica)	9,0	0,6	2,6	16,3	3,6	18,1
	3 (Tréplica)	9,4	0,7	2,6	16,5	3,5	17,4
	Média	9,2	0,6	2,7	16,9	3,4	16,9
TS13013	1 (Ensaio)	16,0	0,4	1,2	13,1	4,9	27,2
	2 (Réplica)	-	-	-	-	-	-
	3 (Tréplica)	-	-	-	-	-	-
	Média	-	-	-	-	-	-
TS14013	1 (Ensaio)	17,8	0,5	1,2	16,2	5,9	26,8
	2 (Réplica)	-	-	-	-	-	-
	3 (Tréplica)	-	-	-	-	-	-
	Média	-	-	-	-	-	-
TS10013	1 (Ensaio)	16,3	0,4	1,3	15,1	1,7	10,0
	2 (Réplica)	-	-	-	-	-	-
	3 (Tréplica)	-	-	-	-	-	-
	Média	-	-	-	-	-	-
TS13015	1 (Ensaio)	15,9	0,4	1,6	18,5	3,7	16,7
	2 (Réplica)	17,2	0,6	1,7	18,7	3,6	16,0
	3 (Tréplica)	16,3	0,5	1,6	18,7	3,6	16,0
	Média	16,5	0,5	1,6	18,6	3,6	16,2
TI13010	1 (Ensaio)	17,6	0,6	1,6	20,5	5,2	20,1
	2 (Réplica)	-	-	-	-	-	-
	3 (Tréplica)	-	-	-	-	-	-
	Média	-	-	-	-	-	-
TI13013-12	1 (Ensaio)	17,7	0,3	1,9	26,4	2,2	7,8
	2 (Réplica)	-	-	-	-	-	-
	3 (Tréplica)	-	-	-	-	-	-
	Média	-	-	-	-	-	-
TI13013-14	1 (Ensaio)	19,0	0,3	1,5	23,5	3,1	11,6
	2 (Réplica)	19,0	0,4	1,6	24,8	3,6	12,7
	3 (Tréplica)	18,2	0,4	1,6	23,2	3,9	14,5
	Média	18,7	0,3	1,6	23,8	3,5	12,9