



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

JORGE LUIS BASCINI JUNIOR

**PARÂMETROS DE ENTRADA DA SOLDAGEM FCAW: EFEITO COMBINADO DO
GÁS DE PROTEÇÃO E DAS CARACTERÍSTICAS DO ELETRODO NO
DESEMPENHO E QUALIDADE DO CORDÃO DE SOLDA**

Joinville
2026

JORGE LUIS BASCINI JUNIOR

**PARÂMETROS DE ENTRADA DA SOLDAGEM FCAW: EFEITO COMBINADO DO
GÁS DE PROTEÇÃO E DAS CARACTERÍSTICAS DO ELETRODO NO
DESEMPENHO E QUALIDADE DO CORDÃO DE SOLDA**

Dissertação de Mestrado submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciências Mecânicas da Universidade Federal de Santa Catarina como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia e Ciências Mecânicas

Orientador: Prof. Tiago Vieira da Cunha, Dr. Eng.

Joinville

2026

Bascini Junior, Jorge Luis

Parâmetros de entrada da soldagem FCAW: efeito combinado do gás de proteção e das características do eletrodo no desempenho e qualidade do cordão de solda / Jorge Luis Bascini Junior ; orientador, Tiago Vieira da Cunha, 2026.

152 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Campus Joinville, Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciências Mecânicas, Joinville, 2026.

Inclui referências.

1. Engenharia e Ciências Mecânicas. 2. Arame Tubular. 3. Morfologia do cordão. 4. Diâmetro do arame. 5. Gases de proteção. I. Cunha, Tiago Vieira da. II. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciências Mecânicas. III. Título.

Jorge Luis Bascini Junior

Parâmetros de Entrada da Soldagem FCAW: Efeito Combinado do Gás de Proteção e das Características do Eletrodo no Desempenho e Qualidade do Cordão de Solda

O presente trabalho em nível de Mestrado foi avaliado e aprovado, em 08 de dezembro de 2025, pela banca examinadora composta pelos seguintes membros:

Prof. André Alves de Resende, Dr.
Universidade Federal de Catalão

Prof. Mateus Barancelli Schwedersky, Dr.
Universidade Federal de Santa Catarina

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

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

Insira neste espaço a
assinatura digital

Coordenação do Programa de Pós-Graduação

Insira neste espaço a
assinatura digital

Prof. Tiago Vieira da Cunha, Dr.
Orientador(a)

Joinville, 2026.

À minha família.

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar agradeço aos meus pais Jorge Luis Bascini e Maristela Portioli Bascini pelo incansável empenho em assegurar minha educação de qualidade e nutrir o meu desejo de aprender.

Ao orientador Tiago Vieira da Cunha, por despertar meu interesse em soldagem e estimular a busca contínua por conhecimento. Sou grato pelo apoio, pela orientação e pela paciência. Que a amizade que construímos perdure com o tempo.

À toda a equipe do LTS, pela colaboração constante e pelo ambiente de aprendizado que impulsionou meu crescimento acadêmico e pessoal. Em especial, agradeço à Kamila e ao Carlos, cujos conhecimentos e disponibilidade foram fundamentais para o desenvolvimento deste trabalho.

À equipe do Departamento de Engenharia Industrial – Compressores, da Schulz Compressores — especialmente ao Cleber e ao Darlan — pelo apoio técnico, pelo incentivo à formação contínua e pela compreensão nos períodos de indisponibilidade, bem como por todo o suporte oferecido.

À Universidade Federal de Santa Catarina, que mais uma vez me proporcionou acesso a um ensino público, gratuito e de excelência. É motivo de grande orgulho ter desenvolvido minha trajetória acadêmica nesta instituição.

A todos os professores e servidores do Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciências Mecânicas da UFSC Joinville, especialmente aos que atuaram diretamente na minha formação, deixo meu sincero agradecimento.

À minha namorada, Virgínia, cuja presença, compreensão nas minhas ausências, paciência e apoio forneceram o alicerce necessário para que este trabalho fosse concluído, especialmente nos períodos de maior intensidade acadêmica.

“As long as you live, keep learning how to live.”

Lucius Annaeus Seneca

RESUMO

Para que uma empresa do ramo produtivo se mantenha competitiva no mercado, é fundamental que os produtos oriundos de seus processos de manufatura sejam produzidos com qualidade adequada associada a uma relativa alta produtividade, de modo que os custos de produção sejam os menores possíveis. Em relação às empresas da área metal mecânica que utilizam a soldagem como processo de manufatura, estes fatores podem ser traduzidos em aspectos dimensionais do cordão de solda e capacidade produtiva do processo. Nesse cenário, o processo de soldagem com arame tubular (FCAW – *Flux Cored Arc Welding*) se destaca como uma alternativa industrialmente relevante, em função de características que permitem simultaneamente aumentar a produtividade e manter a qualidade das juntas soldadas. Porém, o comportamento desempenhado pela combinação do gás de proteção e da composição e diâmetro do arame-eletrodo em relação à morfologia dos cordões de solda e à capacidade produtiva obtida pelo processo ainda são questões pouco exploradas na literatura. Diante deste cenário, o presente trabalho tem o objetivo de investigar a influência destes três parâmetros e, assim, obter uma melhor compreensão a respeito do comportamento das mesmas como forma de contribuição para o conhecimento deste processo de soldagem. Para tanto, é empregada uma metodologia com o objetivo de caracterizar a influência de arames tubulares de caráter básico e rutilico, com diâmetros de 1,2 e 1,6 mm e gases de proteção com composição de Ar+25%CO₂ e CO₂ puro nas características morfológicas dos cordões de solda, tais como altura do reforço, largura, diluição, convexidade e penetração. Além disso, ainda é avaliada a estabilidade do processo, bem como as taxas de fusão e deposição de arame com o intuito de investigar a influência de tais parâmetros em relação à capacidade produtiva do processo. Os resultados indicaram que o gás de proteção foi o fator de maior impacto sobre a estabilidade do arco, seguido pelo tipo de arame; a mistura Ar+25% CO₂ e o arame rutilico apresentaram desempenho superior em relação, respectivamente, ao CO₂ puro e ao arame básico, além de proporcionarem maiores massas de material depositado e menores perdas de metal fundido. No que tange ao diâmetro do consumível, o arame de 1,6 mm apresentou menor variabilidade relativa da corrente; contudo, nas janelas operacionais avaliadas, operou com energia provavelmente insuficiente para reproduzir a morfologia obtida com 1,2 mm, indicando a necessidade de ensaios em faixas superiores de tensão e corrente. Ainda assim, o 1,6 mm favoreceu características morfológicas associadas à penetração.

Palavras-chave: Arame Tubular; morfologia do cordão; diâmetro do arame; gases de proteção; estabilidade do processo.

ABSTRACT

For a manufacturing company to remain competitive in the market, its products must be produced with adequate quality and relatively high productivity, so that production costs are kept as low as possible. For companies in the metalworking industry that use welding as a manufacturing process, these factors can be expressed in terms of weld bead dimensional characteristics and the productive capacity of the process. In this context, flux cored arc welding (FCAW – Flux Cored Arc Welding) stands out as an industrially relevant alternative, thanks to features that enable simultaneous increases in productivity and the quality of welded joints. However, the behavior resulting from the combined effects of shielding gas, electrode wire composition, and diameter on weld bead morphology and the productive capacity of the process remains poorly explored in the literature. In view of this scenario, the present work aims to investigate the influence of these three parameters and thus to obtain a better understanding of their behavior, thereby contributing to the knowledge of this welding process. To this end, a methodology is employed to characterize the influence of basic and rutile flux-cored wires, with diameters of 1.2 and 1.6 mm, and shielding gases with compositions of Ar+25% CO₂ and pure CO₂ on the morphological characteristics of weld beads, such as reinforcement height, width, dilution, convexity, and penetration. In addition, process stability and wire melting and deposition rates are evaluated to assess their influence on the process's productive capacity. The results indicate that the shielding gas is the factor with the greatest impact on arc stability, followed by wire type; the Ar+25% CO₂ mixture and the rutile wire show superior performance compared with, respectively, pure CO₂ and the basic wire, in addition to providing larger masses of deposited material and lower losses of molten metal. Regarding the consumable diameter, the 1.6 mm wire exhibits lower relative current variability; however, within the operating windows evaluated, it operates with energy that is probably insufficient to reproduce the morphology obtained with the 1.2 mm wire, indicating the need for tests at higher voltage and current levels. Even so, the 1.6 mm wire favors morphological characteristics associated with penetration.

Keywords: Tubular Wire; weld bead morphology; wire diameter; shielding gases; process stability.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Visão geral da soldagem com arame tubular.....	19
Figura 2 - Diagrama esquemático ilustrando a teoria de Heiple-Roper para a penetração de cordões de solda	25
Figura 3 - Perfis de soldagem com eletrodo consumível utilizando diferentes gases de proteção	27
Figura 4 - Variação da taxa de fusão com o aumento da corrente para o arame tubular E71T-1 em função da proteção gasosa	28
Figura 5 - Forças atuantes na gota de metal líquido. Primeira etapa (a): formação e crescimento e segunda etapa (b): projeção da gota	31
Figura 6 - Modos de Transferência metálica no processo GMAW	32
Figura 7 - Relação dos modos de Transferência naturais na soldagem GMAW com a intensidade da corrente e tensão de soldagem.....	33
Figura 8 - Caracterização da transferência metálica do processo FCAW segundo Alinezhad Kordi (2016).....	34
Figura 9 - Ilustração dos modos de transferência metálica do processo FCAW caracterizados por Alinezhad Kordi (2016)	34
Figura 10 - Coluna de fluxo projetada entre o arame eletrodo e a poça de fusão.....	38
Figura 11 - Seção transversal de um cordão de solda com seus respectivos parâmetros geométricos.....	39
Figura 12 - Taxa de fusão para os processos GMAW e FCAW: (a) 120 A e Ar+25%CO ₂ ; (b) 160 A e Ar+25%CO ₂ ; (c) 120 A e CO ₂ puro e (d) 160A e CO ₂ puro	41
Figura 13 - Taxa de deposição para os processos GMAW e FCAW: (a) 120 A e Ar+25%CO ₂ ; (b) 160 A e Ar+25%CO ₂ ; (c) 120 A e CO ₂ puro e (d) 160 A e CO ₂ puro	42
Figura 14 - Comparação do rendimento de deposição entre os processos GMAW e FCAW com proteção gasosa de (A) CO ₂ e (B) Ar+25%CO ₂	43
Figura 15 - Reforço dos cordões de solda para os processos GMAW e FCAW: (a) 120 A e Ar+25%CO ₂ ; (b) 160 A e Ar+25%CO ₂ ; (c) 120 A e CO ₂ puro; (d) 160 A e CO ₂ puro	47

Figura 16 - Representação da faixa de trabalho para o arame maciço AWS ER70S-6 (DBCP 12 mm) e do arame tubular AWS E71T-1 (DBCP 20 mm): (A) Proteção gasosa CO ₂ puro; (B) Proteção gasosa Ar+25%CO ₂	48
Figura 17 - Velocidade de fusão (w) do arame tubular básico em função da corrente de soldagem (I) para diferentes comprimentos energizados (S) do eletrodo	49
Figura 18 - Relação entre corrente eficaz e taxa de fusão para o modo de transferência por curto-circuito.....	54
Figura 19 - Relação entre corrente eficaz e taxa de fusão para o modo de transferência goticular.....	55
Figura 20 - Relação entre a velocidade de alimentação e corrente de soldagem (I= Extensão energizada do arame; \varnothing = diâmetro do arame)	56
Figura 21 - Seção transversal dos arames tubulares: (A) básico e 1,2 mm, (B) básico e 1,6 mm, (C) rutilico e 1,2 mm e (D) rutilico e 1,6 mm.....	58
Figura 22 - Organograma do trabalho	60
Figura 23 - Bancada de ensaios composta por (A) uma fonte de soldagem, (B) sistema de alimentação de arame, (C) tocha FCAW, (D) robô de soldagem, (E) circuito de gases, (F) sistema de aquisição de dados e (G) sistema de refrigeração da tocha ..	61
Figura 24 - Procedimento de medição das características geométricas do cordão ..	65
Figura 25 - Mapas de transferência metálica para os arames com 1,2 mm de diâmetro	69
Figura 26 - Mapas de transferência metálica para os arames com 1,6 mm de diâmetro	70
Figura 27 - Mapas de transferência metálica 3D para os arames com 1,2 mm de diâmetro	71
Figura 28 - Mapas de transferência metálica 3D para os arames com 1,6 mm de diâmetro	72
Figura 29 - Percentual de variação da densidade de corrente elétrica dado o aumento no diâmetro do arame	77
Figura 30 - Parâmetros de soldagem que promovem a intersecção de um mesmo modo de transferência metálica entre as condições avaliadas — arames rutilico e básico; diâmetros de 1,2 mm e 1,6 mm; e gases de proteção Ar+25% CO ₂ e CO ₂ puro	78
Figura 31 - Cordões de solda resultantes dos ensaios com arames com diâmetro de 1,2 mm - antes do processo de escovação	80

Figura 32 - Cordões de solda resultantes dos ensaios com arames com diâmetro de 1,6 mm - antes do processo de escovação	81
Figura 33 - Cordões de solda obtidos com arame rutílico com 1,6 mm de diâmetro e gás de proteção Ar+25% CO ₂ nas vazões de 18 e 25 L/min	83
Figura 34 - Comportamento da densidade de corrente nos arames em função da velocidade de alimentação de arame	86
Figura 35 - Comportamento dos desvios-padrão da corrente elétrica em função da velocidade de alimentação de arame	87
Figura 36 - Comportamento do Coeficiente de variação da corrente em função da velocidade de alimentação de arame	90
Figura 37 - Oscilogramas dos sinais elétricos dos ensaios com arames com diâmetro de 1,2 mm: (A) Rutílico e Ar+25%CO ₂ , (B) Rutílico e CO ₂ , (C) Básico e Ar+25%CO ₂ e (D) Básico e CO ₂	91
Figura 38 - Oscilogramas dos sinais elétricos de ensaios com arames com diâmetro de 1,6 mm: (A) Rutílico e Ar+25%CO ₂ , (B) Rutílico e CO ₂ , (C) Básico e Ar+25%CO ₂ e (D) Básico e CO ₂	92
Figura 39 - Função de Densidade de Probabilidade para os ensaios realizados com velocidade de alimentação de arame de 6 m/min	93
Figura 40 - Função de Densidade de Probabilidade para os ensaios realizados com velocidade de alimentação de arame de 8 m/min	94
Figura 41 - Função de Densidade de Probabilidade para os ensaios realizados com velocidade de alimentação de arame de 10 m/min	94
Figura 42 - Relação entre o gás de proteção e o Cv	97
Figura 43 - Influência da interação entre o gás de proteção e o tipo de arame no Cv	98
Figura 44 - Macrografia da seção 1 dos cordões de solda obtidos	99
Figura 45 - Macrografia da seção 2 dos cordões de solda obtidos	100
Figura 46 - Comportamento da energia de soldagem por unidade de comprimento em função da velocidade de alimentação de arame	103
Figura 47 - Valores de largura dos cordões de solda obtidos	106
Figura 48 - Valores de (A) penetração e (B) reforço dos cordões de solda obtidos	107
Figura 49 - Valores de área penetrada dos cordões de solda obtidos	108
Figura 50 - Valores de diluição dos cordões de solda obtidos	109
Figura 51 - Relação entre o diâmetro de arame e Ap	113

Figura 52 - Relação entre o gás de proteção e a diluição	114
Figura 53 - Relação entre o tipo de arame e I_c	115
Figura 54 - Influência da interação entre a velocidade de alimentação de arame e o diâmetro de arame no (A) reforço, na (B) largura e na (C) convexidade.....	116
Figura 55 - Taxas de (A) fusão e (B) deposição das condições de ensaio	121
Figura 56 - Rendimento de deposição dos ensaios realizados	123
Figura 57 - Peso depositado (A) e peso teórico (B) dos cordões	125
Figura 58 - Percentual de perda de material depositado.....	126
Figura 59 - Cordões de solda após limpeza mecânica com escova de aço (diâmetro de 1,2mm).....	128
Figura 60 - Cordões de solda após limpeza mecânica com escova de aço (diâmetro de 1,6mm).....	129
Figura 61 - Cordões de solda após retirada dos respingos (diâmetro de 1,2mm)...	131
Figura 62 - Cordões de solda após retirada dos respingos (diâmetro de 1,6mm)...	132
Figura 63 - Relação entre o tipo de arame e a massa de cordão depositado	134
Figura 64 - Relação entre o gás de proteção e a massa de cordão depositado	135
Figura 65 - Relação entre o diâmetro do arame e a taxa de fusão	136
Figura 66 - Influência da interação entre a velocidade de alimentação de arame e o diâmetro de arame na taxa de deposição	137
Figura 67 - Relação entre o gás de proteção e o rendimento de deposição	138
Figura 68 - Relação entre o gás de proteção e o desvio percentual de massa do cordão depositado.....	138
Figura 69 - Relação entre o tipo de arame e o desvio percentual de massa do cordão depositado.....	139

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Valores dos coeficientes da equação de velocidade de fusão para arame-eletrodo maciço	52
Tabela 2 - Valores dos coeficientes da equação de velocidade de fusão para arames tubulares com 1,2 mm de diâmetro	53
Tabela 3 - Composição química do aço SA-516M Gr70	57
Tabela 4 - Composição química dos arames-eletrodo E71T-1 (rutílico) e E71T-5 (básico).....	57
Tabela 5 - Características geométricas dos arames tubulares.....	59
Tabela 6 - Intervalos de tolerância de diâmetros para arames tubulares	59
Tabela 7 - Número de combinações típicas para cada modo de transferência obtido	73
Tabela 8 - Velocidades de soldagem para cada combinação de arame	79
Tabela 9 - Valores dos coeficientes relacionados à corrente de soldagem.....	84
Tabela 10 - Resultados da ANOVA: estatísticas correspondentes aos fatores e interações relacionados ao Cv.....	96
Tabela 11 - Características geométricas dos cordões	104
Tabela 12 - Resultados da ANOVA: valores de p-value correspondentes aos fatores e interações relacionados às características geométricas.....	112
Tabela 13 - Resultados da ANOVA: estatísticas F-value correspondentes aos fatores e interações relacionados às características geométricas.....	112
Tabela 14 - Características de deposição dos ensaios	119
Tabela 15 - Resultados da ANOVA: estatísticas p-value correspondentes aos fatores e interações relacionados às características de deposição.....	133
Tabela 16 - Resultados da ANOVA: estatísticas F-value correspondentes aos fatores e interações relacionados às características de deposição.....	133

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

A - Ampere

A_d - Área depositada do cordão de solda

A_m - Área metálica do arame-eletrodo

ANOVA - *Analysis of Variance*

A_p - Área penetrada do cordão de solda

Ar - Argônio

A_t - Área total do arame tubular

AWS - *American Welding Society*

$CaCO_3$ - Carbonato de cálcio

CaO - Óxido de cálcio

CaF_2 - Fluoreto de cálcio

CC - Modo de transferência por curto-circuito

CC+ - Corrente contínua e eletrodo conectado ao polo positivo

CO - Monóxido de carbono

CO_2 - Dióxido de carbono

C_v - Coeficiente de variação da corrente

D - Diluição

DBCP - Distância entre o bico de contato e a peça

d_e - Diâmetro externo do arame tubular

d_i - Diâmetro interno do arame tubular

E - Energia de soldagem

EDK - Estimativa de Densidade por Kernel

FCAW - *Flux Cored Arc Welding*

FCAW-G - *Flux Cored Arc Welding: Gas Shielded*

FCAW-S - *Flux Cored Arc Welding: Self Shielded*

F_d - Forças de arraste do plasma

F_e - Forças eletromagnéticas

F_g - Força gravitacional

F_q - Força devido às reações químicas no interior da gota

F_{te} - Força devido às tensões superficiais metal/escória

F_{tm} - Força devido às tensões superficiais metal/gota

F_v - Força devido à evaporação metálica

GMAW - *Gas Metal Arc Welding*

h - Parâmetro de largura de banda da EDK

I - Corrente de soldagem

I_c - Índice de convexidade

I_m - Corrente média

I_{RMS} - Corrente eficaz

IQR - *Interquartile Range* (Intervalo interquartil das amostras)

J - Densidade de corrente

k_A - Tensão anódica efetiva de aquecimento

K_g - Função Kernel Gaussiano

K_v - Constante de deposição

L - Largura do cordão

L_a - Comprimento do arco elétrico

L_e - Comprimento energizado do arame eletrodo

LTS - Laboratório de Tecnologia da Soldagem

MgO - Óxido de magnésio

M_f - Massa final do corpo de prova

M_i - Massa inicial do corpo de prova

O - Oxigênio atômico

O₂ - Oxigênio molecular

P - Penetração máxima

P_c - Peso do cordão de solda depositado

P_t - Peso do cordão de solda teórico

R - Altura do reforço

S - Enxofre

SAP - Sistema de aquisição de dados para soldagem

SAW - *Submerged Arc Welding*

SMAW - *Shielded Metal Arc Welding*

SiO₂ - Dióxido de silício

T_a - Tempo de arco aberto

T_D - Taxa de deposição

TiO₂ - Dióxido de titânio

T_F - Taxa de fusão

TR - Modo de transferência transitório

U - Tensão do arco elétrico

UFSC - Universidade Federal de Santa Catarina

V - Volts

V_a - Velocidade de alimentação de arame

VL - Modo de transferência por voo livre

V_s - Velocidade de soldagem

α - Constante relacionada à contribuição do arco para a fusão do eletrodo

β - Constante relacionada ao Efeito Joule para a fusão do eletrodo

γ - Tensão superficial do metal líquido

η_D - Rendimento de deposição

θ - Ângulo de molhabilidade

π - Constante pi

R_e : Resistência elétrica do arame-eletrodo

ρ : Massa específica do material

ρ_e : Resistividade do arame-eletrodo

ρ_t - Densidade total volumétrica do arame tubular

σ_I - Desvio-padrão da corrente

\varnothing - Diâmetro do arame-eletrodo

ω : Velocidade de fusão do arame-eletrodo

Ω - Grandeza ohm

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	16
1.1	OBJETIVOS	17
1.1.1	Objetivo geral	17
1.1.2	Objetivos específicos	18
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	19
2.1	PROCESSO DE SOLDAGEM FCAW	19
2.1.1	Tipos de fluxo	20
2.1.2	Gases de proteção	23
2.1.3	Transferência Metálica	30
2.2	FORMAÇÃO DO CORDÃO DE SOLDA	39
2.2.1	Características morfológicas do cordão de solda e aspectos produtivos 39	
2.2.2	Efeito dos parâmetros de soldagem sobre a morfologia do cordão de solda 43	
2.2.2.1	<i>Corrente de soldagem e velocidade de alimentação</i>	44
2.2.2.2	<i>Tensão e comprimento de arco</i>	46
2.2.2.3	<i>Extensão Livre do Eletrodo (Stick-out)</i>	48
2.2.3	Influência do diâmetro do arame eletrodo na morfologia do cordão ...	50
3	MATERIAIS E MÉTODOS	57
3.1	MATERIAIS E EQUIPAMENTOS.....	57
3.2	METODOLOGIA	59
3.2.1	Montagem da bancada de ensaios	60
3.2.2	Ensaio de soldagem	61
3.2.3	Avaliação da estabilidade do processo	63
3.2.4	Avaliação das características morfológicas dos cordões	65
3.2.5	Avaliação das características de deposição	66
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	68
4.1.1	Ensaio de soldagem	68
4.1.2	Avaliação da estabilidade do processo	83
4.1.3	Avaliação das características morfológicas dos cordões	98
4.1.4	Avaliação das características de deposição	118
5	CONCLUSÕES	139

6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	144
	REFERÊNCIAS	146

1 INTRODUÇÃO

Devido ao intenso desenvolvimento tecnológico industrial dos últimos anos, empresas do setor de fabricação metal mecânica estão cada vez mais ampliando seus investimentos em novas estratégias de produção para se manterem competitivas no mercado. Esforços empenhados para reduções de custos são desafios enfrentados diariamente pelos engenheiros deste setor, os quais visam a otimização de processos e materiais utilizados na fabricação de seus produtos. Sendo assim, desenvolvimentos aplicados em automação dos processos de fabricação visando a redução dos tempos de produção ou reduzindo custos de operação das linhas de manufatura se tornam requisitos fundamentais para que estas empresas possam obter vantagens financeiras em relação às empresas concorrentes.

Processos de soldagem robustos que possibilitam maior produtividade na fabricação de componentes soldados são amplamente explorados por tais empresas. Os custos diretos de produção envolvidos em processos de soldagem estão relacionados aos consumíveis (gases, arames, fluxos) e ao tempo de soldagem dos componentes, além dos investimentos em maquinários que depreciam ao longo do tempo. Logo, torna-se fundamental o desenvolvimento do aperfeiçoamento de processos de soldagem visando menores custos de consumíveis aliados a qualidade do cordão de solda.

Como requisitos de fabricação, alguns setores exigem rigorosos controles dimensionais para os cordões de solda realizados. Este controle é requerido devido a necessidade de se produzir cordões de solda que garantam a integridade da estrutura soldada quando submetida a solicitações mecânicas. Ademais, a morfologia do cordão de solda tem grande influência nas concentrações de tensão ao longo de sua seção transversal, como no caso de produtos soldados submetidos à elevadas pressões de trabalho. Nestas, objetiva-se a obtenção de cordões com alto grau de molhabilidade aliado a uma elevada penetração. Neste contexto, a soldagem com arame tubular FCAW (*Flux Cored Arc Welding*) é amplamente utilizada na indústria devido às suas características que permitem a obtenção de cordões de solda de elevada qualidade aliada a uma relativa alta produtividade.

Por se tratar de um processo que permite um alto nível de automação, o processo de soldagem FCAW é facilmente integrado à robôs com o intuito de aumentar a eficiência de produção, uma vez que não são aplicadas concessões de

paradas aos mesmos, como ocorre com trabalhos realizados por seres humanos. Além disso, o processo de soldagem FCAW ainda possui uma maior taxa de deposição quando comparado ao processo de soldagem GMAW (*Gas Metal Arc Welding*), o qual concorre diretamente com este processo. Este efeito é originado do fato de que o arame tubular possui uma maior densidade de corrente, para um mesmo diâmetro de arame, resultando em uma maior capacidade de fusão do arame-eletrodo em um mesmo período de tempo.

Embora muitas empresas optem pela utilização do processo de soldagem FCAW em seus meios produtivos dadas as características citadas anteriormente, pouco se conhece acerca da influência do diâmetro do arame-eletrodo e sua composição em relação à morfologia dos cordões de solda e aos aspectos relacionados à capacidade produtiva deste processo, bem como a influência destes parâmetros em uma mesma base de comparação que permita avaliar uma possível correlação entre os mesmos.

A compreensão do desempenho de tais parâmetros é de grande importância não apenas para a indústria, que pode obter benefícios financeiros ao adquirir os consumíveis mais adequados para sua aplicação, mas também para a academia, no sentido de se obter um melhor entendimento a respeito do comportamento destas variáveis.

1.1 OBJETIVOS

1.1.1 Objetivo geral

Tendo em vista o potencial uso do processo de soldagem FCAW na fabricação de componentes de alto volume de produção e que exigem requisitos de qualidade dimensional, o presente trabalho tem por objetivo principal investigar a influência de diferentes parâmetros do processo de soldagem FCAW (diâmetros e composição de arame-eletrodo e gases de proteção) no tocante à morfologia dos cordões de solda produzidos e a capacidade de deposição do processo, visando obter uma melhor compreensão acerca do comportamento do processo.

1.1.2 Objetivos específicos

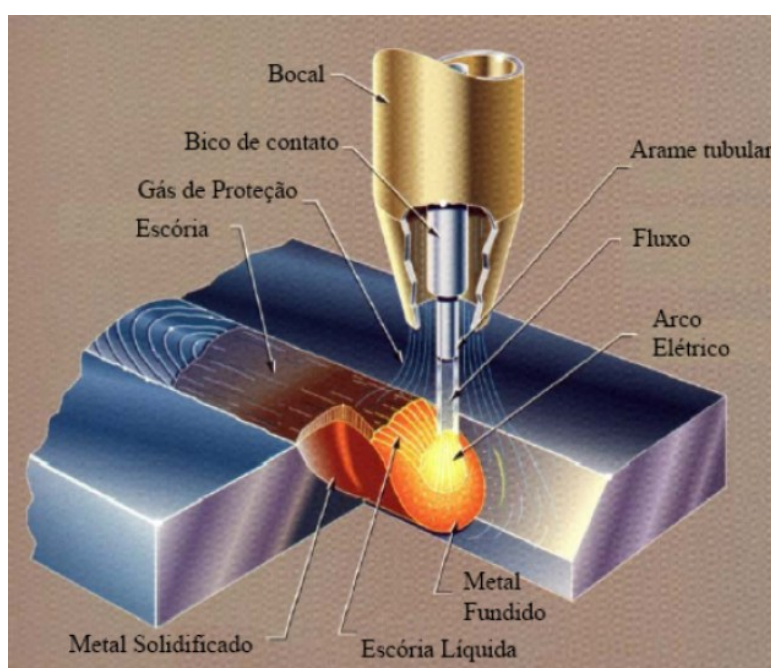
- Identificar os modos de transferência metálica associados a cada combinação de composição e diâmetro do arame-eletrodo e gás de proteção.
- Caracterizar a influência da composição e diâmetro do arame-eletrodo e gás de proteção na estabilidade do processo.
- Caracterizar a influência da composição e diâmetro do arame-eletrodo e gás de proteção na morfologia dos cordões de solda.
- Investigar as características de deposição dos cordões de solda em relação ao diâmetro e composição do arame-eletrodo e gás de proteção.
- Compilar e sintetizar as informações obtidas de modo a avaliar o grau de influência da relação entre a composição e diâmetro do arame-eletrodo e gás de proteção com respeito à morfologia e capacidade produtiva do processo.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 PROCESSO DE SOLDAGEM FCAW

A soldagem com arame tubular produz a união de metais através de um arco elétrico estabelecido entre o arame-eletrodo, alimentado de forma contínua, e a peça de trabalho. Os arames utilizados neste processo são constituídos por uma fita metálica enrolada na forma de uma bobina com um pó fusível contido no interior do mesmo com formulações específicas, denominado fluxo, o qual possui a função de proteger a poça fundida durante a soldagem (SANTOS, 2010). Este fluxo é composto por materiais inorgânicos e metálicos que, ao serem aquecidos pelo arco elétrico, se dissociam para a formação de gases protetores e escória. Além da proteção, tais fluxos também podem ter outras funções, como desoxidar e refinar o metal de solda, adicionar elementos de liga à solda e fornecer elementos químicos que estabilizem o arco (STARLING *et al.*, 2003). A escória formada resultante da queima do fluxo, auxilia na proteção do metal fundido durante sua solidificação, assim como nos processos de soldagem com eletrodo revestido (SMAW - *Shielded Metal Arc Welding*) e arco submerso (SAW - *Submerged Arc Welding*). Na Figura 1 é possível observar uma visão geral do processo de soldagem com arame tubular.

Figura 1 - Visão geral da soldagem com arame tubular



Fonte: Cooper Ordóñez (2004) apud Santos (2010).

Como a quantidade de fluxo armazenada no interior do arame é restrita, uma proteção gasosa pode ser suplementada caso a proteção proveniente do fluxo de soldagem não seja suficiente para atender aos requisitos de qualidade do cordão de solda na aplicação desejada. Deste modo, o processo de soldagem com arame tubular possui duas variações: o auto protegido (FCAW-S - *Flux Cored Arc Welding – Self Shielded*), no qual toda a proteção é feita pelo fluxo contido no interior do eletrodo, não necessitando de uma proteção gasosa adicional e o processo com proteção gasosa (FCAW-G - *Flux Cored Arc Welding – Gas Shielded*). Neste último, as funções de ionização da atmosfera e proteção de arco são realizadas, também, por um gás (inerte, ativo ou uma mistura destes) introduzido externamente (SANTOS, 2010).

2.1.1 Tipos de fluxo

Os arames tubulares são classificados de acordo com a natureza do fluxo presente no seu interior, de forma que o emprego deste decorre das características de cada soldagem em particular. Os componentes do fluxo são selecionados de forma criteriosa, considerando sua função específica no processo de soldagem, influenciando diretamente na transferência metálica, além das características de formação e solidificação da poça de fusão (FAGUNDES JUNIOR *et al.*, 2020). Os elementos que compõem o fluxo são, basicamente, agentes desoxidantes, formadores de escória e estabilizadores de arco, podendo também atuar na redução do número de respingos e controlar as características de fusão do eletrodo (RODRIGUES, 2005).

O fluxo desempenha papel essencial na soldagem ao formar uma camada de escória sobre o metal fundido, protegendo-o da contaminação por oxigênio e nitrogênio atmosféricos. Com baixa condutividade térmica, essa escória contribui para a retenção de calor na poça de fusão, aumentando a eficiência do processo (COETSEE e DE BRUIN, 2023). Para que essa proteção seja eficaz, é desejável que o fluxo apresente temperatura de fusão superior à do metal depositado, permitindo que este se solidifique antes da escória gerada, a qual, por sua vez, deve possuir densidade inferior ao metal líquido para permanecer na superfície e facilitar sua remoção após a solidificação.

Olson (1986) afirma que a viscosidade é uma das principais propriedades de um fluxo de soldagem, de modo que ela exerce influência significativa, afetando a formação de poros e a morfologia do cordão. Neste contexto, o fluxo deve apresentar fluidez suficiente para permitir a liberação de gases e a dissolução de inclusões, mas também viscosidade adequada para sustentar a poça de fusão, evitar escorrimento e manter cobertura uniforme, prevenindo falhas como a sobreposição pelo metal depositado (NATALIE e OLSON, 1986). Em fluxos à base de silicato de manganês, quando a viscosidade a 1450 °C excede 7 Poise, observa-se aumento significativo da suscetibilidade à porosidade superficial (OLSON e INDACOCHEA, 1981). Este fenômeno está associado à presença de óxidos facilmente redutíveis, cuja reação com o carbono gera monóxido de carbono (CO). Em fluxos muito viscosos, o CO formado não consegue escapar, ficando retido na interface metal líquido-fluxo, o que contribui com o surgimento de descontinuidades superficiais. Como a viscosidade decresce com a temperatura, a porosidade pode indicar aporte térmico insuficiente, seja por uma corrente elétrica insuficiente ou uma elevada velocidade de soldagem. Ademais, a viscosidade também impacta na geometria do cordão: escórias mais viscosas restringem o escorrimento do metal líquido durante a solidificação do cordão, concentrando o fluxo de calor e favorecendo uma maior penetração (OLSON, 1983).

Comercialmente são encontrados dois tipos arame para soldagem FCAW: rútilico e básico. A distinção entre estes tipos de fluxo está diretamente relacionada à basicidade da escória gerada e ao seu potencial de oxidação. Fluxos rútilicos, compostos majoritariamente por dióxido de titânio (TiO_2) e sílica (SiO_2), originam escórias de caráter ácido, criando um ambiente oxidante na poça de fusão que favorece a incorporação de oxigênio ao metal (ZHANG *et al.*, 2023). O efeito desta oxidação controlada na interface com o metal líquido auxilia na regeneração das camadas de óxido consumidas pelo arco, de modo a aumentar a estabilidade do processo, uma vez que tais camadas de óxido facilitam a emissão de elétrons pelo cátodo, através do efeito de campo (MODENESI, 2009). Em consonância, Patchett (1974) demonstrou que a estabilidade do arco influencia diretamente a penetração: quanto maior a estabilidade, menor o deslocamento lateral do ponto catódico sobre a superfície, concentrando o fluxo de calor e elevando a penetração. Assim, a oxidação controlada não apenas contribui com um aumento na estabilidade do arco, como também para uma maior penetração do cordão. O TiO_2 permite controlar a temperatura de fusão e a viscosidade da escória, uma vez que este componente se

solidifica em elevadas temperaturas. Desta forma, é possível a fabricação de eletrodos com escória consistente para a soldagem na posição vertical, ou escórias fluidas para a soldagem na posição plana em altas velocidades, além de favorecer a transferência globular devido à sua fluidez (GOMES, 2006).

Em contrapartida, fluxos do tipo básico normalmente apresentam elevada concentração de óxidos e fluoretos, tais como o CaO (óxido de cálcio), MgO (óxido de manganês) e CaF₂ (fluoreto de cálcio), segundo o modelo proposto por Tuliani *et al.* (1969), conferindo à escória um elevado índice de basicidade e promovendo um ambiente redutor ou de baixo potencial de oxigênio. Essa característica favorece a desoxidação do metal líquido e reduz os teores de oxigênio e hidrogênio dissolvidos, melhorando as propriedades mecânicas da junta solda (SHAO *et al.*, 2022), porém resultando em uma escória mais viscosa e de solidificação mais rápida (HOLLY *et al.*, 2019). Segundo Schwemmer *et al.* (1979), escórias líquidas de maior viscosidade limitam a molhabilidade e o escoamento lateral do banho metálico, reduzindo o espalhamento do cordão. Com a área efetiva de transferência de calor mais estreita, o aporte térmico concentra-se por unidade de área, intensificando o fluxo de calor para o substrato e, conseqüentemente, favorecendo maior penetração.

Segundo Bang *et al.* (2010), os fluoretos, oriundos de arames com formulação básica, dissociam-se no arco elétrico para produzir flúor, o qual reduz a pressão parcial do hidrogênio no arco, além de reagir com tal elemento para formar o fluoreto de hidrogênio, o qual é insolúvel na poça de fusão. Desta forma, o teor de hidrogênio é reduzido no metal de solda. Devido à sua natureza altamente higroscópica, estes consumíveis requerem cuidados rigorosos de armazenamento, uma vez que sua capacidade de absorver umidade pode comprometer suas propriedades físico-químicas antes mesmo da aplicação, prejudicando o desempenho na soldagem.

Segundo Melton *et al.* (1992), os arames de caráter básico tendem a gerar cordões de solda mais convexos, com arco menos estável e maior ocorrência de respingos, quando comparados aos arames rútilicos. Além disso, Castro (2015) afirma que, no estado líquido, a escória básica não garante sustentação adequada para conter a poça de fusão, fato que inviabiliza sua aplicação em soldagens fora da posição.

Bauné *et al.* (2001) constataram que, em uma mesma velocidade de alimentação de arame de, aproximadamente, 9,6m/min (arames com 1,2mm de

diâmetro, gás de proteção CO₂ e uma faixa de corrente entre 270 e 290A), o arame tubular rutilico possui uma maior taxa de transferência metálica quando comparado ao arame tubular básico (19,4ms para o rutilico e 44,2ms para o básico), bem como possui gotas com menores diâmetros (2,03mm para o rutilico e 2,68 para o básico). Tal fato resultou em menores ocorrências de respingo para a soldagem com arame tubular rutilico, visto o menor volume de metal fundido transferido através do arco elétrico. Além disso, os autores também observaram que o desvio-padrão do período do ciclo de transferência do arame rutilico foi menor (17,7% para o rutilico e 32,8% para o básico), sugerindo uma maior estabilidade operacional utilizando o arame rutilico.

Vaz *et al.* (2017) desenvolveram e avaliaram um arame tubular com fluxo de caráter celulósico com adição de polímeros. Segundo os autores, a elevada quantidade de material orgânico neste tipo de fluxo proporciona elevado volume de gás de proteção em função da decomposição da celulose e uma elevada penetração, visto o forte jato de plasma. Com o intuito de minimizar os aspectos negativos associados ao forte arco resultante da queima da celulose, os autores avaliaram a inclusão de diferentes quantidades de polímero na formulação do fluxo (0, 7 e 15%). Os ensaios foram conduzidos utilizando o processo auto protegido, com uma intensidade de corrente de 190A, 25V de tensão e uma distância de 25mm entre o bico de contato e a peça. A média do diâmetro dos arames produzidos foi próxima de 2,20mm. Os autores verificaram que um percentual de 15% de polímero na formulação do fluxo refletiu em uma diminuição em torno de 25% no número de ocorrências de curtos-circuitos rápidos em relação às outras formulações, indicando maior estabilidade do processo. Contudo, diferentemente dos arames tubulares básico e rutilico, o arame tubular celulósico não está disponível comercialmente.

2.1.2 Gases de proteção

Conforme visto na seção 2.1, no processo FCAW é possível acrescentar uma proteção gasosa adicional, de modo que tal gás pode ser inerte, ativo ou uma mistura destes. De acordo sua natureza e composição, tais gases podem exercer influência sobre as características do arco, a transferência metálica, a estabilidade do processo, a morfologia do cordão, bem como nas propriedades mecânicas e características metalúrgicas da união soldada (SCOTTI e PONOMAREV, 2008).

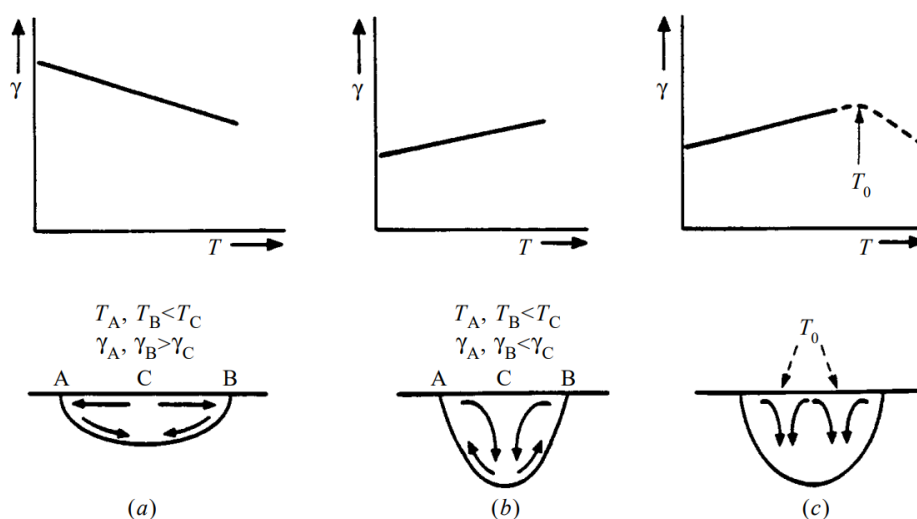
Devido ao seu relativo baixo custo de produção, obtido a partir de reações químicas, como a combustão, o CO₂ é amplamente utilizado para a proteção durante o processo de soldagem FCAW.

De acordo com Scotti e Ponomarev (2008), uma das principais características do dióxido de carbono (CO₂) como gás de proteção é sua capacidade de proporcionar elevada penetração no cordão de solda. Esse comportamento decorre, em parte, da alta condutividade térmica do CO₂, que intensifica a transferência de calor para o material base e promove um arco elétrico mais constricto. Esta constrição do arco ocasiona uma maior pressão do mesmo sobre a poça de fusão, de modo a promover uma influência significativa na morfologia do cordão, resultando em um aumento da penetração e uma redução da largura do mesmo (SALES, 2002). Além disso, o caráter molecular do CO₂ implica sua dissociação endotérmica em temperaturas elevadas típicas do arco elétrico. Nesse processo, as moléculas se decompõem em monóxido de carbono (CO) e oxigênio atômico (O), o que consome parte considerável da energia térmica do plasma (LANCASTER, 1986; KOU, 2003). Em geral, para uma mesma corrente elétrica, arcos operando em CO₂ puro tendem a requerer tensões ligeiramente superiores às observadas em misturas com argônio (Ar), em função da menor condutividade elétrica do plasma e dos processos de excitação e dissociação do gás, que demandam maior energia para a manutenção do arco. (PRAXAIR, 2004; CARY e HELZER, 2005). Ainda, por apresentar um potencial de ionização mais elevado do que o argônio, o CO₂ requer mais energia para iniciar e sustentar o plasma condutor, o que também contribui para o aumento da tensão durante a soldagem (MADSEN *et al.*, 2000). Essa combinação de fatores — constrição de arco e maior energia envolvida no processo— favorece uma maior penetração no cordão de solda.

Além dos fatores já discutidos, o oxigênio disponibilizado pela dissociação endotérmica do CO₂ no arco atua como elemento tensoativo na poça. Sua adsorção à interface metal–gás altera a tensão superficial no metal líquido (γ) e, sobretudo, o coeficiente térmico ($d\gamma/dT$), que determina a direção e a intensidade das forças termocapilares (Marangoni) responsáveis pelo escoamento superficial (ISHIZAKI *et al.*, 1965; HEIPLE e ROPER, 1982). Diante do elevado gradiente térmico na superfície da poça (na ordem de 500 K/mm), estabelece-se uma tensão de cisalhamento que impulsiona o fluxo das regiões de menor γ para as de maior γ . Para aços com baixos teores de oxigênio (O) e enxofre (S), γ decresce com a temperatura ($d\gamma/dT < 0$); a borda mais fria apresenta γ maior que o centro, induzindo escoamento do centro para

as bordas e cordões largos e rasos, como pode ser visto na Figura 2 (a) (MILLS *et al.*, 1998). Quando S ou O ultrapassam um limiar típico (entre 50 e 60 ppm), $d\gamma/dT$ pode tornar-se positivo, invertendo o sentido do escoamento termocapilar: o fluxo passa a dirigir-se das regiões de maior γ para as de menor γ — isto é, das bordas para o centro da poça de fusão —, resultando em cordões mais estreitos e profundos, como mostrado na Figura 2 (b) (HEIPLE e ROPER, 1982). Além disso, sistemas com $d\gamma/dT > 0$ podem apresentar máximo de γ em certa faixa térmica, gerando padrões de fluxo compostos, com zonas anulares de recirculação, conforme exemplificado na Figura 2 (c) (KEENE *et al.*, 1982).

Figura 2 - Diagrama esquemático ilustrando a teoria de Heiple-Roper para a penetração de cordões de solda



Fonte: Heiple e Roper (1982) apud Mills *et al.* (1998)

No momento da dissociação do dióxido de carbono devido ao seu aquecimento, o oxigênio atômico liberado irá reagir quimicamente com o metal de solda, de modo a contribuir em um aumento do potencial de oxidação, o qual varia conforme a quantidade volumétrica inserida deste gás. Assim como descrito na Seção 2.1.1, esta oxidação controlada em uma atmosfera de proteção gasosa também contribui na regeneração das camadas de óxido consumidas pelo arco, facilitando a emissão de elétrons pelo efeito de campo. Embora o potencial de oxidação do gás CO_2 favoreça a estabilidade da raiz do arco, Moyer (2002) afirma que tal gás induz uma força contrária ao destacamento da gota, originada devido à redução da interface arco-gota, resultante da constrição do arco. Desta forma, segundo Baixo e Dutra (1989), o efeito da constrição do arco somado à natureza oxidante da atmosfera

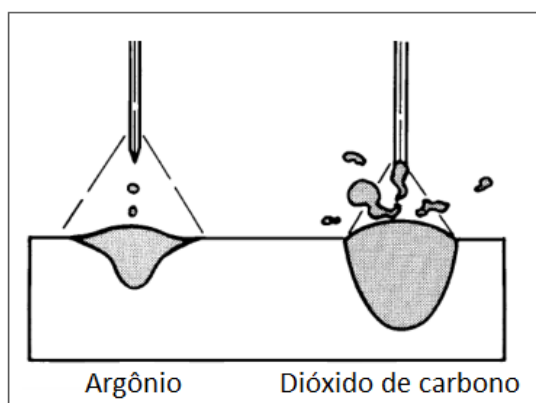
promove um desequilíbrio das forças eletromagnéticas atuantes na gota durante sua fase de crescimento e o aparecimento de forças repulsivas, originadas da vaporização de óxidos, que conduzem a gota em movimento oscilatório. Estes autores indicam que tal fenômeno induz a uma geração elevada de respingos, bem como uma formação irregular da superfície do cordão de solda. Além disso, tais forças repulsivas dificultam a soldagem no modo de transferência goticular, fato que impede que este modo de transferência seja obtido em soldagens que utilizam CO₂ puro como gás de proteção.

Devido à sua natureza inerte, o argônio (Ar) não oxida e não possui nenhum efeito na composição química do metal de solda. Dillenbeck e Castagno (1987) afirmam que, dentre os gases de proteção utilizados em processos de soldagem, além de o Argônio possuir maior disponibilidade no mercado, este gás é um dos mais utilizados. Isto se deve ao seu relativo baixo potencial de ionização, de modo que tal gás necessita de uma menor energia para torná-lo condutor de corrente elétrica. Além disso, sua densidade maior que a densidade do ar atmosférico favorece uma maior eficiência de proteção na posição plana. Outro fator que favorece sua ampla aplicação na soldagem é seu relativo baixo custo de obtenção, visto que ele é extraído da atmosfera.

Scotti e Ponomarev (2008) afirmam que o perfil de penetração na solda com aplicação de Ar puro resulta, geralmente, em um perfil do tipo cálice, enquanto a utilização do CO₂ promove um perfil de cordão com maior penetração no centro, como pode ser visto na Figura 3. Segundo os autores, a obtenção desta morfologia está associada ao balanço entre a ação mecânica das gotas sobre a poça de fusão e a forma como o calor é distribuído no metal de base. Quando a contribuição do momento das gotas por unidade de comprimento é elevada (elevadas correntes de soldagem) e se utiliza proteção predominantemente com Ar e baixos teores de O₂ e/ou CO₂, a poça sofre uma ação mais concentrada no eixo do arco, favorecendo perfis de penetração estreitos e profundos, também conhecidos como *finger-shape*. Em contraste, na presença de elementos com elevada condutividade térmica, como o CO₂, a transferência de calor por condução ao metal de base torna-se mais relevante, ampliando a zona de aquecimento e produzindo perfis mais largos e rasos, também descritos como *pan-bottom*. Porém, é importante destacar que a maior parte das afirmações gerais sobre o efeito dos gases na morfologia dos cordões é baseada em estudos com arames maciços e, portanto, não necessariamente se aplica aos arames

tubulares, nos quais o fluxo e a escória adicionam efeitos adicionais sobre o metal fundido.

Figura 3 - Perfis de soldagem com eletrodo consumível utilizando diferentes gases de proteção



Fonte: Adaptado de American Welding Society (2004)

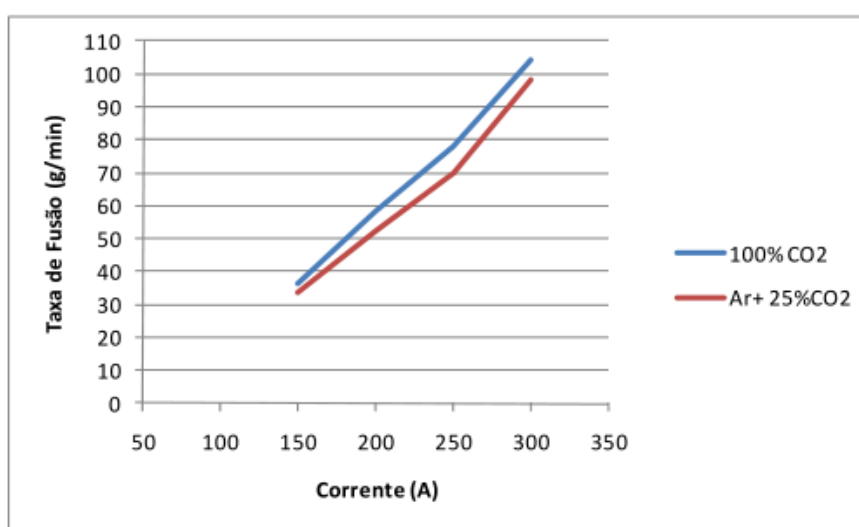
Dado o baixo potencial de oxidação do Argônio, as camadas de óxidos existentes na superfície do metal de base são rapidamente consumidas pelo arco durante o processo de soldagem, causando uma perturbação na estabilidade do arco, quando utilizada a polaridade positiva no arame eletrodo. Neste contexto, misturas gasosas de Ar e um gás com um relativo alto potencial de oxidação visam agregar as vantagens de ambos os gases para contribuir com condições mais favoráveis ao processo de soldagem.

Segundo Scotti e Ponomarev (2008), misturas binárias com Ar e CO₂ são amplamente empregadas nos processos de soldagem de aços baixo carbono, com teor de CO₂ podendo variar entre 3% e 25%. De acordo com a AWS (2004), adições de CO₂ em uma mistura com Ar auxiliam na estabilidade do arco e promovem uma otimização do formato do cordão, de modo a contribuir com uma maior molhabilidade do mesmo. Tal efeito também é relatado por Scotti e Ponomarev (2008), os quais ainda afirmam que a adição de CO₂ contribui em tornar o perfil de penetração mais distribuído, além de aumentar a zona fundida. Além disso, dada a maior densidade do dióxido de carbono em relação ao argônio e ao próprio ar atmosférico, a adição de CO₂ na mistura gasosa tende a favorecer a proteção da poça, visto a maior resistência às correntes de ar em soldagens na posição plana.

Santos (2010), ao comparar a proteção com CO₂ puro e a mistura de Ar+25%CO₂, utilizando o arame tubular do tipo rufílico com 1,2 mm de diâmetro,

verificou que o aumento do teor de CO₂ resultou também em um aumento na taxa de fusão do arame, em uma mesma faixa de corrente, entre 150 e 300 A. A autora afirma que tal efeito pode estar relacionado ao maior aquecimento na região anódica (ponta do arame), visto a natureza molecular deste gás, a qual favorece uma maior transferência de calor para o processo. Os resultados obtidos pela autora podem ser visualizados na Figura 4.

Figura 4 - Variação da taxa de fusão com o aumento da corrente para o arame tubular E71T-1 em função da proteção gasosa



Fonte: Santos (2010)

Ao analisar a morfologia de cordões de solda produzidos com arames tubulares rutilicos com diâmetro de 1,2 mm e correntes de soldagem de 120 e 160 A, Souza (2011) constatou que, nas soldagens realizadas com CO₂ puro houve uma leve tendência de superioridade na penetração em relação à mistura Ar+25%CO₂ ao soldar uma placa de aço carbono ABNT 1020. O autor relata que, por apresentar maior velocidade do jato de plasma e um elevado fluxo de calor transferido à peça, o CO₂ puro promove uma maior movimentação de massa e elevadas pressões na poça de fusão, de modo a contribuir para uma maior penetração do cordão. Já Santos (2010) afirma que, com o aumento do teor de CO₂ na mistura, há também um aumento de fluidez na poça de fusão, possibilitando o uso de velocidades de soldagem mais altas. A autora também pontua que, no processo FCAW, o aumento da concentração de gás inerte (Ar) em uma mistura gasosa resulta em um aumento da eficiência de ação dos desoxidantes que estão no fluxo do arame, visto que o Ar não possui ação oxidante na poça de fusão, diferente do CO₂.

Ao avaliarem as soldagens produzidas com um arame tubular rutilico de 1,2 mm de diâmetro em dois níveis de corrente, 200 e 250 A, Soeiro Junior *et al.* (2015) verificaram uma redução no diâmetro médio das gotas (em torno de 1,9 para 1,65 mm) e um aumento de cerca de 70% na frequência de destacamento das mesmas ao alterarem o gás de proteção de 100%CO₂ para uma mistura Ar+25%CO₂ (ambos com vazão de 15 L/min). Tal fato, segundo os autores, pode estar relacionado a uma redução na força de repulsão que o CO₂ pode induzir.

Starling *et al.* (2009a, 2010) ao estudarem a soldagem FCAW com arames tubulares rutilico (2009a) e básico (2010) observaram que um aumento no teor de CO₂ (100%CO₂ em relação a uma mistura com Ar+25%CO₂) resultou em pequenas variações na corrente média de soldagem e um aumento na tensão média do arco para ambos os arames. Os autores afirmam que este aumento na tensão pode estar relacionado aos efeitos atribuídos à maior condutividade térmica do CO₂ puro, conforme já discutido nesta seção. Os autores também indicam que a flutuação dos valores de corrente média com o aumento do teor de CO₂ sugere uma redução da estabilidade operacional do processo. Além disso, outro fator que também sugere uma maior instabilidade operacional dado o aumento no teor de CO₂ avaliado foi a maior presença de respingos, além da existência de algumas irregularidades superficiais dos cordões realizado. Ao avaliarem a morfologia dos cordões produzidos, os autores notaram que o aumento no teor de CO₂ avaliado resultou em aumentos da largura, penetração máxima, área de penetração e diluição do cordão, além de uma redução na altura do reforço. O comportamento destas características geométricas era esperado devido ao maior calor imposto à peça resultante do maior teor de CO₂ na mistura. A redução da área depositada com o aumento do teor de CO₂ estaria associada, segundo os autores, com a redução do rendimento de deposição observada em tais condições. Os autores relacionam este efeito da diminuição do rendimento de deposição dado o aumento do teor de CO₂ com a redução da estabilidade do processo e maior incidência de respingos, resultado este que coincide com os estudos de Soderstrom e Mendez (2008).

Moreira (2008) afirma que misturas gasosas com elevado nível de oxigênio podem prejudicar a tenacidade ao impacto das juntas soldadas pela formação de inclusões de óxidos no metal de solda, as quais atuam como pontos de concentração de tensão e propagação de trincas. Ainda segundo o autor, caso exista uma quantidade suficiente de oxigênio dissolvido na poça de fusão, este poderá reagir com

o carbono presente no aço, produzindo CO ou CO₂, os quais podem causar porosidade no momento de solidificação do metal líquido.

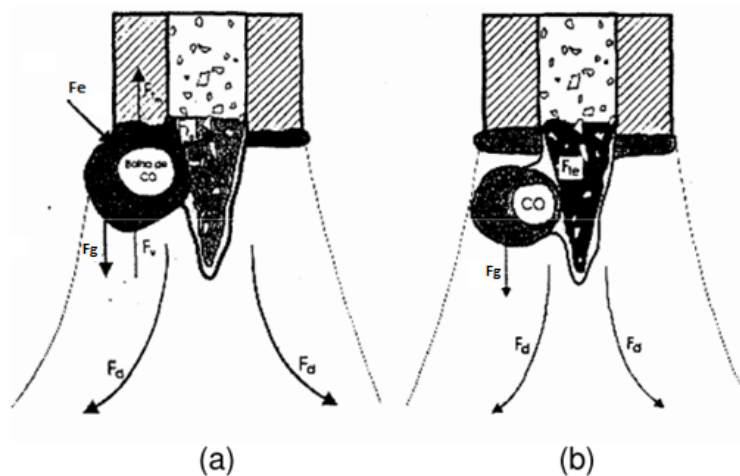
2.1.3 Transferência Metálica

O modo pelo qual o metal fundido é transferido do arame eletrodo para a poça de fusão exerce grande influência sobre os aspectos operacionais da soldagem e no desempenho do processo. Tal fenômeno pode afetar diretamente a estabilidade do processo, a geração de respingos, a capacidade posicional do processo, bem como a qualidade e o aspecto visual do cordão de solda (NORRISH, 1992).

O mecanismo de destacamento da gota de metal fundido na ponta do arame-eletrodo é resultante das forças que governam a transferência metálica. Segundo Scotti e Ponomarev (2008), desde o início de seu crescimento, a gota é submetida à ação de uma série de forças que atuam favorecendo ou não no seu destacamento. Deste modo, quando o somatório das forças de destacamento supera o somatório das forças de retenção, a gota é destacada da ponta do arame-eletrodo, modelo este conhecido como Equilíbrio de Forças Estáticas.

Segundo Soraggi (2004), as forças atuantes na gota de metal líquido durante a transferência metálica, no processo FCAW, são as forças eletromagnéticas (F_e), a força gravitacional (F_g), as forças devido às tensões superficiais metal/gota (F_{tm}) e metal/escória (F_{te}), a força devido às reações químicas responsáveis pela formação das bolhas de gás no interior da gota (F_q), a força devido à evaporação metálica (F_v) e as forças de arraste do plasma (F_d), conforme pode ser visto na Figura 5.

Figura 5 - Forças atuantes na gota de metal líquido. Primeira etapa (a): formação e crescimento e segunda etapa (b): projeção da gota



Fonte: Andrade Junior *et al.* (2009)

Segundo Scotti e Ponomarev (2008), o modo de transferência define um comportamento característico da gota em transferência da ponta do arame-eletrodo para a poça de fusão. Tal comportamento implica no tamanho, formato e frequência das gotas destacadas, bem como na dinâmica de transferência das mesmas. Sendo assim, estes autores classificam os modos de transferência em três classes: de modo natural, de modo controlado e de modo intercambiável.

Os modos de transferência de classe natural são aqueles que ocorrem sem que haja um controle do destacamento da gota, de modo que não exista nenhuma alteração de parâmetros que favoreça a transferência da mesma à poça de fusão, sendo estes divididos em transferência por contato ou por voo livre.

A transferência metálica por contato ocorre quando há o contato da gota com a poça de fusão antes do destacamento dela. Este tipo de transferência pode se manifestar através de uma “ponte” metálica conectando o metal líquido presente na ponta do eletrodo à poça de fusão ou através de um curto-circuito. A transferência por curto-circuito é caracterizada por gotas de metal fundido formadas na ponta do arame-eletrodo, que tocam a poça de fusão, periodicamente, ocasionando um curto-circuito e a extinção momentânea do arco elétrico, o qual se reestabelece no ciclo seguinte. Esta transferência ocorre, geralmente, em baixas correntes e tensões de soldagem, de modo que a tensão superficial seja a força governante que rege seu destacamento.

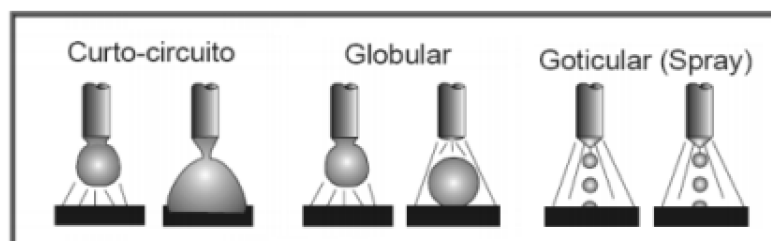
Já a transferência por voo livre caracteriza-se pelo destacamento da gota do arame-eletrodo sem contato prévio com a poça de fusão. Neste tipo de transferência,

empregam-se tensões de arco mais elevadas (arcos mais longos), de modo que a maior corrente de soldagem favorece o desprendimento da gota antes do contato com a poça. Nesse contexto, distinguem-se dois modos primários (com possíveis variações intermediárias): globular e goticular.

No modo de transferência globular, a gota cresce na ponta do arame-eletrodo até que seu volume se torne grande o suficiente para que seu peso, a força eletromagnética (em menor escala, devido a corrente ser baixa) e a força de arraste superem as forças de retenção e causem o destacamento da gota (SCOTTI e PONOMAREV, 2008). Esta transferência ocorre de forma irregular, em baixas frequências (1 a 10 gotas por segundo) e com gotas com diâmetros maiores que o diâmetro do eletrodo. Já o modo de transferência goticular é caracterizado por um destacamento de pequenas gotas (com o diâmetro próximo ao do eletrodo), de forma sequencial e em elevadas frequências (maior que 200 gotas por segundo) (SCOTTI e PONOMAREV, 2008). Nesse modo de transferência, a corrente de soldagem deve superar a chamada corrente de transição — entendida, na prática, como uma faixa de valores. Uma vez ultrapassado esse patamar, o *pinch* eletromagnético torna-se dominante e encurta o tempo de crescimento da gota, efeito que impede o aumento significativo de seu diâmetro, promovendo seu destacamento antes de atingir grandes dimensões.

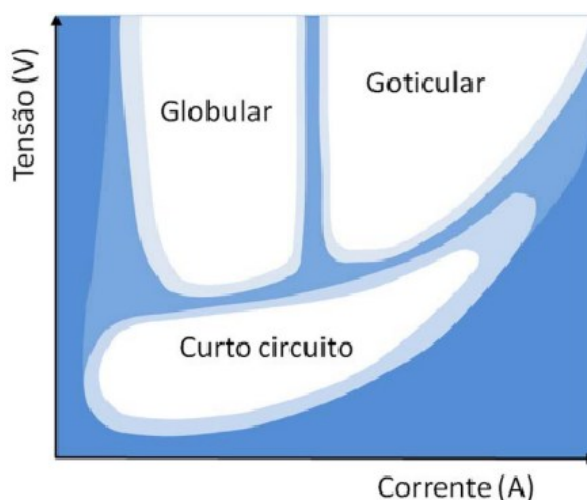
Uma representação dos modos de transferência por curto-circuito, globular e goticular (*spray*), pode ser visto na Figura 6. A relação entre estes modos de transferência metálica e a intensidade da corrente e tensão de soldagem é ilustrada no gráfico da Figura 7.

Figura 6 - Modos de Transferência metálica no processo GMAW



Fonte: Adaptado de Barra (2003)

Figura 7 - Relação dos modos de Transferência naturais na soldagem GMAW com a intensidade da corrente e tensão de soldagem



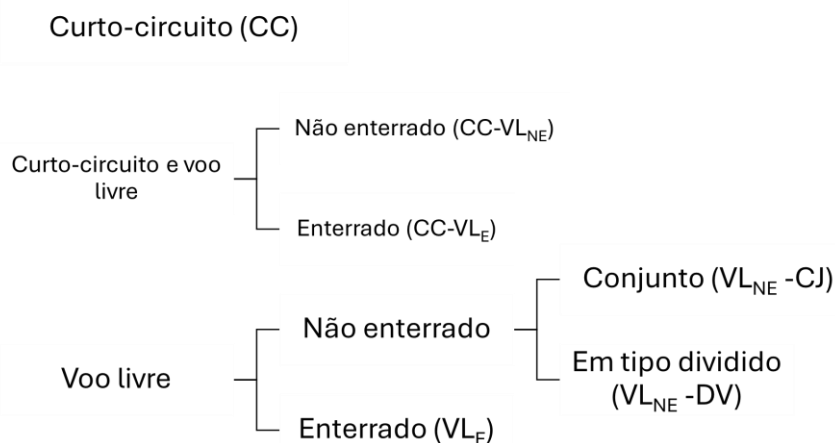
Fonte: Adaptado de Modenesi (2009)

Conforme discutido nos parágrafos anteriores, modo pelo qual a gota é transferida do arame-eletrodo para a poça de fusão é regido pela ação das forças de destacamento predominantes, sendo estas dependentes da configuração de diversos parâmetros de soldagem. Porém, no processo de soldagem FCAW, a presença do fluxo interno ao arame introduz uma variável adicional que pode modificar de forma significativa os mecanismos de transferência. De acordo com Bauné *et al.* (2001), esse fluxo contribui para a redução da tensão superficial na extremidade do eletrodo, o que facilita o destacamento das gotas metálicas e altera a dinâmica da transferência.

Alinezhad Kordi (2016) utilizou a filmagem em infravermelho para caracterizar os modos de transferência metálica no processo FCAW utilizando um arame do tipo rutilico com 1,2 mm de diâmetro e a mistura Ar+25%CO₂ como gás de proteção. O autor observou em seu estudo a presença de seis modos de transferência distintos, os quais são classificados conforme apresentado na Figura 8 e ilustrado na Figura 9. Nota-se que, além do modo de transferência por curto-circuito, já apresentado anteriormente, o autor identifica ainda dois modos de transferência classificados como intermediários (ou de transição), os quais combinam características do curto-circuito e do voo livre, subdivididos em "enterrado" e "não enterrado". Além disso, são descritas três variações do modo de transferência por voo livre: não enterrado em conjunto, não enterrado do tipo dividido e voo livre enterrado. Embora a classificação do autor não individualize os modos globular e goticular, ambos pertencem à transferência por voo livre, diferenciando-se pelo mecanismo de destacamento das

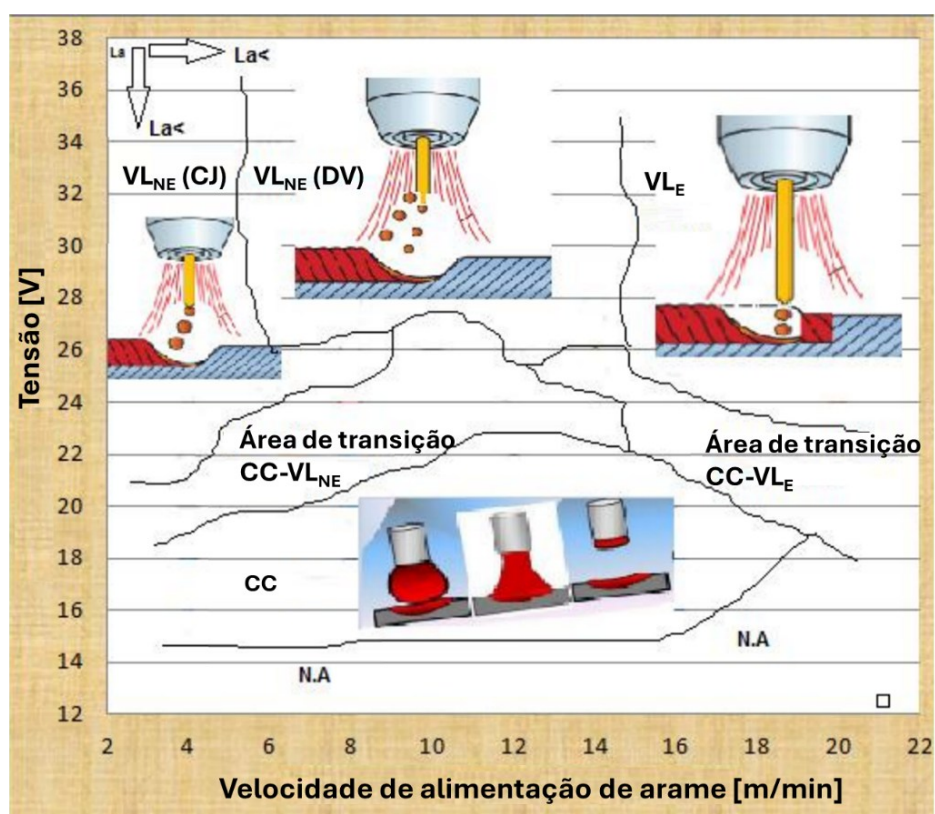
gotas na ponta do arame-eletrodo. As particularidades de cada modo de transferência, bem como os critérios utilizados para sua classificação, são detalhadas nos parágrafos subsequentes, conforme a interpretação do autor.

Figura 8 - Caracterização da transferência metálica do processo FCAW segundo Alinezhad Kordi (2016)



Fonte: Adaptado de Alinezhad Kordi (2016)

Figura 9 - Ilustração dos modos de transferência metálica do processo FCAW caracterizados por Alinezhad Kordi (2016)



Fonte: Adaptado de Alinezhad Kordi (2016)

Curto-circuito e voo livre: Este modo de transferência é considerado intermediário por reunir características tanto do regime por curto-circuito quanto do voo livre. Nesse comportamento, a transferência de metal fundido ocorre de forma alternada: ora com o contato direto da ponta do eletrodo com a poça de fusão, ora com a formação de arco entre ambos. Segundo Alinezhad Kordi (2016), a variação denominada "enterrada" ocorre quando o comprimento do arco é extremamente reduzido, fazendo com que a ponta do arame eletrodo permaneça muito próxima ou mesmo submersa na poça de fusão. Essa condição dificulta a observação direta da transferência da gota. No entanto, é possível inferir o regime de transferência metálica ao observar que, em dado momento, a dinâmica da poça a afasta da ponta do eletrodo, criando um intervalo de separação que permite a liberação da gota de metal. Em seguida, à medida que a poça retorna e envolve novamente o eletrodo, ocorre o curto-circuito, interrompendo momentaneamente o arco elétrico e reiniciando o ciclo. Essa interação dinâmica entre o eletrodo e a poça caracteriza o comportamento pulsante típico desse regime. Por sua vez, na variação denominada como "não enterrada", o comprimento do arco é suficiente para manter a extremidade do eletrodo visivelmente separada da poça, embora não o bastante para configurar uma transferência por voo livre típico. Nessa condição intermediária, a ação combinada da tensão de arco e do movimento oscilatório da poça gera um regime misto, no qual a transferência alterna entre curtos-circuitos esporádicos e episódios de voo livre.

Voo livre não enterrado: As variações deste regime podem ser classificadas em duas categorias distintas: "em conjunto", quando o metal fundido e o material do fluxo se desprendem simultaneamente da extremidade do arame-eletrodo; e "dividido", quando a transferência de cada componente ocorre de forma separada. De acordo com Alinezhad Kordi (2016), na faixa de corrente entre 50 e 150 A e em tensões superiores a 22,4 V, observa-se que o metal na ponta do arame funde-se e se combina parcialmente com o fluxo antes de ser transferido para a poça de fusão. Nessas condições, a transferência ocorre sob a forma de gotas com diâmetro maior do que o do arame, e seu destacamento acontece de maneira relativamente lenta. Tal comportamento é característico de um modo de transferência globular, semelhante ao observado no processo GMAW.

Com o aumento da velocidade de alimentação do arame (faixa de corrente entre 193 e 324 A), Alinezhad Kordi (2016) observou que o desprendimento do metal

fundido da extremidade do arame-eletrodo ocorre de forma mais rápida, antecedendo sua eventual combinação com o fluxo. Nessa condição, a transferência do metal e do fluxo para a poça de fusão passa a ocorrer de forma independente. No entanto, o autor observou que, em determinados momentos, gotas de metal e de fluxo podem se destacar simultaneamente e colidir durante sua trajetória até a poça. Essa interação descoordenada entre elas contribui para a formação de respingos em maior intensidade, uma vez que as colisões irregulares afetam a estabilidade da transferência metálica e aumentam a dispersão de partículas fundidas ao redor do cordão de solda.

Voo livre enterrado: Alinezhad Kordi (2016) identificou que esse regime de transferência metálica ocorre sob condições de elevada tensão e corrente elétrica. Segundo o autor, durante esse modo de transferência, a extremidade do eletrodo permanece imersa na poça de fusão, o que dificulta a observação direta do destacamento das gotas metálicas. No entanto, com base na análise dos sinais obtidos nos testes, o autor inferiu que a transferência do metal ocorre predominantemente por voo livre. Devido à intensa movimentação da poça de fusão e às variações posicionais do eletrodo ao longo do processo de soldagem, a visualização do desprendimento das gotas foi limitada a alguns poucos registros visuais. Os parâmetros operacionais utilizados para obtenção desse comportamento incluíram correntes na faixa de 335 a 394 A e tensões superiores a 25,7 V.

Ao conduzirem soldagens com arames tubulares básico e rutilico com 1,2mm de diâmetro, utilizando CO₂ como gás proteção e uma faixa de corrente entre 270 e 290A, Bauné *et al.* (2001) verificaram que, a presença de elementos facilmente ionizáveis na composição do fluxo, como por exemplo sódio, potássio, lítio e magnésio tendem a melhorar a estabilidade do arco elétrico. Por outro lado, tais autores afirmam que a decomposição dos constituintes do fluxo, especialmente os carbonetos, pode resultar na formação de CO dentro das gotas, o que pode resultar em um modo de transferência explosivo. Neste caso, tal componente forma uma bolha no interior da gota em formação que, quando superaquecido pode explodir, desconfigurando a gota durante a transferência. Scotti e Ponomarev (2008) afirmam que este tipo de transferência acarreta excessiva quantidade de respingos pequenos e elevada geração de fumos.

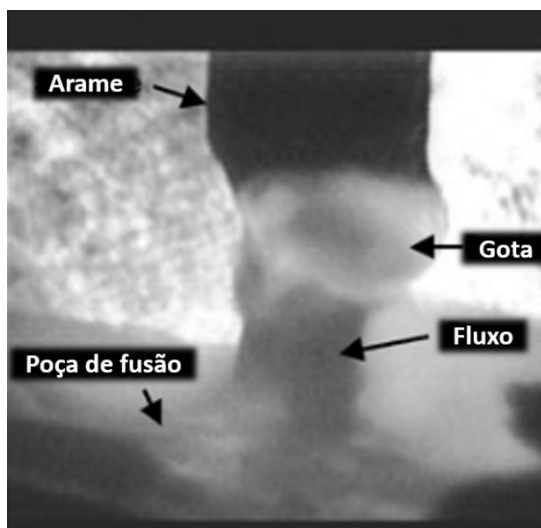
Ushio *et al.* (1984), indicaram que a fusão da parte metálica de um arame tubular do tipo rutilico ocorre de maneira mais rápida que a fusão do fluxo contido no

núcleo, ao utilizarem CO₂ como gás de proteção. Tal fenômeno resultou em uma coluna de fluxo parcialmente fundida pronunciada na ponta do arame-eletrodo. Os autores verificaram que a ocorrência desta coluna de fluxo era prejudicial à transferência metálica, visto que tal fenômeno contribuía para um aumento do tamanho das gotas, aumentando assim a incidência de respingos. Em contrapartida, Souza (2011) verificou que o fluxo interno pareceu auxiliar na condução das gotas para a poça de fusão, ao comparar um arame maciço e um rutilico, ambos com 1,2 mm de diâmetro utilizando os gases Ar+25%CO₂ e CO₂ puro nos níveis de corrente de 120 e 160 A.

A presença da coluna de fluxo formando uma ponte entre a ponta do eletrodo e a poça de fusão também é relatada nos estudos conduzidos por Bracarense *et al.* (2002) e Starling *et al.* (2005c), os quais avaliaram a soldagem de um arame tubular rutilico e básico, respectivamente, com proteção gasosa de Ar+25%CO₂. De acordo com Bracarense *et al.* (2002), a coluna de fluxo sustenta a gota, retardando sua transferência para a poça, e permitindo seu crescimento. Tanto Bracarense *et al.* (2002) quanto Starling *et al.* (2005c) observaram que, em baixas correntes (100-130 A), o fluxo e a gota de metal fundido são transferidos de forma independente à poça de fusão. Porém, à medida que a corrente é elevada, há uma divergência entre os resultados obtidos pelos autores. Bracarense *et al.* (2002) observaram que, ao se aumentar a corrente de soldagem de 150 para 200 A, a coluna de fluxo projetada em direção à poça fica mais pronunciada, enquanto Starling *et al.* (2005c) verificaram o efeito oposto, nesta mesma faixa de corrente, embora ambos os autores tenham constatado que a transferência tenha sido globular. Além da utilização de diferentes consumíveis, outro fator que pode ter contribuído para tal divergência é a distância entre o bico de contato e a peça, a qual foi 4,5 mm maior nos estudos conduzidos por Starling *et al.* (2005c) (19,5 mm contra 15 mm no trabalho de Bracarense *et al.* (2002)). Desta forma, uma distância maior neste parâmetro pode favorecer a quebra desta ponte de fluxo relatada pelos autores. Outro ponto divergente quanto aos resultados obtidos por estes autores é o tamanho das gotas dada a intensidade de corrente de soldagem. Enquanto Bracarense *et al.* (2002) notaram um aumento do diâmetro destas gotas com o aumento na corrente de soldagem de 150 para 200 A, Starling *et al.* (2005c) observaram o contrário. Bracarense *et al.* (2002) justificam o aumento das gotas dado um aumento na intensidade da corrente à hipótese de que as forças de

empuxo dos gases em decomposição no fluxo podem sustentar a gota, retardando sua transferência e permitindo que ela cresça ainda mais.

Figura 10 - Coluna de fluxo projetada entre o arame eletrodo e a poça de fusão



Fonte: Adaptado de Bracarense (2002)

Conforme os estudos de Starling *et al.* (2004b), para valores de corrente de 160 A, a soldagem com arame rutilico com diâmetro de 1,2 mm utilizando CO₂ puro e uma mistura de Ar+25%CO₂ resulta em uma transferência globular, com a existência de alguns curtos ao utilizar a mistura. Nesta corrente de soldagem avaliada, o tamanho médio das gotas metálicas e a frequência de destacamento são próximos para os dois gases citados. Assim como observado por Bracarense *et al.* (2002) e Starling *et al.* (2005c), os autores também verificaram que, quando utilizada Ar+25%CO₂ em baixas correntes (aproximadamente 130 A), a coluna de fluxo aparenta tocar a poça de fusão antes de ser efetivamente transferida a ela.

Ao avaliarem a transferência metálica para arames tubulares do tipo rutilico, Starling *et al.* (2009a) verificaram que, de uma forma geral, um aumento na corrente resulta em uma redução no tamanho médio das gotas e em um aumento da frequência de destacamento das gotas para ambos os gases, CO₂ puro e Ar+25%CO₂. Os autores também observaram que tal aumento na corrente tende a deformar o formato da gota metálica devido à ação da coluna de fluxo direcionada à poça de fusão, dificultando assim a transição para o modo de transferência goticular, de modo que o tamanho médio das gotas continuou sendo maior que o diâmetro do arame eletrodo.

2.2 FORMAÇÃO DO CORDÃO DE SOLDA

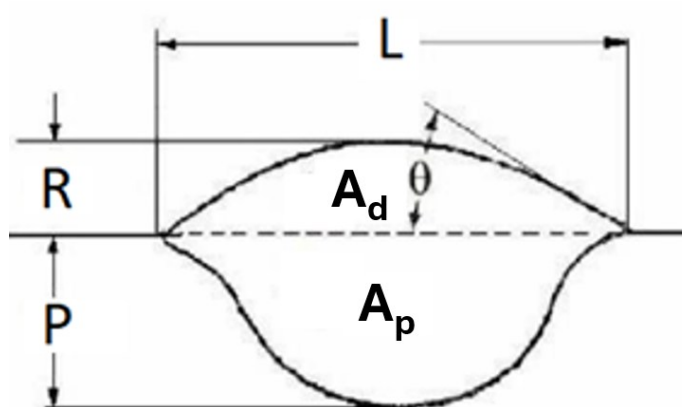
Muitos produtos que incorporam a soldagem em seu processo de fabricação exigem alta qualidade da união soldada, usualmente expressa por um cordão regular, com penetração e morfologia adequadas para atendimento às normas técnicas aplicáveis.

Esta seção tem por objetivo abordar os principais parâmetros de soldagem que regem a formação do cordão de solda no processo FCAW, de modo a contribuir para uma melhor compreensão acerca da influência de cada um deles em relação à morfologia do cordão.

2.2.1 Características morfológicas do cordão de solda e aspectos produtivos

O perfil do cordão de solda é descrito por características morfológicas que, em uma deposição simples sobre chapa plana, incluem: largura (L), altura do reforço (R), penetração máxima (P), área depositada (A_d), área penetrada (A_p) e ângulo de molhabilidade (θ). A Figura 11 indica tais parâmetros geométricos em uma representação de um perfil de cordão de solda.

Figura 11 - Seção transversal de um cordão de solda com seus respectivos parâmetros geométricos



Fonte: Adaptado de Kurtulmus *et al.* (2015)

A validação de um procedimento de soldagem, em aplicações específicas, requer a obtenção de cordões com bom aspecto superficial, ausência de irregularidades e dimensões geométricas em conformidade com as normas de

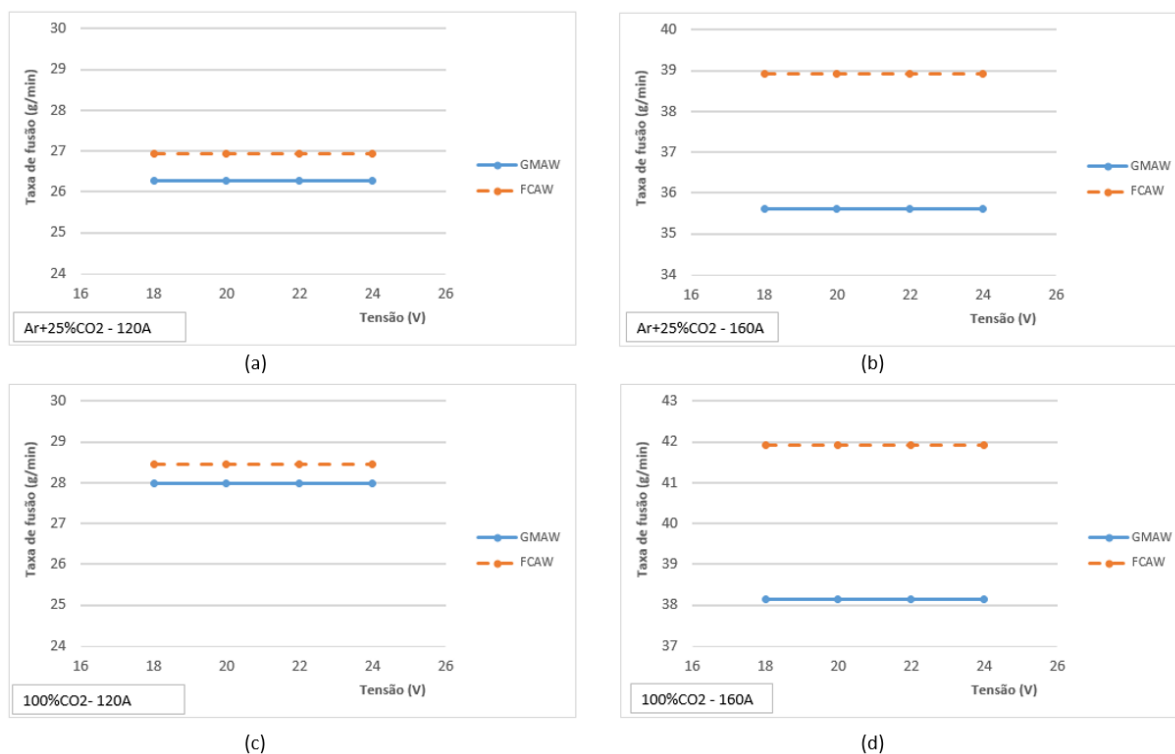
fabricação. Além disso, é indispensável avaliar o desempenho produtivo do procedimento, de modo a assegurar que a aplicação do processo seja tecnicamente consistente e economicamente viável. Para tanto, a taxa de fusão (T_F), a taxa de deposição (T_D) e o rendimento de deposição (η_D) devem ser considerados.

a) Taxa de fusão (T_F)

A taxa de fusão representa a quantidade de eletrodo fundido por unidade de tempo. Esta taxa pode ser calculada através da velocidade de alimentação de arame, uma vez que a velocidade de alimentação do arame eletrodo deve ser, aproximadamente, igual à velocidade de fusão do mesmo para que o processo se mantenha estável. Segundo Machado (1996), em uma dada corrente de soldagem, a taxa de fusão aumenta quase linearmente com o aumento da densidade de corrente, para uma mesma extensão de eletrodo energizado. Assim, menores diâmetros de arame tendem a fundir em uma maior taxa para a mesma intensidade de corrente.

Souza (2011) comparou as taxas de fusão de um arame tubular rutilico com um arame maciço, ambos com diâmetro de 1,2 mm e distância entre o bico de contato e a peça (DBCP) de 12 mm, variando-se o gás de proteção em CO_2 puro e $Ar+25\%CO_2$, bem como a corrente de soldagem nos níveis de 120 A e 160 A. Para todos os casos, o arame tubular apresentou as maiores taxas de fusão para a faixa de tensão avaliada, de 18 a 24 V, conforme pode ser visto na Figura 12. Tal resultado já era esperado, tendo em vista a menor área de seção transversal metálica do arame tubular, a qual possibilita uma maior densidade de corrente no mesmo. Quanto ao aumento da taxa da fusão dado o aumento do teor de CO_2 , em todas as condições, o autor justifica que tal efeito pode estar relacionado ao maior aquecimento na região anódica, conforme também relatado por Garcia e Scotti (2011).

Figura 12 - Taxa de fusão para os processos GMAW e FCAW: (a) 120 A e Ar+25%CO₂; (b) 160 A e Ar+25%CO₂; (c) 120 A e CO₂ puro e (d) 160A e CO₂ puro



Fonte: Adaptado de Souza (2011)

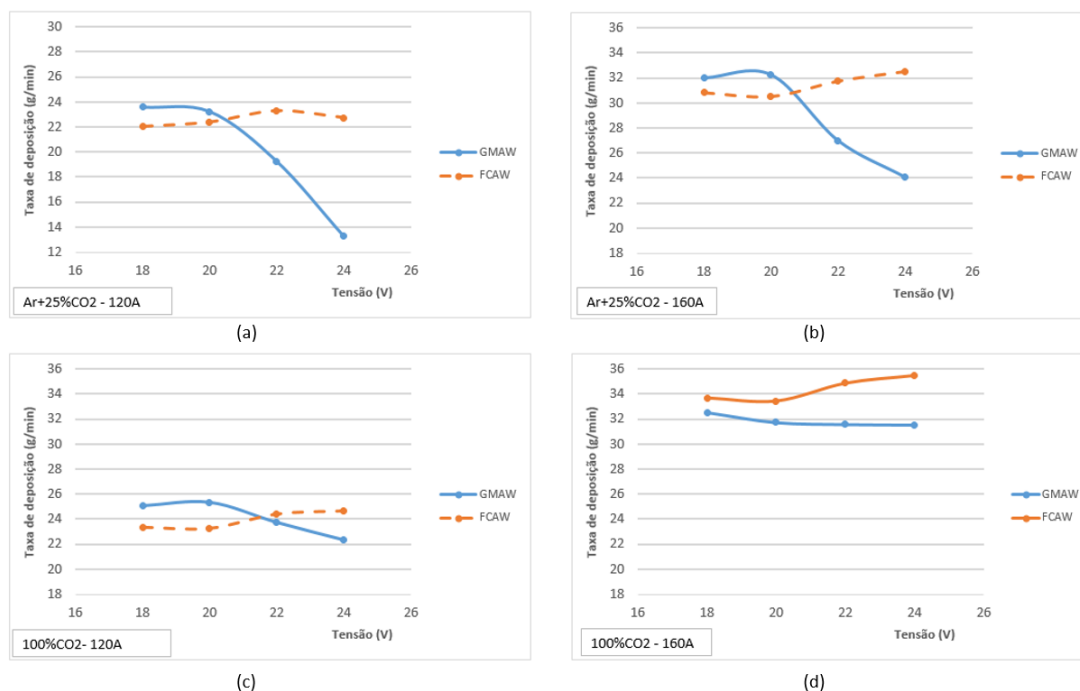
b) Taxa de deposição (T_D)

A taxa de deposição representa a massa de metal depositada no cordão de solda por unidade de tempo e está relacionada com a velocidade de alimentação, diâmetro e composição do arame eletrodo, além da extensão do eletrodo energizado (FORTES, 2004). Além disso, o modo de transferência metálica também influencia diretamente nesta relação, visto que a incidência de respingos está intimamente atrelada a este parâmetro.

Comparando as taxas de deposição entre o arame maciço e o arame tubular de 1,2 mm de diâmetro, Souza (2011) constatou que, para tensões entre 22 e 24 V, o FCAW apresentou os maiores valores de taxa de deposição. O autor justifica que este comportamento está atrelado, entre outros fatores, ao modo de transferência obtido em cada condição. Em tensões abaixo de 20 V, a estabilidade do processo GMAW foi favorecida por um curto-circuito estável, porém ao se aumentar a tensão, a transferência metálica ocorreu através de um misto irregular de curto-circuito e globular, evidenciando uma transição entre estes modos de transferência. Já para o

processo FCAW, embora o autor também tenha notado a transição entre os modos de transferência metálica, não houve mudança de regularidade, de modo que as gotas continuaram a tocar a poça de fusão. Os resultados obtidos pelo autor estão apresentados na Figura 13.

Figura 13 - Taxa de deposição para os processos GMAW e FCAW: (a) 120 A e Ar+25%CO₂; (b) 160 A e Ar+25%CO₂; (c) 120 A e CO₂ puro e (d) 160 A e CO₂ puro



Fonte: Adaptado de Souza (2011)

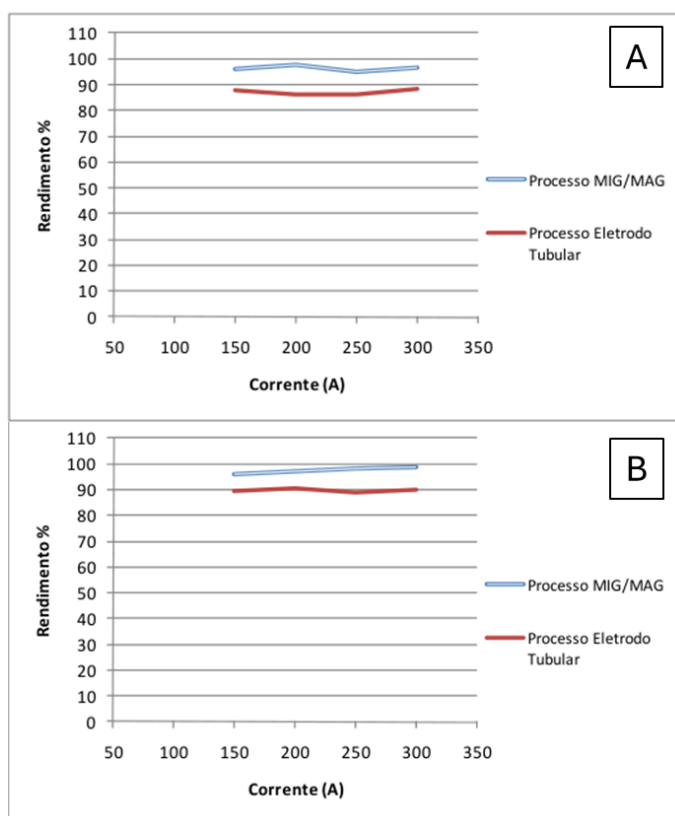
c) Rendimento de deposição (η_D)

O rendimento de deposição é a relação entre a taxa de deposição e a taxa de fusão. Além da presença de respingos, outros fatores podem reduzir o rendimento de deposição devido à perda de material de adição no momento da transferência metálica. Segundo Farias *et al.* (1998), alguns exemplos destes fatores são explosões na gota e/ou poça de fusão devido ao movimento dinâmico dos gases, impacto do arco sobre a poça de fusão, desintegração de gotas grandes, dentre outros.

Em estudo comparativo entre arames maciços e tubulares, Santos (2010) observou que os arames tubulares apresentaram rendimentos de deposição cerca de 10% inferiores em relação aos arames maciços, atribuindo essa diferença não apenas às perdas por respingos, também presentes no processo com arame maciço, mas também à parcela de material retida na escória e nos fumos. A partir da análise dos

resultados para proteção gasosa com CO_2 puro e com a mistura $\text{Ar}+25\%\text{CO}_2$, a autora verificou que o nível de corrente exerceu influência pouco significativa sobre a geração de respingos, ao passo que o uso da mistura $\text{Ar}+25\%\text{CO}_2$ proporcionou uma ligeira elevação do rendimento em comparação ao CO_2 puro, conforme pode ser visto na Figura 14.

Figura 14 - Comparação do rendimento de deposição entre os processos GMAW e FCAW com proteção gasosa de (A) CO_2 e (B) $\text{Ar}+25\%\text{CO}_2$



Fonte: Adaptado de Santos (2010)

2.2.2 Efeito dos parâmetros de soldagem sobre a morfologia do cordão de solda

Segundo Scotti e Ponomarev (2008), a formação do cordão de solda se deve, de forma geral, a dois efeitos: o térmico e o mecânico. Para estes autores, o primeiro efeito ocorre, principalmente, devido ao acoplamento do arco elétrico com o material da peça a ser soldada. Deste modo, calor é transferido para o metal de base, e uma fração dele é empregada na fusão do material, enquanto a parte restante deste calor

se difunde para as regiões adjacentes à zona fundida, sem, contudo, possuir energia suficiente para elevar a temperatura destas regiões a ponto de torná-las líquida.

A energia de soldagem é definida como a relação entre a potência elétrica gasta para manter o arco elétrico e a velocidade de soldagem. Esta energia está associada à quantidade de calor fornecida ao material por unidade de comprimento do cordão, necessária para promover a fusão, conforme expressa na Equação (1).

$$E = \frac{\sum(UI)}{V_s} \quad (1)$$

Nos quais:

E: Energia de soldagem [J/mm];

U: Tensão de arco instantânea [V];

I: Corrente de soldagem instantânea [A];

V_s : Velocidade de soldagem [mm/s].

Em termos gerais, quanto maior a energia de soldagem imposta ao material, maior tende a ser a fração de calor efetivamente disponível para a fusão. Nesse contexto, é essencial discutir a relevância e a interação dos parâmetros que compõem esse índice, a fim de compreender, com maior precisão, sua contribuição para a formação do cordão de solda

2.2.2.1 *Corrente de soldagem e velocidade de alimentação*

No processo FCAW a corrente de soldagem está diretamente relacionada à velocidade de alimentação do arame. Como em todo processo de soldagem com eletrodo consumível, a estabilidade do processo requer que a velocidade de alimentação do arame seja, em média, igual a velocidade de fusão do arame-eletrodo. Logo, quanto maior a velocidade de alimentação do arame, maior é a corrente necessária para fundir este.

No processo FCAW, a corrente elétrica influencia diretamente na fusão do fluxo interno e na formação da escória protetora. Em níveis apropriados, promove a fusão completa e homogênea do fluxo, garantindo a formação de uma escória eficaz na proteção do banho metálico. Contudo, correntes muito altas podem volatilizar

componentes do fluxo, gerar instabilidade do arco e prejudicar a morfologia da escória. Por outro lado, correntes muito baixas podem comprometer a fusão do fluxo, originando escórias deficientes e de baixa capacidade de proteção, favorecendo inclusões não metálicas e demais descontinuidades no cordão de solda (KOU, 2003; NATALIE e OLSON, 1986).

Natalie e Olson (1986) indicam que a viscosidade da escória formada no processo FCAW está diretamente relacionada à temperatura da poça de fusão, de modo que à medida que a temperatura da poça aumenta, a viscosidade da escória diminui. Assim, quando a corrente elétrica aplicada é insuficiente, a energia térmica do processo contribui na formação de uma escória mais viscosa, contribuindo para a formação de porosidades no cordão de solda, conforme abordado na Seção 2.1.1. Os autores também apontam que em fluxos básicos, que requerem temperaturas mais elevadas para fusão plena (devido à presença de CaO, MgO e CaF₂), o ajuste da corrente é ainda mais crítico.

De acordo com estudos conduzidos por Starling e Modenesi (2008), devido às diferenças em suas características geométricas, densidades, resistividades elétricas e na composição química de seus fluxos, arames tubulares de diferentes naturezas tendem a apresentar correntes médias distintas para a mesma velocidade de alimentação de arame, fixando todas as outras condições operacionais. Tal afirmação está de acordo com os estudos de Starling *et al.* (2009b), os quais verificaram que, para um mesmo gás de proteção (CO₂ puro ou Ar+25%CO₂) e uma mesma velocidade de alimentação do arame (7 ou 9 m/min), o valor médio da corrente é maior na soldagem com um arame do tipo rutilico em relação a um arame do tipo básico. Além disso, os autores também constataram que o valor da tensão média do arco, bem como as flutuações nos valores de corrente e tensão são menores na soldagem com um arame do tipo rutilico, indicando uma maior estabilidade operacional deste consumível.

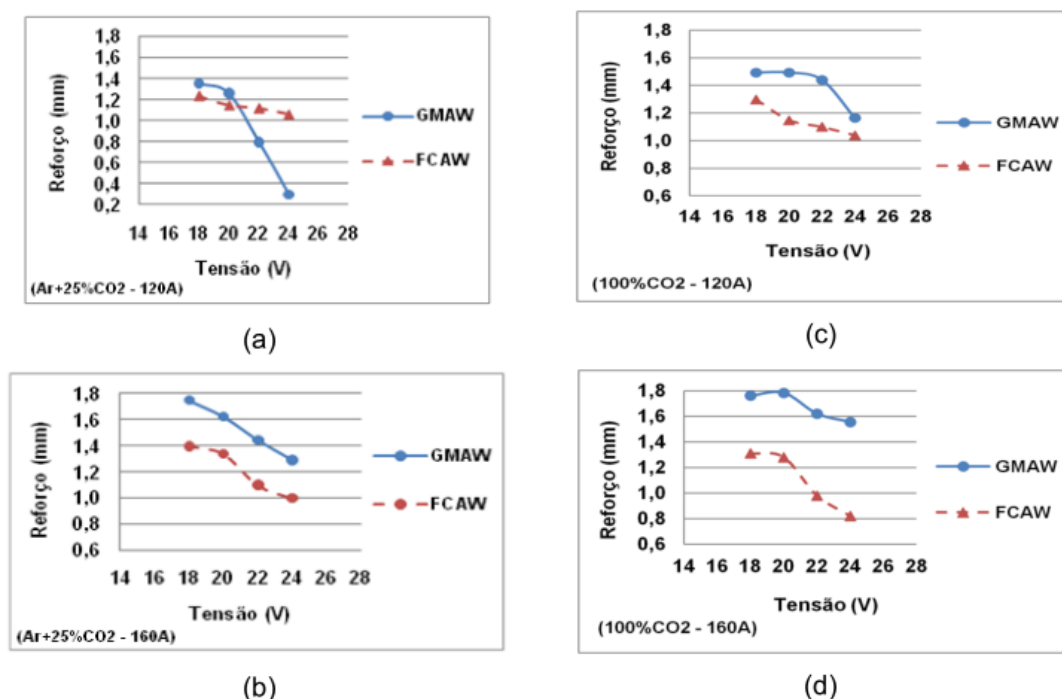
Ushio *et al.* (1984) compararam a taxa de fusão de dois arames tubulares com diâmetro de 2 mm — um contendo fluxo em seu interior (rutilico) e outro isento de fluxo — utilizando argônio como gás de proteção. Os resultados indicaram que o arame sem fluxo apresentou uma taxa de fusão superior. Ensaio realizados com correntes de 300 A e 400 A demonstraram que essa diferença se acentua com o aumento da corrente elétrica ou da extensão livre do eletrodo. Os autores atribuíram esse comportamento à influência térmica do fluxo contido no arame. Parte do calor

gerado, tanto pelo efeito ôhmico quanto pelo arco elétrico na parte metálica, é consumida na fusão do fluxo. Verificou-se ainda que, com o aumento da corrente, a fração do calor ôhmico transferido ao fluxo a partir da parte metálica do arame diminui. Como resultado, uma parcela maior do calor do arco é utilizada na fusão do fluxo, o que reduz a quantidade de energia disponível para a fusão da parte metálica. Conseqüentemente, o tempo necessário para fundir completamente o arame com fluxo é maior do que o requerido sob condições de corrente mais baixa.

2.2.2.2 *Tensão e comprimento de arco*

A tensão do arco e seu comprimento são parâmetros que estão diretamente relacionados e podem influenciar na morfologia do cordão. No processo FCAW, um arco mais longo implica maior tensão, ampliando a área de interação arco-peça, promovendo uma maior irradiação de calor na peça. O aumento desta área de conexão arco-peça faz com que a energia imposta fique menos concentrada, contribuindo para a formação de um cordão com maior largura, menor altura de reforço (menor convexidade) e menor penetração, conforme Souza (2011). A relação obtida por Souza (2011) entre a altura do reforço e a tensão de arco para os processos com arames-eletrodo maciço e tubular (rutílico) com diâmetro 1,2 mm e gases de proteção CO₂ puro e Ar+25%CO₂, pode ser vista na Figura 15. Nesta Figura é possível observar a tendência de redução da altura do reforço com o aumento da tensão de arco, com um comportamento similar entre os dois tipos de arame para todas as condições analisadas, com exceção da utilização do gás de proteção Ar+25%CO₂ e corrente de soldagem de 120 A (Figura 15(a)). Nesta condição, houve uma transição entre modos de transferência no processo GMAW, a qual, segundo o autor, causou instabilidade do arco, ocasionando uma geometria irregular.

Figura 15 - Reforço dos cordões de solda para os processos GMAW e FCAW: (a) 120 A e Ar+25%CO₂; (b) 160 A e Ar+25%CO₂; (c) 120 A e CO₂ puro; (d) 160 A e CO₂ puro

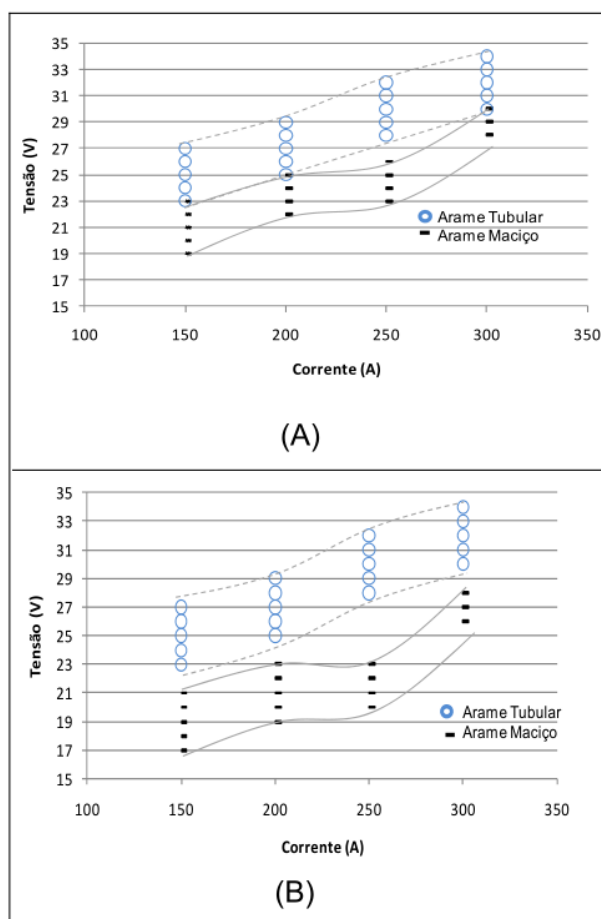


Fonte: Souza (2011)

Ao comparar o desempenho de um arame tubular rútilico e um arame maciço, ambos com diâmetro de 1,2 mm, utilizando dois gases de proteção, CO₂ puro e Ar+25%CO₂, Santos (2010) notou que a faixa de tensão que garantisse o modo de transferência por curto-circuito é maior para o processo utilizando arame tubular, refletindo uma maior robustez deste processo em relação à regulação da tensão. A autora também constatou que a característica estática ($U \times I$) apresenta comportamento crescente para ambos os arames e gases. Além disso, nota-se através dos resultados apresentados na Figura 16 que, para o arame maciço com proteção gasosa de CO₂ puro, maiores valores de tensão são requeridos quando comparado com a mistura Ar+25%CO₂ para formar cordões visualmente similares. Tal efeito se deve, provavelmente, ao fato de o CO₂ puro apresentar maior potencial de ionização e maior condutividade térmica, necessitando, assim, de uma maior tensão para operar com estabilidade, conforme discutido na seção 2.1.2. Já para o arame tubular, este comportamento não foi notado. Este efeito pode ser justificado, segundo a autora, pela possível atuação dos fluxos que estabilizam o arco e passam a dominar a formação do plasma. Os maiores valores de tensão de arco observados para o arame tubular podem ser justificados pela maior queda de tensão ao longo deste

arame, dada a menor área de seção transversal condutora e ao maior comprimento energizado do eletrodo (12 mm para o arame maciço e 20 mm para o arame tubular).

Figura 16 - Representação da faixa de trabalho para o arame maciço AWS ER70S-6 (DBCP 12 mm) e do arame tubular AWS E71T-1 (DBCP 20 mm): (A) Proteção gasosa CO₂ puro; (B) Proteção gasosa Ar+25%CO₂



Fonte: Adaptado de Santos (2010)

2.2.2.3 Extensão Livre do Eletrodo (*Stick-out*)

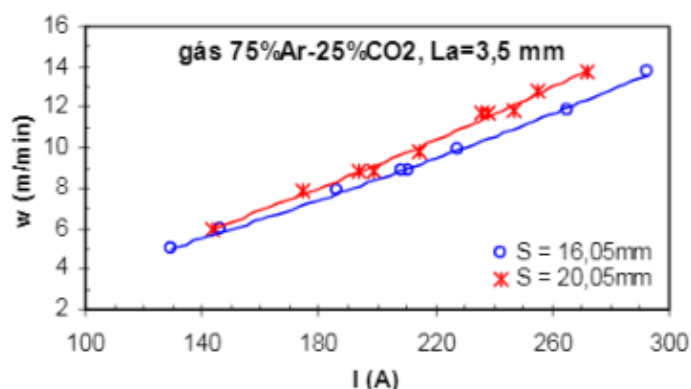
A extensão livre do eletrodo representa o comprimento não fundido do mesmo a partir do bico de contato. Segundo Gomes (2006), um aumento na extensão livre do eletrodo (*stick-out*) tende a aumentar a temperatura do mesmo devido ao Efeito Joule, visto que tal ação implica em um aumento da resistência elétrica do processo. Desta forma, o arame-eletrodo é submetido a um pré-aquecimento, o qual pode contribuir para que uma menor energia do arco elétrico seja necessária para fundir o mesmo. Deste modo, é possível obter maiores velocidades de alimentação de arame utilizando

os mesmos valores de tensão e corrente, resultando em uma maior quantidade de metal depositado por unidade de tempo.

Além do aquecimento do arame eletrodo, no processo FCAW a temperatura do fluxo também é influenciada por tal fenômeno. Gomes (2006) afirma que, quando o *stick-out* é relativamente pequeno, o pré-aquecimento do fluxo pode não ser suficiente a ponto de que seus constituintes atinjam a temperatura adequada para se dissociarem e formarem gases protetores da poça de fusão. No entanto, segundo a mesma autora, elevados valores de *stick-out* podem contribuir para um aquecimento demasiado no arame, de modo a ocorrer dissociações prematuras destes gases, que além da proteção da poça de fusão, também possuem agentes ionizantes para estabilização do arco elétrico. Tal efeito reduz o rendimento de proteção destes compostos, originando excesso de respingos e deterioração da morfologia do cordão.

Para que o processo de soldagem se mantenha estável, um eletrodo consumível deve ser fundido com uma velocidade, em média, igual à sua velocidade de alimentação em regime permanente. Starling *et al.* (2003) atribuíram à esta velocidade o nome de velocidade de fusão, e investigaram o comportamento desta variável em um arame tubular básico para dois níveis de comprimentos de eletrodo energizados (16,05 e 20,05 mm), utilizando gás Ar+25%CO₂, e comprimento de arco de 3,5 mm, em uma faixa de corrente de 120 a 300 A. A Figura 17 indica a evolução desta velocidade de fusão em função da corrente de soldagem. Observa-se que a condição com maior comprimento energizado do eletrodo promoveu maior velocidade de fusão, evidenciando a influência do trecho aquecido resistivamente sobre a taxa de fusão do consumível.

Figura 17 - Velocidade de fusão (w) do arame tubular básico em função da corrente de soldagem (I) para diferentes comprimentos energizados (S) do eletrodo



Fonte: Starling *et al.* (2003)

2.2.3 Influência do diâmetro do arame eletrodo na morfologia do cordão

A taxa de fusão do arame-eletrodo é um aspecto fundamental no processo de soldagem, de modo que este parâmetro impacta diretamente na produtividade do processo e o diâmetro do arame possui uma contribuição neste quesito. Lesnewich (1958) propôs uma equação empírica que caracteriza a velocidade de fusão do arame-eletrodo, no processo GMAW, representada pela Equação (2)

$$\omega = \alpha I_m + \beta L_e I_{RMS}^2 \quad (2)$$

Nos quais:

ω : Velocidade de fusão do arame-eletrodo [mm/s];

α : Constante relacionada à contribuição do arco para a fusão do eletrodo e depende da polaridade de soldagem [mm/A·s];

I_m : Corrente elétrica média do arco [A];

β : Constante relacionada ao Efeito Joule para a fusão do eletrodo e depende do diâmetro e da resistividade do arame eletrodo [$1/ A^2 \cdot s$];

L_e : Comprimento energizado do arame eletrodo [mm];

I_{RMS} : Corrente elétrica eficaz do arco [A].

Segundo Lesnewich (1958), o modelo que descreve a velocidade de fusão do arame-eletrodo pode ser decomposto em duas contribuições: (i) o aquecimento na região eletrodo–plasma junto à ponta do arame, ponderado pela constante α (anódico em CC+ e catódico em CC–), e (ii) o aquecimento resistivo (efeito Joule) ao longo do segmento energizado arame-eletrodo (*stick-out*), ponderado por β e proporcional ao quadrado da corrente eficaz e à resistência elétrica do trecho energizado. Na condição CC+, elétrons provenientes da peça são acelerados pelo gradiente de potencial e impactam a ponta do arame, gerando calor e promovendo a fusão do arame-eletrodo. Por sua vez, a contribuição resistiva decorre da passagem de corrente ao longo do *stick-out*, onde o aquecimento por efeito Joule, determinado pela resistência elétrica do arame-eletrodo, é descrito pela Equação (3).

$$Re = \rho_e \frac{L_e}{\left(\frac{\pi d_e^2}{4}\right)} \quad (3)$$

Nos quais:

R_e : Resistência elétrica do arame-eletrodo [kg/h];

ρ_e : Resistividade do arame-eletrodo [$\Omega \cdot m$];

L_e : Comprimento energizado do arame-eletrodo [mm];

d_e : Diâmetro do arame-eletrodo [mm].

A partir do balanço energético na ponta do arame-eletrodo, Lancaster (1986) sistematizou a formulação dos coeficientes α e β , posteriormente estendida por Modenesi (2009), de modo que são calculados, respectivamente, conforme as Equações (4) e (5).

$$\alpha = \frac{k_A}{\rho A [\Delta H_{TOTAL}]} \quad (4)$$

$$\beta = \frac{\rho_m}{\rho A^2 [\Delta H_{TOTAL}]} \quad (5)$$

Nos quais:

k_A : Tensão anódica efetiva de aquecimento (polaridade positiva) [J/C];

ρ : Massa específica do arame-eletrodo [kg/m^3];

ρ_e : Resistividade do arame-eletrodo [$\Omega \cdot m$];

A : Área da seção transversal do arame [m^2];

ΔH_{TOTAL} : Entalpia por massa até a fusão do material de adição [J/kg].

As equações apresentadas indicam que os coeficientes α e β apresentam, respectivamente, uma relação aproximadamente inversa com a área da seção transversal do eletrodo e com o quadrado dessa área. Assim, mantendo-se constantes a corrente elétrica e o comprimento energizado do arame-eletrodo, o aumento da área da seção transversal do arame tende a reduzir a velocidade de fusão. Essa tendência foi confirmada experimentalmente para eletrodos de aços carbono e inoxidáveis nos

estudos conduzidos por Quintino (1986) e por Oliveira Santos (1986), respectivamente.

Ao avaliarem a velocidade de fusão de eletrodos tubulares, Starling *et al.* (2004b, 2005a e 2005b) verificaram que, de um modo geral, a Equação (2) também descreve de modo satisfatório o modelo de fusão para os arames tubulares, contudo no processo FCAW, há, ainda, a influência da contribuição do fluxo no processo. Neste contexto, Starling e Modenesi (2008) propuseram um modelo indicativo para os coeficientes α e β para a fusão dos arames tubulares. Segundo o modelo proposto pelos autores, os coeficientes α e β dependem das propriedades de ambos fita metálica e fluxo do arame, tais como densidade, área da seção transversal, composições químicas e energia necessária para aquecer, fundir e vaporizar uma pequena parcela do material, além das condições operacionais. Sendo assim, é possível que, ainda que se utilize o mesmo gás de proteção, a soldagem com diferentes arames tubulares resulte em alterações no arco elétrico (como no potencial de ionização do gás, por exemplo) e, assim, na tensão média do arco.

A Tabela 1 apresenta os coeficientes α e β obtidos por Quintino e Allum (1984) apud Modenesi (2009), utilizando o processo GMAW, com arame-eletrodo de aço carbono, gás de proteção Ar+5%CO₂ e comprimento energizado de eletrodo de 15 mm. Porém, os autores não informaram a faixa de corrente, tensão e o intervalo de confiança para a obtenção de tais coeficientes.

Tabela 1 - Valores dos coeficientes da equação de velocidade de fusão para arame-eletrodo maciço

Diâmetro de arame [mm]	α [mm/sA]	β [10^{-5} 1/sA ²]
0,8	0,70	26,3
1,0	0,47	9,1
1,2	0,27	5,9
1,6	0,18	1,2

Fonte: Quintino e Allum (1984) apud Modenesi (2009)

Para fins de comparação, a Tabela 2 apresenta os resultados obtidos por Starling e Modenesi (2008) utilizando arames tubulares com diâmetro de 1,2 mm, comprimento energizado do eletrodo de 16 mm e comprimento de arco de 3,5 mm em uma faixa de corrente de 100 a 300 A. Ao analisar os resultados expostos nesta

Tabela, é possível observar que os intervalos de confiança resultantes para α e β dos arames tubulares se sobrepõem, sugerindo que tais valores também independem da composição do gás de proteção, assim como Lesnewich (1958) também menciona em seu trabalho.

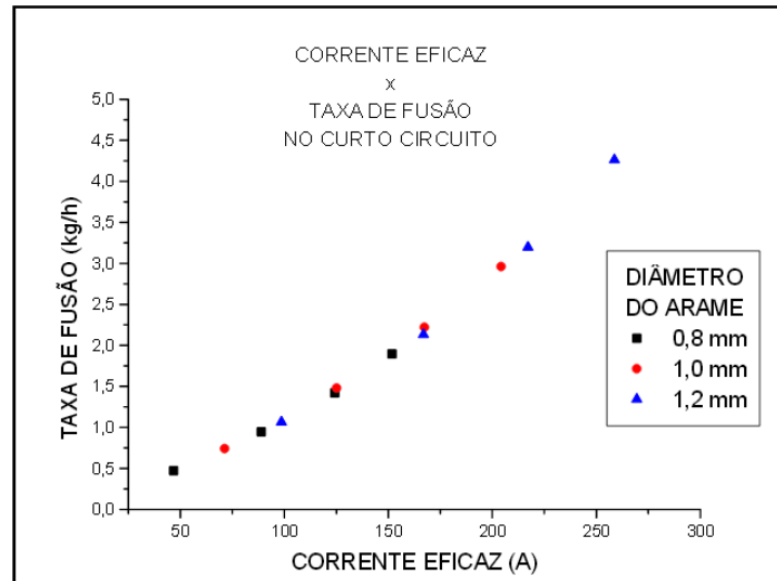
Tabela 2 - Valores dos coeficientes da equação de velocidade de fusão para arames tubulares com 1,2 mm de diâmetro

Tipo de arame	α [mm/sA]	β [10^{-5} 1/sA²]	Gás
Básico	0,545 ± 0,046	4,87 ± 1,19	Ar+25%CO ₂
Básico	0,539 ± 0,050	4,07 ± 1,68	CO ₂
Rutílico	0,424 ± 0,024	7,92 ± 0,59	Ar+25%CO ₂
Rutílico	0,464 ± 0,063	6,83 ± 2,16	CO ₂

Fonte: Starling e Modenesi (2008)

Com o intuito de verificar a influência do diâmetro do arame-eletrodo em relação à taxa de deposição do processo, Dutra *et al.* (2002) avaliaram três diâmetros de arames maciços de aço carbono (0,8, 1,0 e 1,2 mm). Deste modo, os autores mantiveram a relação L_e/d_e^2 constante, de forma que a resistência elétrica não fosse alterada conforme a mudança dos diâmetros de arame ao decorrer dos ensaios. As soldagens foram conduzidas nos modos de transferência por curto-circuito e goticular, em uma faixa de corrente de 50 a 450 A (a depender do diâmetro do arame-eletrodo e modo de transferência) e gás de proteção Ar+18%CO₂. Os autores verificaram que, no modo de transferência por curto-circuito, a relação entre a taxa de fusão e a corrente eficaz não foi influenciada pela variação do diâmetro do arame-eletrodo, conforme apresentado na Figura 18. Nesta imagem é possível notar que há uma tendência de comportamento crescente da taxa de fusão em relação a um aumento da corrente eficaz, independente do diâmetro de arame utilizado.

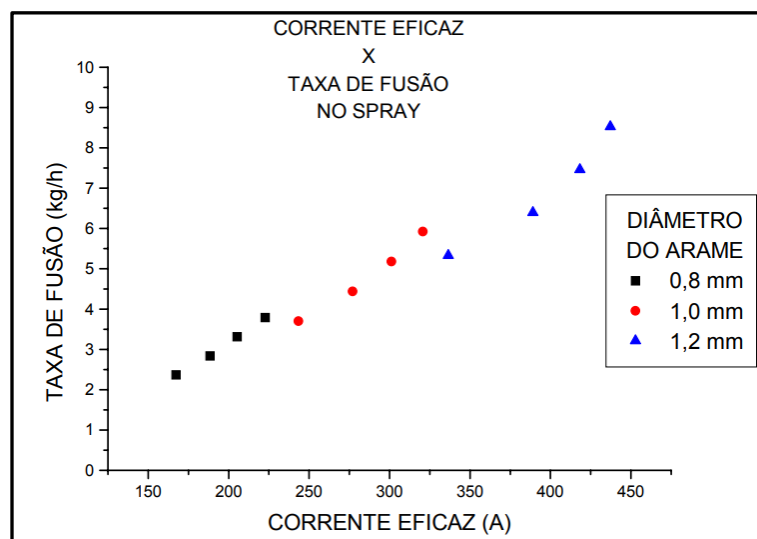
Figura 18 - Relação entre corrente eficaz e taxa de fusão para o modo de transferência por curto-circuito



Fonte: Dutra *et al.* (2002)

Já para o modo de transferência goticular, os autores observaram que, para uma mesma taxa de fusão, os arames de menor diâmetro demandam menores níveis de corrente, conforme mostrado na Figura 19. O resultado obtido por estes autores sugere que, no modo de transferência goticular, o diâmetro do arame influencia a relação entre a taxa de fusão e corrente de soldagem, estando relacionado a um outro fator que não a resistência elétrica. Neste caso, uma das possíveis razões para tal comportamento pode ser o efeito de um aumento na taxa de fusão do arame-eletrodo relacionado a um aumento na densidade de corrente (corrente elétrica/área metálica transversal do arame) ser mais pronunciado em maiores níveis de corrente, resultando assim, em maiores taxas de fusão para menores diâmetros de arame.

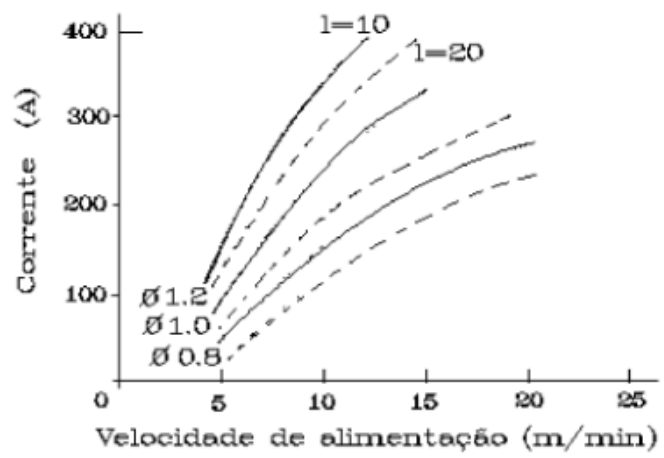
Figura 19 - Relação entre corrente eficaz e taxa de fusão para o modo de transferência goticular



Fonte: Dutra *et al.* (2002)

Conforme explicitado na seção 2.2, a densidade de corrente em um arame maciço é inversamente proporcional ao seu diâmetro. Deste modo, uma maior densidade de corrente acarreta uma maior contribuição térmica para a fusão do arame. Como a taxa de fusão, dada pela massa do consumível fundida por unidade de tempo, é maior para arames com menores diâmetros e tal taxa pode ser calculada através da velocidade de alimentação do arame, também se infere que a velocidade de alimentação do arame seja maior para menores diâmetros de arames, mantendo-se todas as outras variáveis constantes, como pode se observar na Figura 20. Nesta Figura estão representadas soldagens utilizando um arame maciço de aço carbono e proteção gasosa de Ar+20%CO₂, embora o modo de transferência não tenha sido citado. É possível inferir, através de tal imagem, que, para uma corrente de 200 A e comprimento energizado do eletrodo de 10 mm, a velocidade de alimentação de arame para um diâmetro de arame-eletrodo de 1,2 mm corresponde a, aproximadamente, 6 m/min, enquanto tal velocidade é próxima de 8 e 14 m/min, para os diâmetros de arame de 1,0 e 0,8 mm, respectivamente. Além disso, também é possível notar que um aumento no comprimento energizado do eletrodo, de 10 para 20 mm também corresponde a um aumento na velocidade de alimentação, dado o maior aquecimento por efeito Joule.

Figura 20 - Relação entre a velocidade de alimentação e corrente de soldagem (l = Extensão energizada do arame; \varnothing = diâmetro do arame)



Fonte: Machado (1996)

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Nesta seção é apresentada a metodologia estabelecida para a realização dos ensaios propostos, bem como para a seleção dos parâmetros e variáveis, assegurando repetibilidade e comparabilidade entre as condições testadas e viabilizando a análise quantitativa dos efeitos. Apresentam-se também os consumíveis, equipamentos, acessórios e dispositivos empregados.

3.1 MATERIAIS E EQUIPAMENTOS

O material de base utilizado foi o aço ASME SA-516M Gr70 laminado a quente, em corpos de prova com dimensões de 12,5 x 50 x 250 mm. A composição química deste material está descrita na Tabela 3.

Tabela 3 - Composição química do aço SA-516M Gr70

C (Máx)	Mn	P (Máx)	S (Máx)	Si
0,27	0,85 – 1,20	0,025	0,025	0,15 - 0,40

Fonte: ASME (2023a)

Os arames tubulares utilizados nos ensaios foram o ASME-SFA-5.20: E71T-1 (rutílico) e o ASME-SFA-5.20: E71T-5 (básico) com os diâmetros de 1,2 e 1,6 mm. A composição química da seção metálica destes arames pode ser vista na Tabela 4. Nesta Tabela, percebe-se que a composição química da seção metálica de ambos os arames é a mesma, diferenciando-se apenas pela composição do fluxo.

Tabela 4 - Composição química dos arames-eletrodo E71T-1 (rutílico) e E71T-5 (básico)

C (Máx)	Mn (Máx)	P (Máx)	S (Máx)	Si (Máx)	Ni (Máx)	Cr (Máx)	Mo (Máx)	Cu (Máx)	V (Máx)
0,12	1,75	0,03	0,03	0,9	0,5	0,2	0,3	0,35	0,08

Fonte: ASME (2023b)

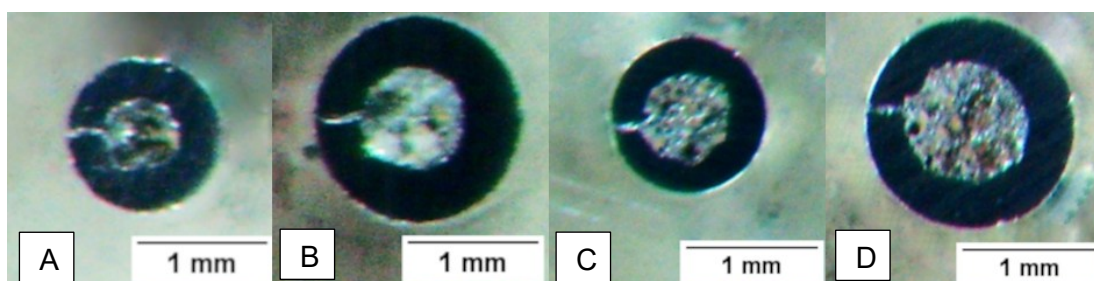
Os gases de proteção utilizados foram o CO₂ puro e a mistura Ar+25% CO₂.

Com o objetivo de caracterizar as propriedades geométricas dos arames avaliados, determinaram-se a massa específica, bem como as áreas total e metálica

de suas seções transversais. Para a determinação da massa específica, seccionaram-se segmentos de 1 m de cada tipo de arame, os quais foram pesados em balança eletrônica semi-analítica modelo L1002i, da fabricante Weblabor, com precisão de 0,01 g. O diâmetro externo foi medido com micrômetro digital modelo MDC-25SX, da fabricante Mitutoyo, com resolução de 0,001 mm.

À semelhança do procedimento adotado para as áreas de seção transversal, retiraram-se quatro amostras aleatórias, de 12 mm de comprimento, ao longo de cada bobina, embutidas em resina e, posteriormente, submetidas a lixamento e polimento para preparação metalográfica. As imagens das seções foram capturadas em estereoscópio Homelab, modelo 20339, com ampliação de 160 vezes e escala conhecida. Após o processamento das imagens, as áreas total e metálica das seções foram determinadas com auxílio de software dedicado de análise de imagens. Para cada tipo de arame, as quatro seções transversais avaliadas forneceram os valores médios das principais características geométricas consideradas. A Figura 21 apresenta exemplos representativos de cada uma das amostras analisadas.

Figura 21 - Seção transversal dos arames tubulares: (A) básico e 1,2 mm, (B) básico e 1,6 mm, (C) rutílico e 1,2 mm e (D) rutílico e 1,6 mm



Fonte: Autor (2026)

Os valores médios de todas as características geométricas citadas encontram-se na Tabela 5 e estão em conformidade com os valores encontrados por Starling e Modenesi (2008) e Garcia (2011). Ademais, os diâmetros medidos situam-se dentro do intervalo de tolerâncias especificado pela norma adotada pelo fabricante, conforme explícito na Tabela 6.

Tabela 5 - Características geométricas dos arames tubulares

Característica geométrica	Rutilico		Básico	
Diâmetro nominal [mm]	1,2	1,6	1,2	1,6
Diâmetro medido [mm]	1,166	1,568	1,168	1,567
Área total [mm ²]	1,12	2,05	1,14	2,05
Área metálica [mm ²]	0,79	1,42	0,87	1,59
Área fluxo [mm ²]	0,33	0,63	0,27	0,46
Área metálica [%]	70,34	69,17	76,62	77,67
Massa específica [g/cm ³]	6,10	6,08	6,23	6,24
Densidade linear [g/m]	6,83	12,48	7,09	12,77

Fonte: Autor (2026)

Tabela 6 - Intervalos de tolerância de diâmetros para arames tubulares

Diâmetro nominal [mm]	Limite inferior	Limite superior
1,2	-0,05	+0,02
1,6	-0,06	+0,02

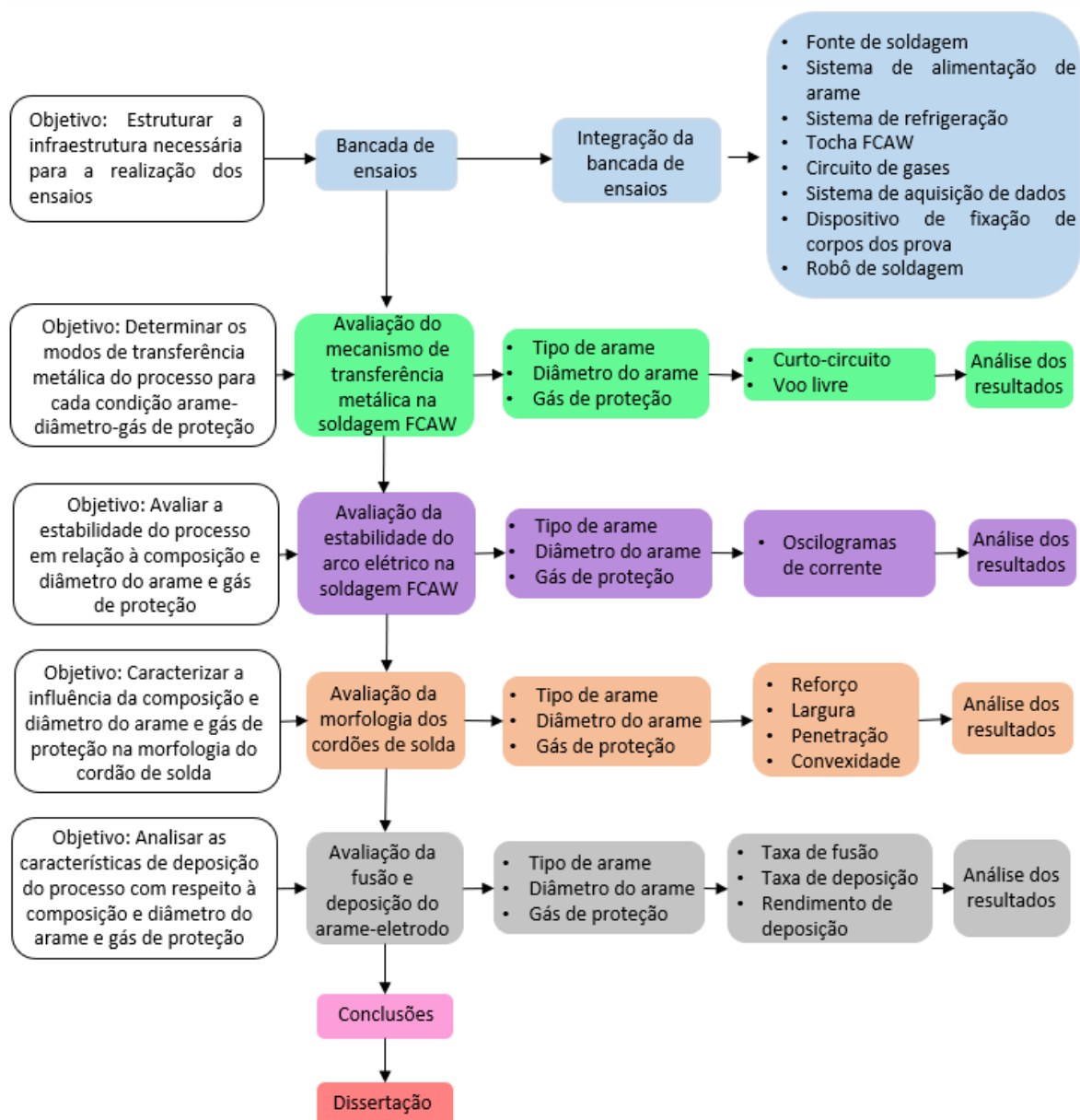
Fonte: ISO (2024)

Para determinar a massa de material depositado, os corpos de prova foram pesados antes e após a soldagem em balança digital semi-analítica da fabricante Marte, modelo AD2000, com resolução de 0,01 g e capacidade de 2010 g.

3.2 METODOLOGIA

Com a finalidade de alcançar os objetivos propostos neste trabalho, o presente trabalho foi estruturado em etapas, conforme ilustra o organograma da Figura 22.

Figura 22 - Organograma do trabalho



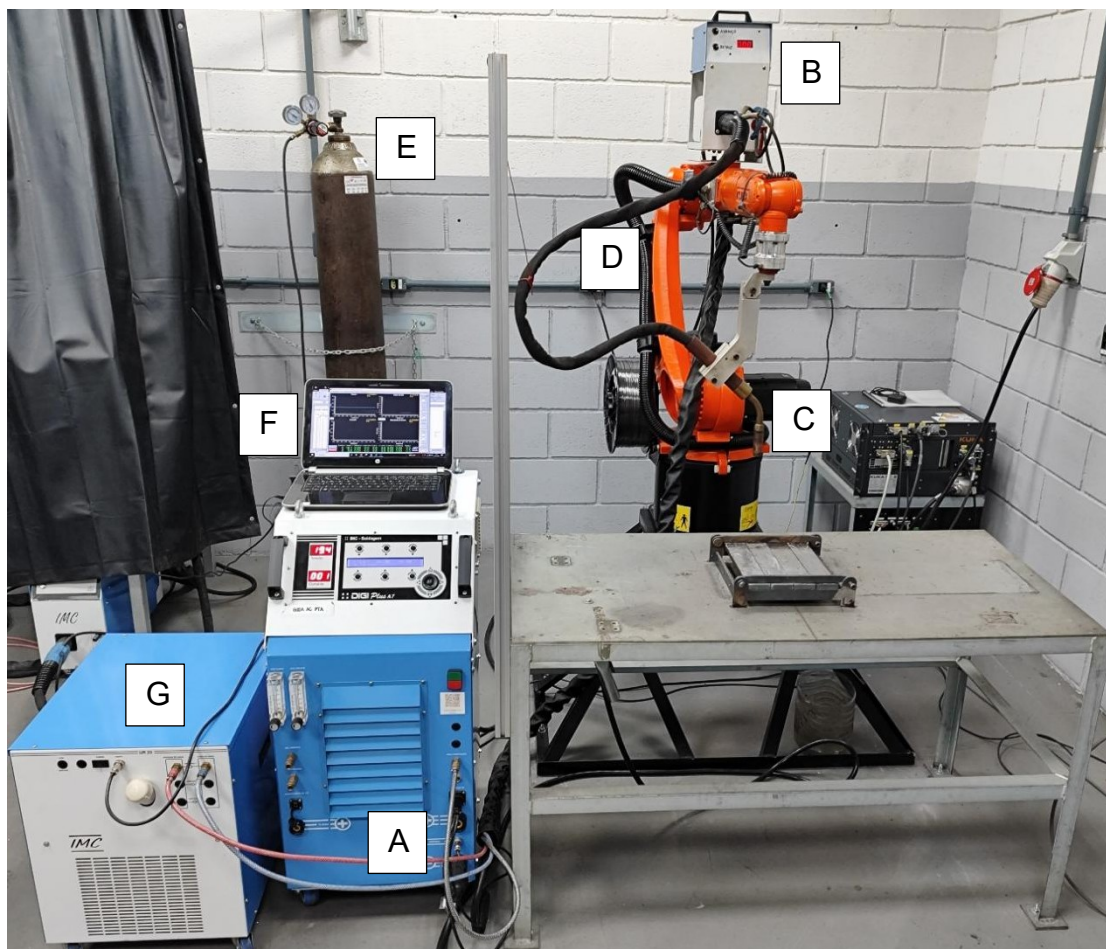
Fonte: Autor (2026)

3.2.1 Montagem da bancada de ensaios

A montagem da bancada de ensaios foi composta por uma fonte de soldagem multiprocesso DigiPLUS A7, modelo ACPO3C acoplada a um sistema de alimentação de arame no qual uma tocha de soldagem FCAW foi conectada. Esta tocha está fixada ao braço de um robô de soldagem KUKA, modelo KR 10 R1420, de seis graus de liberdade, permitindo o deslocamento linear preciso da tocha durante os ensaios. Além disto, a bancada conta com um sistema de refrigeração dedicado à tocha e um circuito de gases de proteção. A aquisição dos dados foi realizada por meio do sistema

SAP V4, responsável pelo registro dos dados de tensão de arco, corrente de soldagem e velocidade de alimentação de arame. A bancada de ensaios montada pode ser vista na Figura 23.

Figura 23 - Bancada de ensaios composta por (A) uma fonte de soldagem, (B) sistema de alimentação de arame, (C) tocha FCAW, (D) robô de soldagem, (E) circuito de gases, (F) sistema de aquisição de dados e (G) sistema de refrigeração da tocha



Fonte: Autor (2026)

3.2.2 Ensaios de soldagem

As soldagens foram realizadas na forma de simples deposição (*bead on plate*) na posição plana, com a tocha posicionada a 90° em relação ao metal de base utilizando a fonte no modo tensão constante. A polaridade de soldagem utilizada foi a reversa, CC+, conforme orientação do fabricante dos arames. Para o ajuste da indutância, adotou-se o valor médio do efeito indutivo da fonte de soldagem, fixando-se os valores de K_s (indutância de subida da corrente) e K_d (indutância de descida da

corrente) em 50. Antes de cada ensaio de soldagem, os corpos de prova foram lixados mecanicamente com uma lixadeira e um disco de acabamento do tipo flap para a retirada de óxidos e carepas resultantes do processo de laminação.

Com o intuito de definir a faixa operacional aplicável às diferentes condições avaliadas, foi realizada a identificação do mecanismo de transferência metálica correspondente a cada uma dessas condições. Objetivou-se, com isso, determinar uma faixa de parâmetros capaz de assegurar um mesmo modo de transferência metálica em todas as condições analisadas.

Deste modo, foram realizados ensaios iniciais de soldagem, nos quais se fez uma varredura nos valores de velocidade de alimentação de arame para cada nível de tensão. Os incrementos aplicados tanto na velocidade de alimentação de arame quanto na tensão de arco foram de 1 unidade.

A velocidade de alimentação de arame inicial foi estabelecida em 2 m/min, e foi aumentada gradualmente em incrementos unitários até atingir um nível que provocasse instabilidade no processo para a tensão considerada. No entanto, à medida que a tensão foi sendo aumentada ao longo dos ensaios, tornou-se necessário ajustar progressivamente a velocidade de alimentação inicial, de modo a evitar a fusão do arame no bico de contato e garantir a estabilidade do processo. Os testes foram realizados dentro de uma faixa de tensão de 15 a 32 V. Com base nos trabalhos de Gomes (2006) e Starling *et al.* (2009a), foram adotados como parâmetros iniciais: um DBCP de 19 mm, vazão de gás de proteção de 18 L/min e velocidade de soldagem de 30 cm/min.

Após a varredura das velocidades de alimentação de arame para cada valor de tensão, foi possível construir um mapa de transferência metálica a partir da análise dos oscilogramas obtidos. Esses oscilogramas permitiram identificar se a transferência do arame fundido para a poça de fusão ocorreu por meio do contato direto, caracterizando o modo de transferência por curto-circuito, ou por voo livre, quando não há contato entre o arame e a poça, adotando-se a metodologia proposta por Alinezhad Kordi (2016). No entanto, diferentemente do referido autor, este trabalho não distingue as subcategorias do modo voo livre, tais como "enterrado" e "não enterrado". Nas situações em que ocorreram curtos-circuitos esporádicos e irregulares, combinados com o destacamento da gota sem contato com a poça, a transferência foi classificada como transitória. Como premissa para este trabalho, os

ensaios de soldagem definitivos foram conduzidos no modo de transferência por voo livre.

Após a realização dos ensaios de soldagem iniciais, e definidos os parâmetros definitivos de soldagem, os ensaios de soldagem subsequentes foram executados com a premissa de se manter um aporte constante de metal de adição por unidade de comprimento do cordão. Para tanto, utilizou-se uma constante de deposição (K_v), a qual refere-se à razão entre a velocidade de alimentação de arame e a velocidade de soldagem multiplicada pela área metálica do arame, conforme descrita na Equação (6). O deslocamento do braço do robô, responsável por definir o comprimento dos cordões, foi configurado para 210 mm em trajetória retilínea.

$$K_v = \frac{V_a}{V_s} * A_m \quad (6)$$

Nos quais:

K_v : Constante de deposição [mm^2]

V_a : Velocidade de alimentação de arame [mm/s];

V_s : Velocidade de soldagem [mm/s];

A_m : Área da seção metálica do arame tubular [mm^2].

3.2.3 Avaliação da estabilidade do processo

Para avaliar a estabilidade do processo em cada ensaio, analisaram-se as correntes de soldagem adquiridas pelo SAP. A partir dos oscilogramas de corrente, caracterizaram-se a variabilidade temporal e a amplitude desses sinais. Além disso, para dispor de uma métrica objetiva da flutuação da corrente de soldagem, calculou-se, para cada condição, o coeficiente de variação da corrente, conforme a Equação (7). Essa métrica expressa os desvios da corrente em torno do seu valor médio, de modo que quanto menor o valor deste coeficiente, menores as flutuações (WANG *et al.*, 2019; FENG *et al.*, 2017).

$$Cv = 100 * \left(\frac{\sigma_I}{I_m} \right) \quad (7)$$

Nos quais:

C_v : Coeficiente de variação da corrente;
 σ_I : Desvio-padrão da corrente [A];
 I_m : Corrente média [A].

Para complementar a análise das flutuações de corrente, caracterizou-se a distribuição da corrente de soldagem por meio da função de densidade de probabilidade (FDP), estimada via Estimativa de Densidade por Kernel (EDK). A curva resultante descreve como a probabilidade dos valores de corrente se distribui ao longo do domínio analisado, evidenciando a forma e a assimetria da distribuição, bem como regiões de maior concentração e a amplitude de dispersão. A Equação (8) apresenta a formulação utilizada.

$$f(x) = \frac{1}{(nh)} \sum_{i=1}^n K_g \left(\frac{x - I_i}{h} \right), \quad K_g(u) = \left(\frac{1}{\sqrt{2\pi}} \right) e^{-u^2/2} \quad (8)$$

Nos quais:

$f(x)$: Função de estimativa de densidade de probabilidade de ocorrência;

x : Valor da corrente no qual a densidade é avaliada [A];

h : Largura de banda [A];

I_i : i -ésima amostra de corrente [A];

n : Número de amostras;

K_g : Função Kernel Gaussiano;

O parâmetro h (largura de banda) controla o grau de suavização da EDK: valores menores preservam mais detalhes locais, ao passo que valores maiores produzem curvas mais lisas. Procura-se, portanto, selecionar h tão pequeno quanto a distribuição dos dados permita, sem introduzir irregularidades. Neste trabalho, o valor de h foi determinado pela regra de Silverman, que fornece uma estimativa assintoticamente ótima da largura de banda, como pode ser visto na Equação (9).

$$h = 0,9 \cdot \min \left(\sigma_I, \frac{IQR(I)}{1,34} \right) \cdot n^{-1/5} \quad (9)$$

Nos quais:

σ : Desvio-padrão da corrente [A];

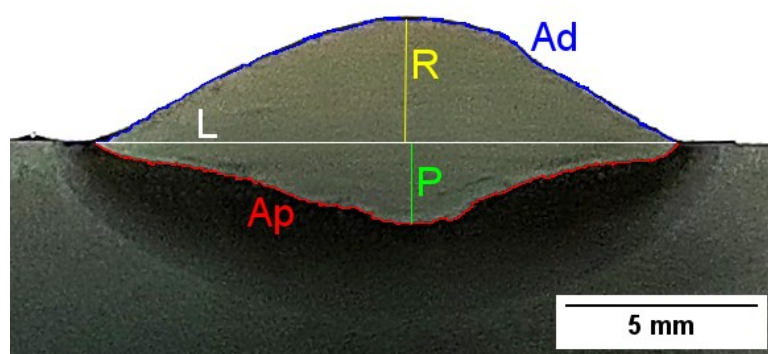
IQR(I): Intervalo interquartil das amostras [A];

3.2.4 Avaliação das características morfológicas dos cordões

Com o objetivo de analisar a morfologia dos perfis dos cordões de solda obtidos, foram realizados cortes transversais em duas regiões distintas de cada cordão, localizadas a 50 mm e 150 mm do início do cordão, correspondendo, respectivamente, a 25% e 75% do comprimento total. As amostras extraídas dessas regiões foram submetidas à preparação metalográfica, iniciando-se pelo lixamento sequencial com lixas de granulações 80, 180, 240, 320, 400 e 600. Posteriormente, aplicou-se ataque químico com reagente Nital a 4% por aproximadamente 10 segundos. Esse procedimento permitiu a visualização da zona fundida das amostras.

A caracterização dimensional dos cordões foi realizada por meio de estereoscopia, técnica que possibilita a obtenção de imagens ampliadas e de alta resolução, adequadas à mensuração dos perfis transversais. Adotou-se a métrica dimensional apresentada na Figura 24, a qual explicita os critérios geométricos considerados: largura do cordão (L), penetração (P), reforço (R), área depositada (A_d) e área penetrada (A_p). As medições de L, P e R foram efetuadas na seção transversal em que cada característica apresentou o seu valor máximo. Definiu-se A_d como a área do cordão situada acima do plano da superfície do metal de base, enquanto A_p corresponde à área abaixo desse plano.

Figura 24 - Procedimento de medição das características geométricas do cordão



Fonte: Autor (2026)

A diluição (D) do cordão foi calculada como a razão entre a área penetrada e a área total do cordão, conforme ilustrado na Equação (10).

$$D = \left[\frac{A_p}{A_p + A_d} \right] \quad (10)$$

A convexidade do cordão foi expressa pelo índice de convexidade (I_c), definido como a razão entre o reforço e a largura, conforme explícito na Equação (11).

$$I_c = (R/L) \quad (11)$$

3.2.5 Avaliação das características de deposição

A fim de se investigar as características de deposição do processo, calculou-se a taxa de fusão (T_F), a taxa de deposição (T_D) e o rendimento de deposição (η_D) para cada condição de soldagem estudada.

A taxa de fusão, representada pela quantidade de metal fundido por unidade de tempo, foi calculada através da Equação (12).

$$T_F = A_t \cdot V_a \cdot \rho_t \quad (12)$$

Nos quais:

T_F : Taxa de fusão [g/min];

A_t : Área total do arame tubular (fluxo e fita metálica) [cm²];

V_a : Velocidade de alimentação do arame [cm/min];

ρ_t : Densidade total volumétrica do arame tubular [g/cm³].

A taxa de deposição, representada pela quantidade de material de adição depositado no cordão de solda por unidade de tempo, foi calculada através da Equação (13). Após o processo de limpeza e antes da realização dos ensaios de soldagem, todos os corpos de prova foram pesados em uma balança digital, conforme procedimento detalhado na Seção 3.1. Este procedimento de limpeza dos corpos de prova também foi realizado após o processo de soldagem de todos os corpos de prova, bem como um posterior desbaste com uma talhadeira. Tal limpeza tem como

objetivo a retirada de possíveis respingos e escória remanescentes do processo, de modo que a diferença entre os pesos medidos seja referente apenas ao metal de adição depositado no cordão de solda.

$$T_D = \frac{M_f - M_i}{T_a} \quad (13)$$

Nos quais:

T_D : Taxa de deposição [g/min];

M_f : Massa do corpo de prova após ser soldado e escovado [g];

M_i : Massa do corpo de prova antes de ser soldado [g];

T_a : Tempo de arco aberto [min].

A massa teórica do cordão foi calculada pela Equação (14), permitindo quantificar as perdas de material associadas a respingos e vaporização.

$$P_t = \frac{A_m \cdot V_a \cdot T_a \cdot \rho_{aço}}{1000} \quad (14)$$

Nos quais:

P_t : Peso teórico do cordão de solda [g];

A_m : Área metálica do arame [mm²];

V_a : Velocidade de alimentação de arame [mm/s];

T_a : Tempo de arco aberto[s];

$\rho_{aço}$: Massa específica do aço [g/cm³].

A massa específica do aço foi considerada igual a 7,85 g/cm³.

O rendimento de deposição, dado pela razão entre a taxa de deposição e a taxa de fusão, é representado pela Equação (15). De posse de ambas as taxas citadas, foi possível realizar o cálculo deste rendimento para cada condição de soldagem avaliada.

$$\eta_d = \frac{T_D}{T_F} \quad (15)$$

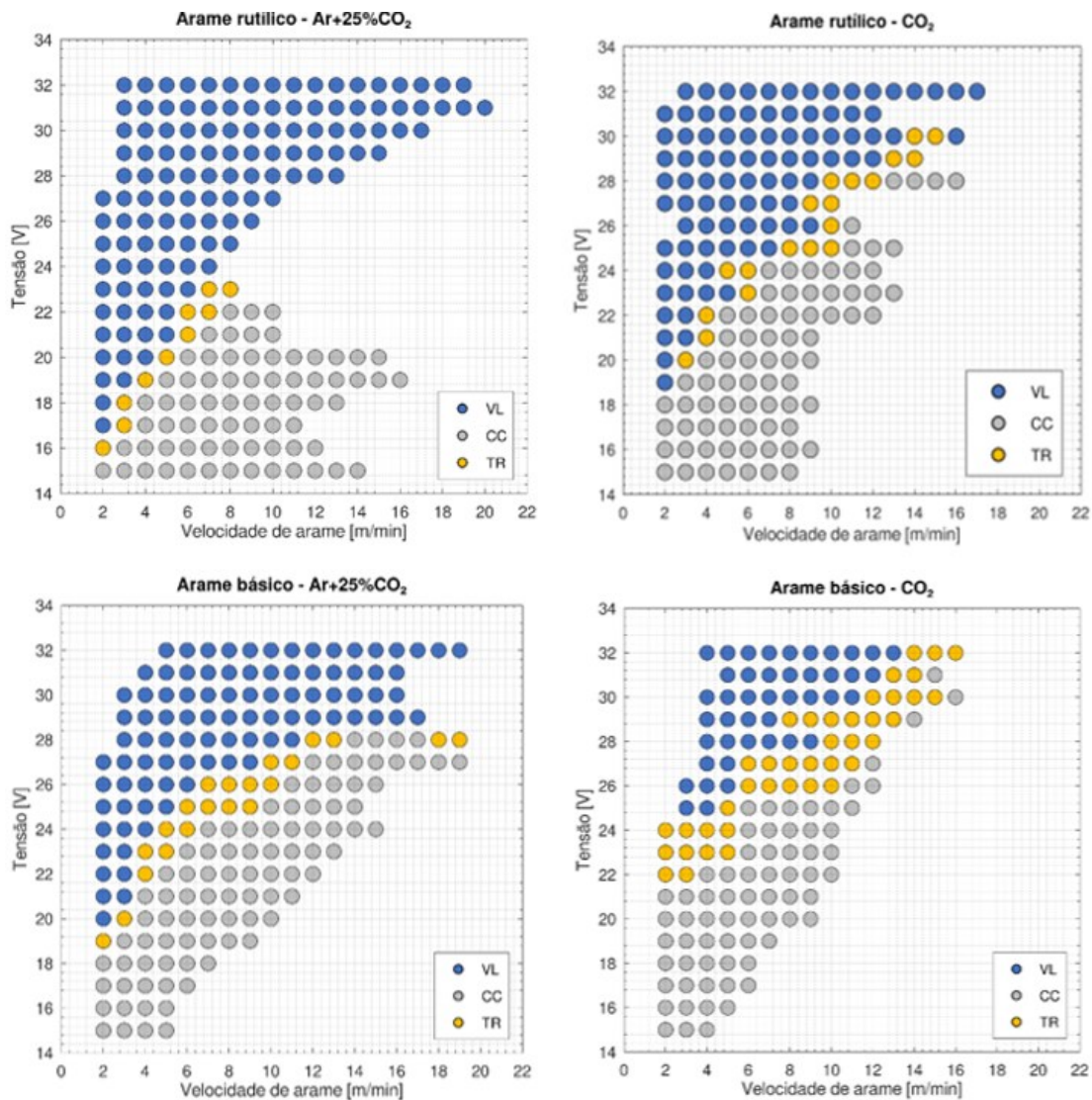
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1.1 Ensaio de soldagem

Conforme apresentado na Seção 3.2.2, a varredura dos parâmetros de velocidade de alimentação de arame e tensão possibilitou a obtenção dos resultados discutidos nos parágrafos a seguir.

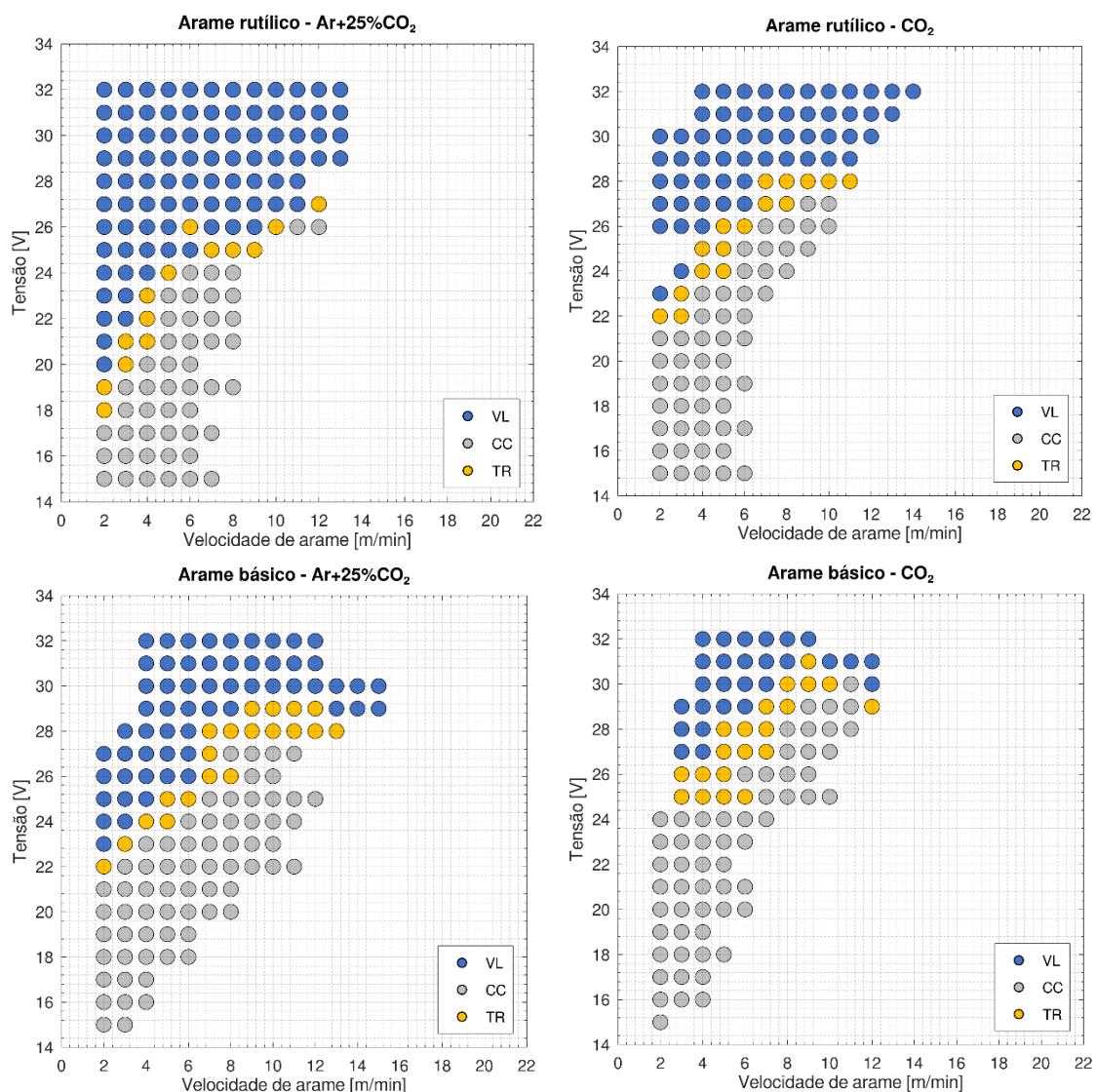
A Figura 25 e a Figura 26 apresentam os modos de transferência metálica obtidos para os arames-eletrodo com diâmetro de 1,2 mm e 1,6 mm, respectivamente. As siglas VL, CC e TR correspondem, respectivamente, aos modos de transferência por voo livre, curto-circuito e transição entre esses regimes.

Figura 25 - Mapas de transferência metálica para os arames com 1,2 mm de diâmetro



Fonte: Autor (2026)

Figura 26 - Mapas de transferência metálica para os arames com 1,6 mm de diâmetro



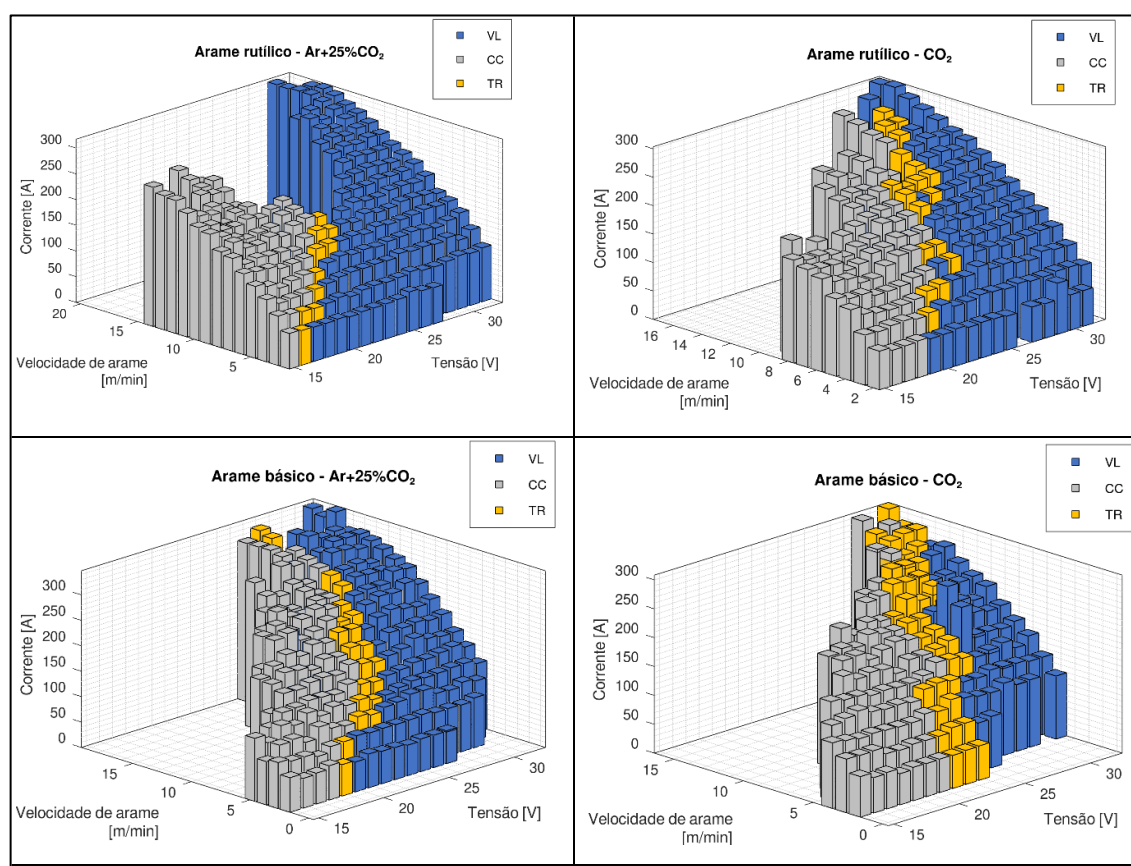
Fonte: Autor (2026)

Observa-se que baixos valores de tensão, o modo de transferência por curto-circuito é predominantemente estabelecido em toda a faixa de velocidades de alimentação de arame investigada. À medida que a tensão é elevada, para uma mesma velocidade de alimentação de arame, surge uma região de transição entre os modos de transferência por curto-circuito e por voo livre. Para a menor velocidade de alimentação (2 m/min), o início dessa região ocorre em torno de 17 a 25 V, a depender da condição de ensaio, sendo esse valor de tensão definido como tensão mínima de transição. Com o aumento da velocidade de alimentação de arame, essa faixa de transição desloca-se para tensões progressivamente mais elevadas, configurando uma faixa aproximadamente diagonal no plano tensão–velocidade de alimentação de

arame. Para valores de tensão acima dessa faixa, estabelece-se o modo de transferência por voo livre, que passa a exigir tensões crescentes à medida que a velocidade de alimentação de arame aumenta.

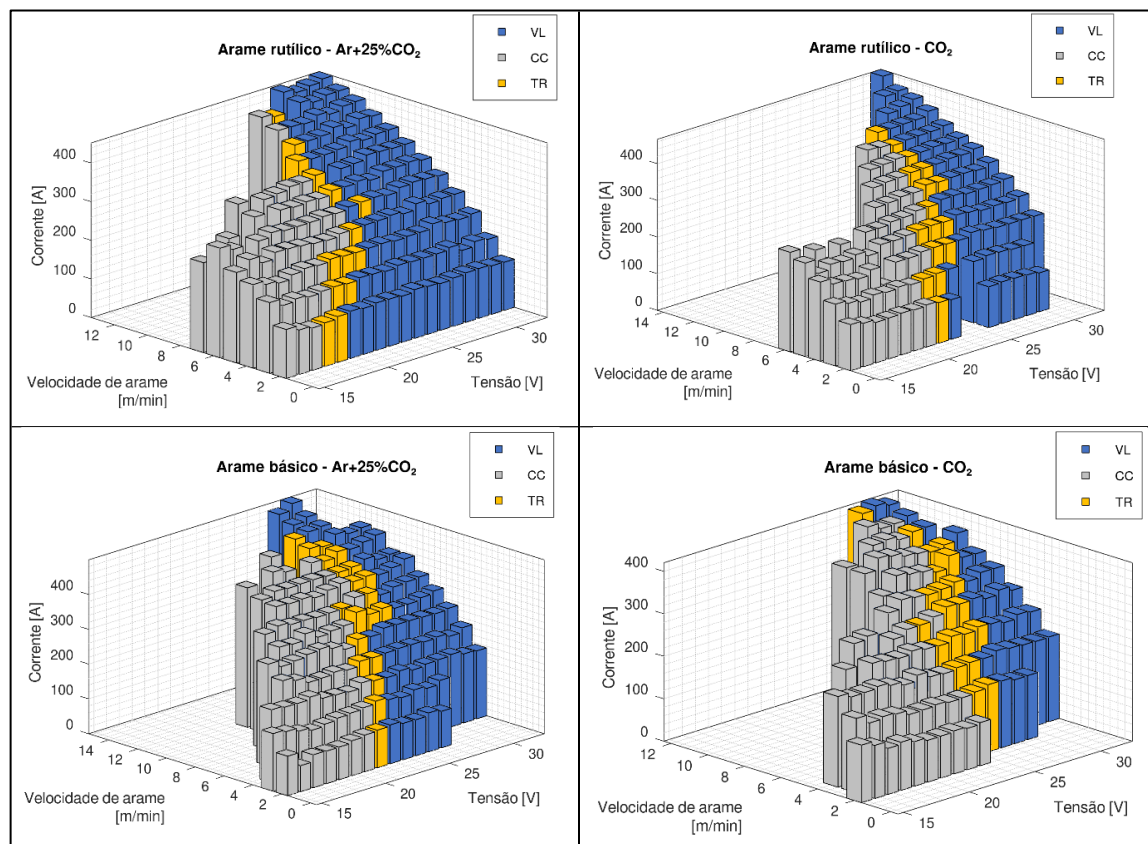
Também pôde-se perceber que a influência do aumento da tensão no valor da corrente média é irrisória, ao contrário do que ocorre com o aumento da velocidade de arame. Estes resultados podem ser visualizados nos gráficos da Figura 27 e Figura 28, os quais apresentam o comportamento da corrente média para cada condição de soldagem ensaiada.

Figura 27 - Mapas de transferência metálica 3D para os arames com 1,2 mm de diâmetro



Fonte: Autor (2026)

Figura 28 - Mapas de transferência metálica 3D para os arames com 1,6 mm de diâmetro



Fonte: Autor (2026)

Ao comparar isoladamente as variáveis avaliadas, verificou-se que a maior faixa operacional satisfatória — entendida aqui como o conjunto de combinações que resultam em regimes estáveis de transferência por curto-circuito ou por voo livre, excluída a região de transição — foi favorecida pelo uso do arame rutilico, da mistura Ar+25% CO₂ como gás de proteção e do diâmetro de 1,2 mm, conforme Tabela 7.

Tabela 7 - Número de combinações típicas para cada modo de transferência obtido

Tipo arame	Diâmetro arame [mm]	Gás de proteção	Voo livre	Curto-circuito	Transição
Rutílico	1,2	Ar+25%CO ₂	124	70	10
Rutílico	1,2	CO ₂	91	76	19
Rutílico	1,6	Ar+25%CO ₂	89	47	14
Rutílico	1,6	CO ₂	57	52	16
Básico	1,2	Ar+25%CO ₂	94	88	21
Básico	1,2	CO ₂	49	70	43
Básico	1,6	Ar+25%CO ₂	58	66	20
Básico	1,6	CO ₂	27	58	20

Fonte: Autor (2026)

Ao analisar exclusivamente a influência do gás de proteção, observa-se que o aumento no teor de CO₂ promoveu duas alterações significativas no processo: uma redução (estreitamento) da faixa operacional com um modo de transferência definido (regimes estáveis de transferência por curto-circuito ou por voo livre, excluída a região de transição) e um aumento da predominância do modo de transferência por curto-circuito. Para o arame rutílico com diâmetro de 1,2 mm, o número de pontos operacionais com um modo de transferência definido reduziu-se de 194 para 167 (-13,9%), enquanto a participação do curto-circuito aumentou de 36,1% para 45,5%. No arame básico de mesmo diâmetro, a redução foi mais expressiva (182 para 119 pontos, -34,6%), com incremento correspondente de 48,4% para 58,8% no modo de curto-circuito. Padrão semelhante foi observado para os arames com diâmetro de 1,6 mm: o arame rutílico apresentou diminuição de 136 para 109 pontos (-19,9%) e aumento de 34,6% para 47,7% no curto-circuito, enquanto o básico apresentou uma redução de 124 para 85 pontos (-31,5%) e elevação de 53,2% para 68,2% nesse modo de transferência. Estima-se que o favorecimento do modo de transferência por curto-circuito, bem como a redução das faixas operacionais (aumento da instabilidade do arco) ao aumentar-se o teor de CO₂ nos ensaios realizados se deve à intensificação da força de reação gerada por vaporização na interface arco-gota e o desequilíbrio das forças eletromagnéticas, conforme discutido na seção 2.1.2. Essa mesma força de reação, atuando em conjunto com o aumento da tensão superficial da gota associado ao maior teor de CO₂, provavelmente também contribuiu para elevar a

tensão mínima de transição do modo de curto-circuito para o modo de voo livre à medida que se incrementou o teor de CO_2 no gás de proteção. Nessa condição, o maior empuxo exercido pelo jato de vapores e a maior resistência capilar da gota dificultam o seu destacamento, de modo que se torna necessário um fluxo de corrente mais elevado para que a transferência deixe o curto-circuito e passe ao regime de voo livre, o que explica o aumento da tensão de transição observado experimentalmente.

Observa-se também que os ensaios realizados com arames do tipo básico apresentaram uma redução mais acentuada nas faixas operacionais com transferência definida, ao aumentar-se o teor de CO_2 , quando comparados aos ensaios com arames do tipo rutilico. Conforme discutido nas Seções 2.1.1 e 2.2.2.1, estudos como os de Melton *et al.* (1992), e Bauné *et al.* (2001) indicam que os arames tubulares com fluxo básico tendem a proporcionar menor estabilidade operacional sob condições de soldagem semelhantes às aplicadas aos consumíveis rutilicos. Essa diferença de comportamento pode ser atribuída à formulação do fluxo básico, que prioriza agentes desoxidantes em detrimento de componentes estabilizadores do arco. Bang *et al.* (2010) reportaram que, embora elementos como fluoreto de cálcio (CaF_2), fluoreto de potássio (KF) e fluorsilicato de potássio (K_2SiF_6) contribuam para a redução do hidrogênio dissolvido no metal de solda, sua decomposição no plasma é associada a instabilidade do arco e maior incidência de respingos. Além disso, o uso do CO_2 puro como gás de proteção, conhecido por promover um arco mais agressivo e instável, pode ter intensificado esse efeito, contribuindo para uma maior redução do número de pontos operacionais estáveis para esta combinação de consumíveis. A maior tensão mínima necessária para promover a transição do regime de curto-circuito para o modo de transferência por voo livre no arame básico também pode estar relacionada à liberação de gases decorrentes da decomposição dos constituintes de seu fluxo, como por exemplo, o CO, conforme apontado por Bauné *et al.* (2001). A geração desses gases na região da ponta do arame tende a intensificar a força de reação por vaporização atuando sobre a gota, dificultando o seu destacamento e, conseqüentemente, a mudança de regime de transferência, comportamento análogo ao observado em misturas gasosas com elevados teores de CO_2 .

Ao se analisar isoladamente a influência do tipo de arame, observa-se que a substituição do consumível de caráter rutilico pelo básico também resultou em uma redução no número total de pontos operacionais, bem como em um aumento na predominância do modo de transferência por curto-circuito. Para a condição de

soldagem com arame de diâmetro 1,2 mm e proteção gasosa com $\text{Ar}+25\%\text{CO}_2$, houve uma diminuição de 194 para 182 pontos operacionais, correspondendo a uma redução de 6,2%. Essa tendência foi ainda mais acentuada quando se utilizou CO_2 puro como gás de proteção para o mesmo diâmetro de arame, com uma queda de 167 para 119 pontos, representando uma redução de 28,7%. Já para os arames com diâmetro de 1,6mm, a proteção com $\text{Ar}+25\%\text{CO}_2$ resultou na diminuição de 136 para 124 pontos (-8,8%), enquanto sob CO_2 puro, os pontos operacionais foram reduzidos de 109 para 85, equivalente a uma redução de 22%. Esses resultados corroboram a hipótese de que a utilização de arames com fluxo de caráter básico, em combinação com CO_2 como gás de proteção, nas condições de soldagem utilizadas, impõe limitações significativas à janela operacional do processo FCAW, restringindo o número de condições viáveis de soldagem.

A análise comparativa do diâmetro do arame evidencia que o aumento de 1,2 mm para 1,6 mm reduziu significativamente o número de pontos operacionais em todas as combinações de tipo de arame e gás de proteção, sem indicar favorecimento a um modo de transferência específico. Para o arame rutilico sob proteção de $\text{Ar}+25\%\text{CO}_2$, a redução foi de 194 para 136 pontos (-29,9%), mantendo-se praticamente inalterada a participação do modo por voo livre (63,9% para 65,4%). Com CO_2 puro, a queda foi mais acentuada, de 167 para 109 pontos (-34,7%), com ligeira redução do voo livre (54,5% para 52,3%). No caso do arame básico, sob proteção $\text{Ar}+25\%\text{CO}_2$, a diminuição foi de 182 para 124 pontos (-31,9%), acompanhada de queda no voo livre (51,6% para 46,8%). Com CO_2 puro, a redução foi de 119 para 85 pontos (-28,6%), com redução ainda mais expressiva do voo livre (41,2% para 31,8%).

Uma possível justificativa para esse comportamento está atrelada ao maior volume de material a ser fundido nos arames de 1,6 mm — aproximadamente 79,75% e 82,76% para os arames do tipo rutilico e básico, respectivamente — em relação ao volume dos arames de 1,2 mm, conforme indicado pelas áreas metálicas dispostas na Tabela 5. Esse acréscimo volumétrico exige energia de soldagem proporcionalmente maior para manter o equilíbrio térmico entre a velocidade de alimentação e a taxa de fusão. Quando a energia de soldagem é insuficiente para fundir o arame na mesma taxa volumétrica em que ele é alimentado, este pode atingir a poça de fusão parcialmente sólido, resultando em uma fusão incompleta do mesmo

e instabilidades no arco elétrico. Assim, o aumento do diâmetro dos arames utilizados neste estudo implica em um incremento aproximado de 80% na corrente média necessária para manter constante a densidade de energia elétrica na seção metálica dos mesmos, condição que não foi atendida nas condições ensaiadas, conforme pode ser visto na Figura 29.

A Figura 29 sintetiza, em formato de tabela e mapa de calor, a variação percentual da densidade de corrente decorrente do aumento do diâmetro do arame, calculada exclusivamente nas regiões do espaço operacional em que há interseção de pontos entre os diferentes diâmetros, assegurando comparabilidade direta entre condições equivalentes. Observa-se predominância de valores negativos, indicando que, na maior parte dos pontos avaliados, o incremento do diâmetro resulta em redução da densidade de corrente. Em fontes de tensão constante, a autorregulação do processo ajusta a corrente para que a taxa de fusão acompanhe a velocidade de alimentação do arame; entretanto, o aumento do diâmetro do arame (maior área de seção metálica) reduz a resistência elétrica da extensão do arame-eletrodo. Nessa condição, o sistema compensa sobretudo por meio de variações do comprimento de arco, elevando a queda de tensão no arco e limitando o acréscimo de corrente, mesmo com a tensão ajustada permanecendo constante. Assim, embora a corrente absoluta tenda a aumentar, esse incremento tende, em geral, ser inferior ao aumento da seção metálica do arame-eletrodo, resultando em menor densidade de corrente elétrica (SCOTTI e PONOMAREV, 2008). Por outro lado, verifica-se que, de modo geral, os poucos valores positivos concentram-se em baixas tensões e velocidades de alimentação, faixa em que o processo opera predominantemente em curto-circuito. Nessas condições, a menor resistência elétrica do arame de maior diâmetro (devida à seção transversal ampliada), combinada à demanda de correntes médias mais elevadas para sustentar a fusão deste maior volume de material, pode elevar a corrente de curto-circuito a patamares que aumentam a corrente média em proporção superior ao crescimento da área metálica. Como consequência, observa-se um acréscimo localizado da densidade de corrente.

Figura 30 - Parâmetros de soldagem que promovem a intersecção de um mesmo modo de transferência metálica entre as condições avaliadas — arames rutilico e básico; diâmetros de 1,2 mm e 1,6 mm; e gases de proteção Ar+25% CO₂ e CO₂ puro

Tensão [V]	32					VL	VL	VL	VL	VL				
	31					VL	VL	VL	VL		VL	VL	VL	
	30				VL	VL	VL	VL						
	29				VL	VL	VL							
	28				VL									
	27				VL									
	26													
	25													
	24													
	23													
	22													
	21													
	20													
	19													
	18					CC	CC							
17					CC									
16			CC	CC										
15		CC												
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
		Velocidade de alimentação de arame [m/min]												

Fonte: Autor (2026)

Dentre as condições de ensaio analisadas, a tensão de 31 V apresentou a maior ocorrência de combinações com a velocidade de alimentação de arame que resultaram em um modo de transferência metálica por voo livre. Em função desse comportamento, os ensaios subsequentes foram conduzidos com tal valor de tensão, adotando-se velocidades de alimentação de arame de 6, 8 e 10 m/min, intervalos que se situam na faixa de intersecção identificada nos mapas de transferência.

Conforme descrito na Seção 3.2.2, adotou-se a constante de deposição K_v para assegurar uma taxa de deposição de material uniforme por unidade de comprimento do cordão. Com base em ensaios exploratórios, estabeleceu-se um valor de $K_v=30$. Assim, as velocidades de soldagem utilizadas nos ensaios estão apresentadas na Tabela 8. Nas três últimas colunas estão representadas, as velocidades de deslocamento correspondentes às velocidades de alimentação de arame de 6, 8 e 10 m/min, respectivamente. Estes valores de velocidade de soldagem foram usados para ambos os gases de proteção utilizados.

Tabela 8 - Velocidades de soldagem para cada combinação de arame

Tipo arame	Diâmetro aramé [mm]	Área metálica [mm ²]	V _s 1 [cm/min]	V _s 2 [cm/min]	V _s 3 [cm/min]
Rutílico	1,2	0,79	15,8	21,0	26,3
Básico	1,2	0,87	17,4	23,2	29,1
Rutílico	1,6	1,42	28,4	37,9	47,4
Básico	1,6	1,59	31,8	42,4	53,0

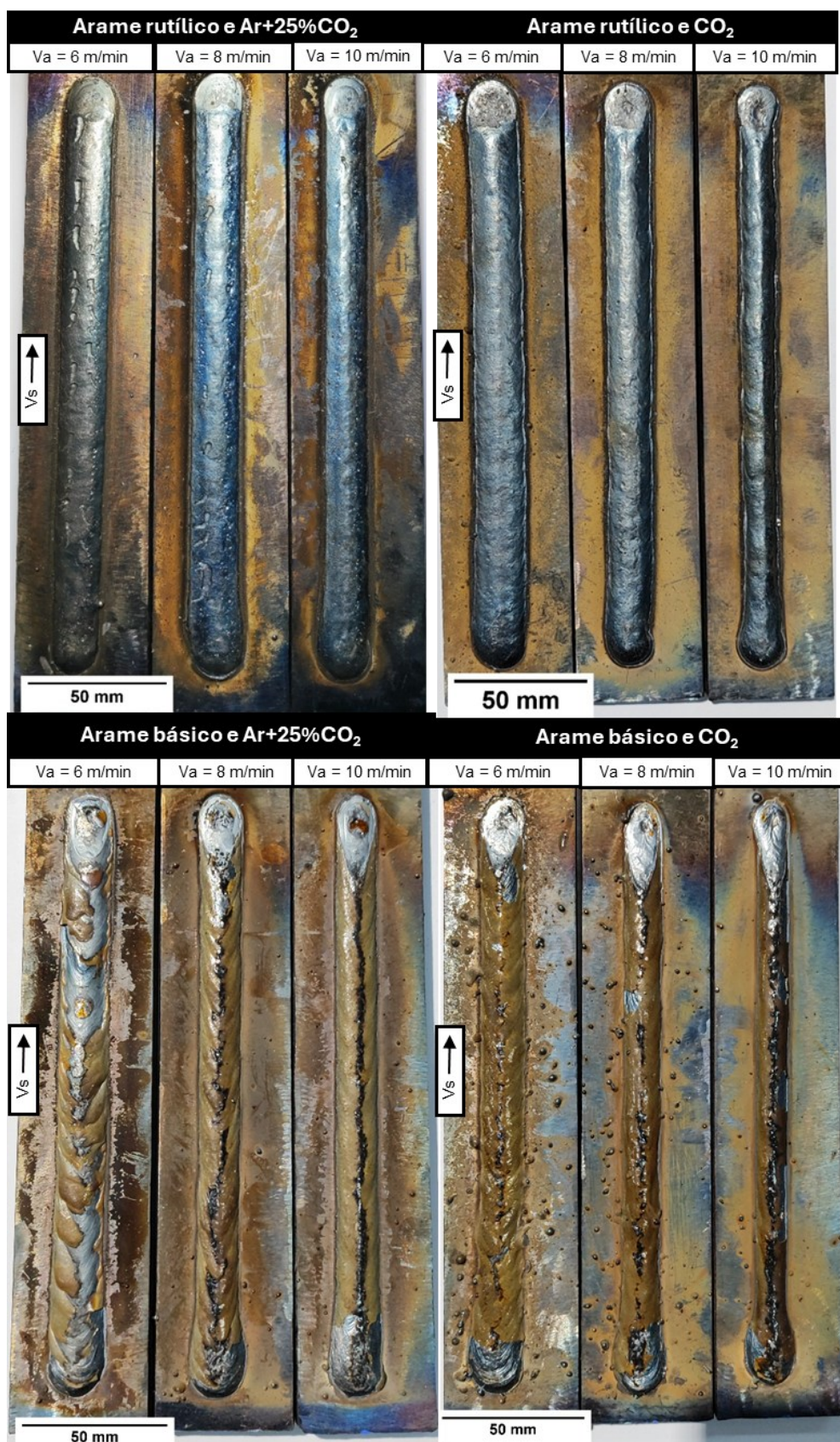
Fonte: Autor (2026)

Os demais parâmetros permaneceram os mesmos: DBCP de 19 mm, vazão do gás de proteção de 18 L/min e ângulo da tocha de 90° em relação ao corpo de prova. Os cordões de solda obtidos com arames de diâmetro de 1,2 mm e 1,6 mm são apresentados na Figura 31 e Figura 32 respectivamente. Para cada combinação arame–diâmetro–gás, os três cordões correspondentes às velocidades de alimentação de 6, 8 e 10 m/min, estão dispostos da esquerda para a direita em ordem crescente, representados pela sigla V_a (velocidade de alimentação de arame). O sentido de soldagem está indicado nas imagens de baixo para cima, representado pela sigla V_s (velocidade de soldagem) e a seta direcional.

Figura 31 - Cordões de solda resultantes dos ensaios com arames com diâmetro de 1,2 mm - antes do processo de escovação



Figura 32 - Cordões de solda resultantes dos ensaios com arames com diâmetro de 1,6 mm - antes do processo de escovação



Fonte: Autor (2026)

De modo geral, observou-se que a escória formada com o arame rútilico apresentou aspecto denso e comportamento auto destacável, recobrendo integralmente a superfície dos cordões. Em contrapartida, a escória produzida pelo arame básico apresentou um aspecto vítreo e fortemente aderente, exigindo remoção mecânica com escova de aço. Ademais, nem todos os cordões depositados com o arame básico foram completamente recobertos pela escória formada: essa deficiência é evidente, por exemplo, nos cordões obtidos com o arame básico de 1,2 mm e 1,6 mm, ambos sob proteção com Ar+25%CO₂. Nesses casos, a cobertura da escória é deficiente nas menores velocidades de alimentação de arame, com melhoria progressiva à medida que essa velocidade (e, conseqüentemente, a corrente de soldagem) aumenta. Uma hipótese plausível para esse comportamento é a elevação da viscosidade da escória em baixos níveis de corrente, sobretudo no caso das escórias de caráter básico, as quais, conforme discutido por Holly *et al.* (2019), podem apresentar teores elevados de CaCO₃ no fluxo e de CaO na escória. Segundo os autores, a decomposição do CaCO₃ no arco, gerando CaO de alto ponto de fusão, e favorece a precipitação de fases sólidas ricas em CaO, o que resulta em escórias mais viscosas e de solidificação mais rápida. Nessas condições, a escória encontra maior dificuldade em se espalhar e recobrir uniformemente o cordão nas correntes mais baixas, efeito que tende a ser atenuado à medida que o aumento da corrente elétrica eleva a temperatura da poça e reduz a fração de fases sólidas presentes na escória durante o escoamento.

No ensaio realizado com o arame rútilico de 1,6 mm sob proteção Ar+25% CO₂, verificou-se a formação de porosidade, sobretudo nos cordões obtidos com velocidades de alimentação de arame de 6 e 8 m/min, nos quais se observaram poros do tipo vermiforme. Embora a investigação detalhada desse mecanismo não integre o escopo deste trabalho, aventou-se a hipótese de uma possível insuficiência da atmosfera de proteção do arco. Para averiguá-la, os ensaios com o arame rútilico de 1,6 mm e Ar+25% CO₂ nas velocidades de 6 e 8 m/min foram replicados, elevando-se a vazão do gás de proteção de 18 para 25 L/min e mantendo constantes os demais parâmetros de soldagem. A Figura 33 apresenta os cordões obtidos com vazão de gás de proteção de 18 e 25 L/min.

Figura 33 - Cordões de solda obtidos com arame rutílico com 1,6 mm de diâmetro e gás de proteção Ar+25% CO₂ nas vazões de 18 e 25 L/min



Fonte: Autor (2026)

Conforme ilustrado na Figura 33, o aumento da vazão do gás de proteção de 18 para 25 L/min, embora não tenha eliminado completamente a porosidade nos cordões, suprimiu a ocorrência de poros do tipo vermiforme. Esse resultado corrobora a hipótese de que, para esse ensaio, a corrente de soldagem adotada foi insuficiente para promover a fusão completa dos constituintes do fluxo e, conseqüentemente, assegurar uma atmosfera plenamente protetiva na região do arco — efeito também observado anteriormente nos cordões produzidos com arame básico. Nesse caso, porém, o incremento da vazão do gás de proteção pareceu mitigar a deficiência protetiva associada à queima dos componentes do arame rutílico.

4.1.2 Avaliação da estabilidade do processo

Conforme descrito na Seção 3.2.3, foram calculados os coeficientes de variação da corrente de soldagem (C_v) para todas as condições de ensaio, os quais podem ser vistos na Tabela 9, a qual contempla também os valores de corrente média (I_m), densidade de corrente (J) e desvio-padrão da corrente (σ_I) para cada ensaio.

Tabela 9 - Valores dos coeficientes relacionados à corrente de soldagem

Arame	Gás	Diâmetro [mm]	V_a [m/min]	I_m [A]	J [A/mm ²]	σ_I [A]	C_v
Rutílico	Ar+25%CO ₂	1,2	6	174,73	221,92	7,78	4,45
Rutílico	Ar+25%CO ₂	1,2	8	209,54	266,12	6,99	3,34
Rutílico	Ar+25%CO ₂	1,2	10	236,90	300,87	7,24	3,06
Rutílico	CO ₂	1,2	6	165,38	210,04	17,63	10,66
Rutílico	CO ₂	1,2	8	199,11	252,87	22,10	11,10
Rutílico	CO ₂	1,2	10	227,79	289,30	28,24	12,40
Básico	Ar+25%CO ₂	1,2	6	172,30	197,59	12,39	7,19
Básico	Ar+25%CO ₂	1,2	8	214,64	246,14	9,85	4,59
Básico	Ar+25%CO ₂	1,2	10	246,10	282,22	10,86	4,41
Básico	CO ₂	1,2	6	166,42	190,85	37,93	22,79
Básico	CO ₂	1,2	8	201,94	231,58	41,27	20,44
Básico	CO ₂	1,2	10	236,84	271,61	42,62	18,00
Rutílico	Ar+25%CO ₂	1,6	6	288,08	202,79	11,12	3,86
Rutílico	Ar+25%CO ₂	1,6	8	350,02	246,39	8,37	2,39
Rutílico	Ar+25%CO ₂	1,6	10	394,84	277,94	7,41	1,88
Rutílico	CO ₂	1,6	6	289,09	203,50	37,03	12,81
Rutílico	CO ₂	1,6	8	345,53	243,23	26,52	7,67
Rutílico	CO ₂	1,6	10	387,38	272,69	39,79	10,27
Básico	Ar+25%CO ₂	1,6	6	295,83	186,10	13,44	4,54
Básico	Ar+25%CO ₂	1,6	8	364,59	229,35	11,05	3,03
Básico	Ar+25%CO ₂	1,6	10	406,14	255,49	12,37	3,05
Básico	CO ₂	1,6	6	287,36	180,77	59,50	20,71
Básico	CO ₂	1,6	8	348,27	219,09	61,92	17,78
Básico	CO ₂	1,6	10	390,99	245,96	58,01	14,84

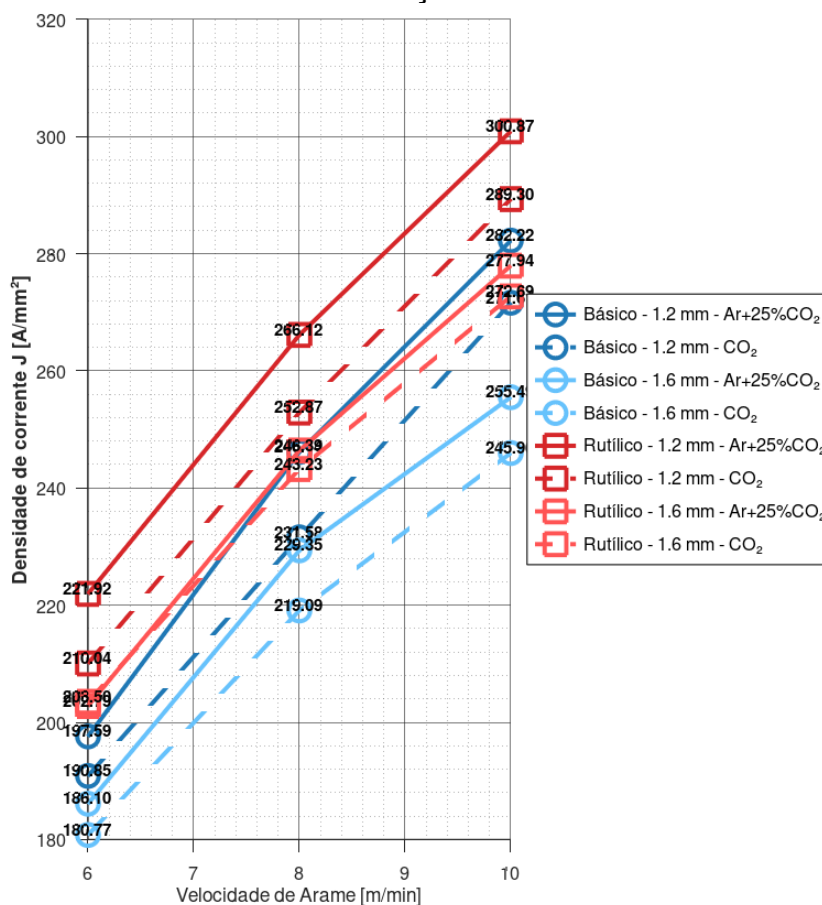
Fonte: Autor (2026)

A partir dos dados da Tabela 9, observa-se que, de modo geral, o gás de proteção Ar+25%CO₂ resultou em correntes médias de soldagem ligeiramente superiores às obtidas com CO₂ puro. Esse comportamento pode estar relacionado ao fato de o argônio apresentar energia de ionização menor que a do CO₂, o que reduz a resistência à abertura e à manutenção do arco, exigindo menos energia para sustentá-lo. Em fontes de tensão constante, o valor de corrente estabilizada decorre do balanço entre a tensão ajustada e a queda de tensão no arco; como o argônio apresenta menor energia de ionização e maior condutividade do plasma, a queda de tensão no arco tende a ser menor, permitindo que a corrente se estabeleça em níveis um pouco mais elevados sob as mesmas condições de ajuste.

Além disso, conforme discutido na Seção 2.1.2, gases de alta condutividade térmica devem aumentar a resistividade do arco e, portanto, a tensão de arco requerida para uma mesma corrente e comprimento de arco. Como, nos ensaios, a tensão ajustada na fonte foi mantida constante, uma fração dessa tensão é consumida no arco quando se utiliza CO₂ puro, restando menor diferença de potencial para as quedas resistivas do circuito. Em consequência, o ponto de equilíbrio se estabelece com corrente média estabilizada inferior à verificada na mistura Ar+25% CO₂.

De modo análogo, o arame básico apresentou tendência a correntes de soldagem ligeiramente superiores às observadas com o arame rutílico. Esse resultado é compatível com a maior seção metálica do arame básico (em ambos os diâmetros), que requer corrente mais elevada para sustentar a fusão desse volume de material. Todavia, esse acréscimo de corrente não compensa integralmente o maior volume metálico do consumível, visto que as densidades de corrente permanecem mais altas no arame rutílico. O mesmo padrão se verifica ao aumentar o diâmetro dos arames. Assim como observado na Seção 4.1.1, o aumento no diâmetro dos arames resultou em uma redução na densidade de corrente, como pode ser visto na Figura 34.

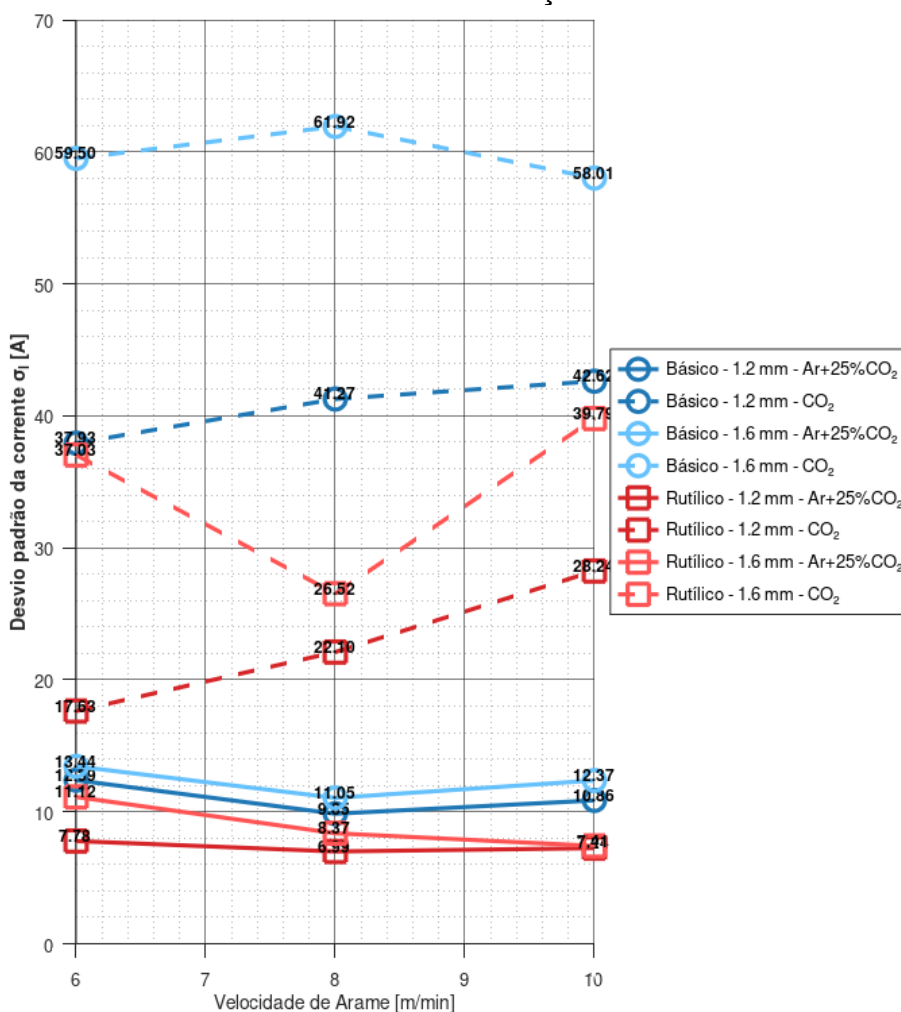
Figura 34 - Comportamento da densidade de corrente nos arames em função da velocidade de alimentação de arame



Fonte: Autor (2026)

Percebe-se também, com base nos dados da Tabela 9, e expostos nos gráficos da Figura 35 e Figura 36, respectivamente, que os desvios-padrão da corrente de soldagem e os respectivos coeficientes de variação são mais elevados nas condições em que se utiliza CO₂ como gás de proteção. Esse comportamento era esperado, uma vez que a constrição do arco associada a esse gás aumenta a densidade de corrente no eixo do arco e, por consequência, a pressão exercida sobre a poça de fusão. Somada às forças repulsivas decorrentes da vaporização de óxidos no banho metálico, essa condição favorece uma transferência metálica mais irregular, traduzindo-se em flutuações maiores nos valores de corrente, conforme discutido na Seção 2.1.2.

Figura 35 - Comportamento dos desvios-padrão da corrente elétrica em função da velocidade de alimentação de arame



Fonte: Autor (2026)

O tipo de arame também influenciou o coeficiente de variação da corrente: o arame rutilico apresentou flutuações menores que o arame básico. Esse resultado é coerente com a literatura sobre a composição química do fluxo, que atribui aos arames rutilicos maiores teores de agentes estabilizadores de arco, enquanto os básicos concentram-se em agentes desoxidantes, conforme discutido na Seção 2.1.1. Bauné *et al.* (2001) relatam que a decomposição de constituintes do arame básico — em especial carbonetos — pode gerar monóxido de carbono (CO) no interior das gotas metálicas, promovendo um modo de transferência de caráter explosivo. Nessa condição, a formação e o crescimento de uma bolha de CO em uma gota em formação, quando suficientemente superaquecida, podem culminar em sua ruptura súbita, desestabilizando a gota durante o destacamento, resultando em uma redução da estabilidade operacional. Embora a caracterização química das formulações dos

arames não faça parte deste estudo, é razoável supor que diferenças composicionais tenham contribuído para a menor flutuação de corrente observada com o arame rutilico.

No que se refere ao diâmetro do arame, observa-se que o aumento de 1,2 mm para 1,6 mm tende a elevar o desvio-padrão das correntes, embora o coeficiente de variação (C_v) seja reduzido. Esse comportamento decorre do fato de que, para a mesma velocidade de alimentação, o maior diâmetro implica maior volume de metal introduzido por unidade de tempo e, portanto, maior potência de fusão requerida. Em uma fonte do tipo tensão constante, o sistema autorregula-se elevando a corrente média para satisfazer o balanço energético da fusão. No modo de transferência por voo livre, as oscilações de corrente resultam, sobretudo, do ciclo crescimento–estrangulamento–destacamento da gota, causando pequenas variações no comprimento efetivo do arco à medida que a gota se aproxima ou se afasta da poça. Com o arame de maior diâmetro, formam-se gotas de maior volume, de modo que os ciclos de crescimento e destacamento amplificam a modulação do comprimento de arco, e como a corrente de soldagem é mais elevada, esta ondulação absoluta do sinal de corrente e, conseqüentemente, o desvio-padrão também são maiores. Por outro lado, a corrente média cresceu em proporção ainda maior do que a amplitude relativa dessas oscilações, por duas possíveis razões: (i) a maior demanda energética para fundir a seção transversal aumentada; e (ii) a menor resistência elétrica da extensão do arame, que favorece níveis de corrente sustentados mais elevados. Assim, embora se tenha observado um aumento do desvio-padrão das correntes de soldagem com o aumento do diâmetro do arame, o coeficiente de variação da corrente (C_v) diminuiu, pois, a média da corrente cresceu em proporção superior à dispersão do sinal. Em síntese, embora se tenha observado correntes de maior magnitude e ondulação absoluta ligeiramente superior nos ensaios com arames de 1,6 mm, a variabilidade relativa, normalizada pela própria média, foi menor, sugerindo maior estabilidade do processo ao se utilizar tais consumíveis.

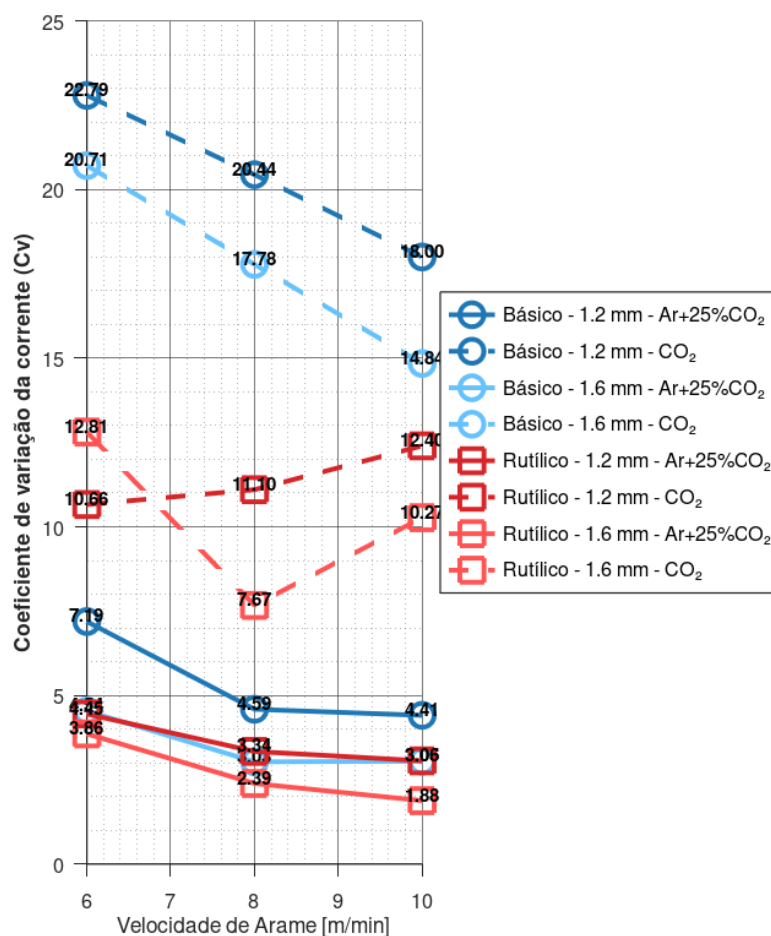
A Figura 36 apresenta o comportamento do coeficiente de variação da corrente (C_v) em função da velocidade de alimentação de arame para cada condição de ensaio. Para os consumíveis básicos com proteção de CO_2 , embora os valores absolutos de C_v tenham sido mais elevados nas condições avaliadas, os coeficientes angulares de suas retas são mais negativos, indicando uma redução mais acentuada deste coeficiente dado o aumento da velocidade de alimentação de arame. Para tais

consumíveis, obtiveram-se inclinações de $-1,20$ e $-1,47$ para os diâmetros de $1,2$ mm e $1,6$ mm, respectivamente, o que sugere uma tendência de ganho de estabilidade nestas condições de soldagem a uma taxa superior quando comparados às demais condições.

Em contrapartida, as três condições que apresentaram os menores valores de C_v exibiram menores inclinações em magnitude: os arames rutilicos com proteção de $Ar+25\%CO_2$, de $1,2$ mm e $1,6$ mm, com inclinações de $-0,35$ e $-0,50$, respectivamente, e o arame básico $1,6$ mm com $Ar+25\%CO_2$, com inclinação de $-0,37$. Esse comportamento é compatível com um patamar de estabilidade já elevado, no qual o aumento da velocidade tende a promover reduções nos valores de C_v mais discretas, ou até mesmo um aumento no valor deste coeficiente.

Por fim, o arame rutilico com diâmetro de $1,2$ mm e proteção com CO_2 apresentou inclinação positiva ($+0,43$), indicando aumento do C_v com o incremento da velocidade de alimentação de arame na faixa analisada e, portanto, uma tendência de perda relativa de estabilidade sob essa combinação avaliada.

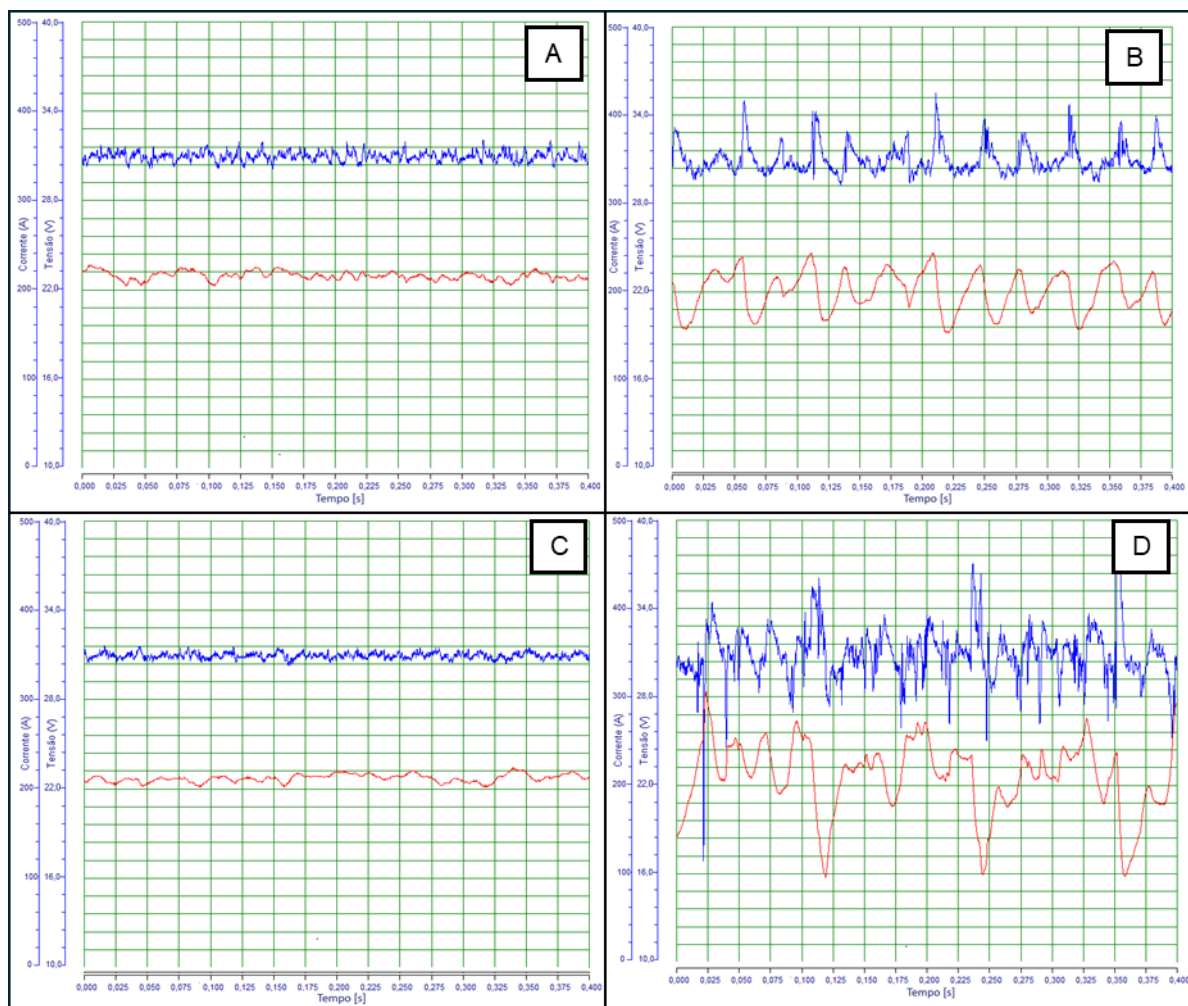
Figura 36 - Comportamento do Coeficiente de variação da corrente em função da velocidade de alimentação de arame



Fonte: Autor (2026)

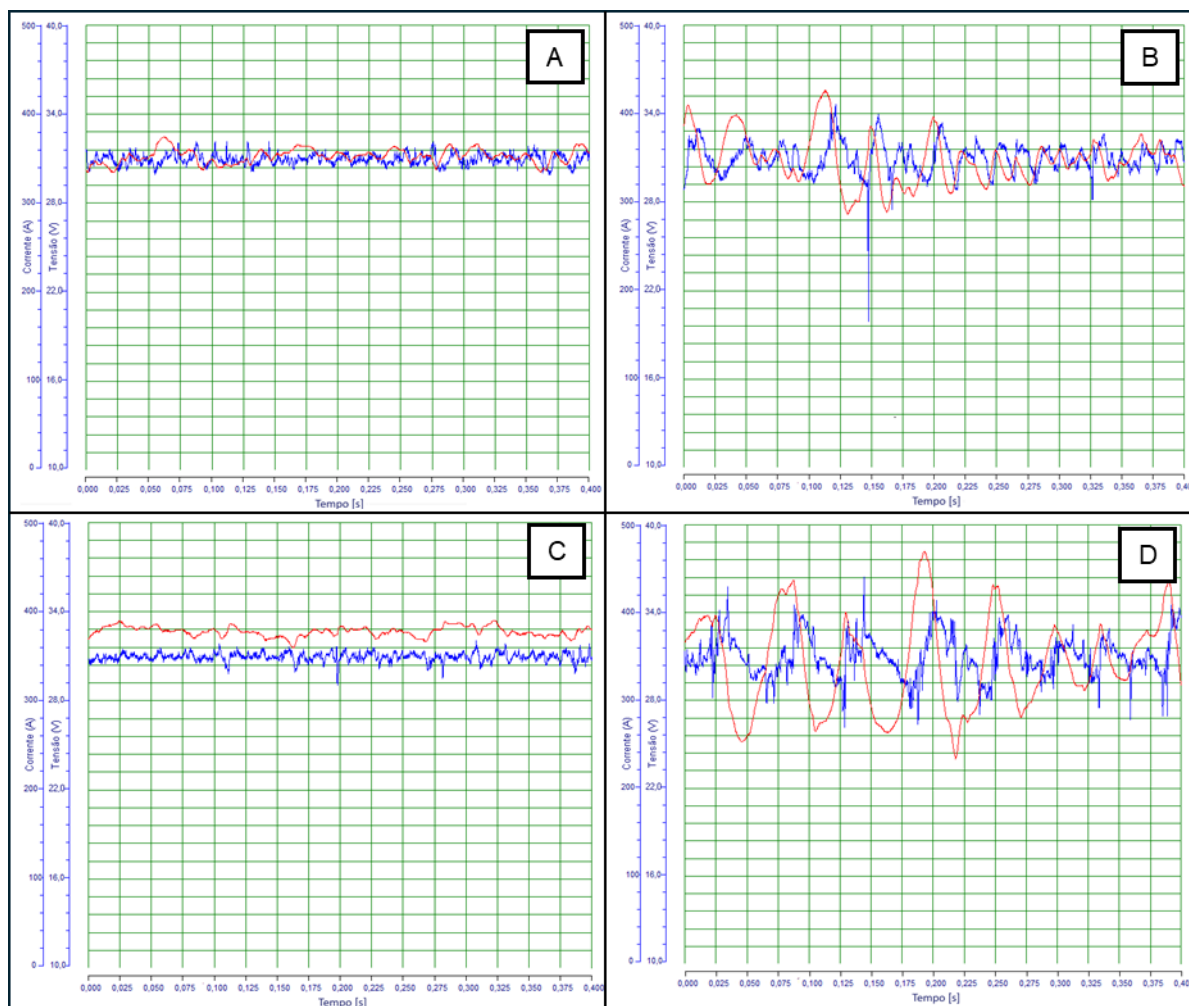
A Figura 37 e a Figura 38 apresentam os oscilogramas de corrente e tensão obtidos com os arames de 1,2 mm e 1,6 mm, respectivamente. Para efeito de comparação, foram selecionados os registros referentes à velocidade de alimentação intermediária (8 m/min), por se mostrar representativa do comportamento dos sinais elétricos nos parâmetros investigados. Nos gráficos, a corrente de soldagem é indicada pela curva vermelha e a tensão pela curva azul.

Figura 37 - Oscilogramas dos sinais elétricos dos ensaios com arames com diâmetro de 1,2 mm: (A) Rutílico e Ar+25%CO₂, (B) Rutílico e CO₂, (C) Básico e Ar+25%CO₂ e (D) Básico e CO₂



Fonte: Autor (2026)

Figura 38 - Oscilogramas dos sinais elétricos de ensaios com arames com diâmetro de 1,6 mm: (A) Rutílico e Ar+25%CO₂, (B) Rutílico e CO₂, (C) Básico e Ar+25%CO₂ e (D) Básico e CO₂



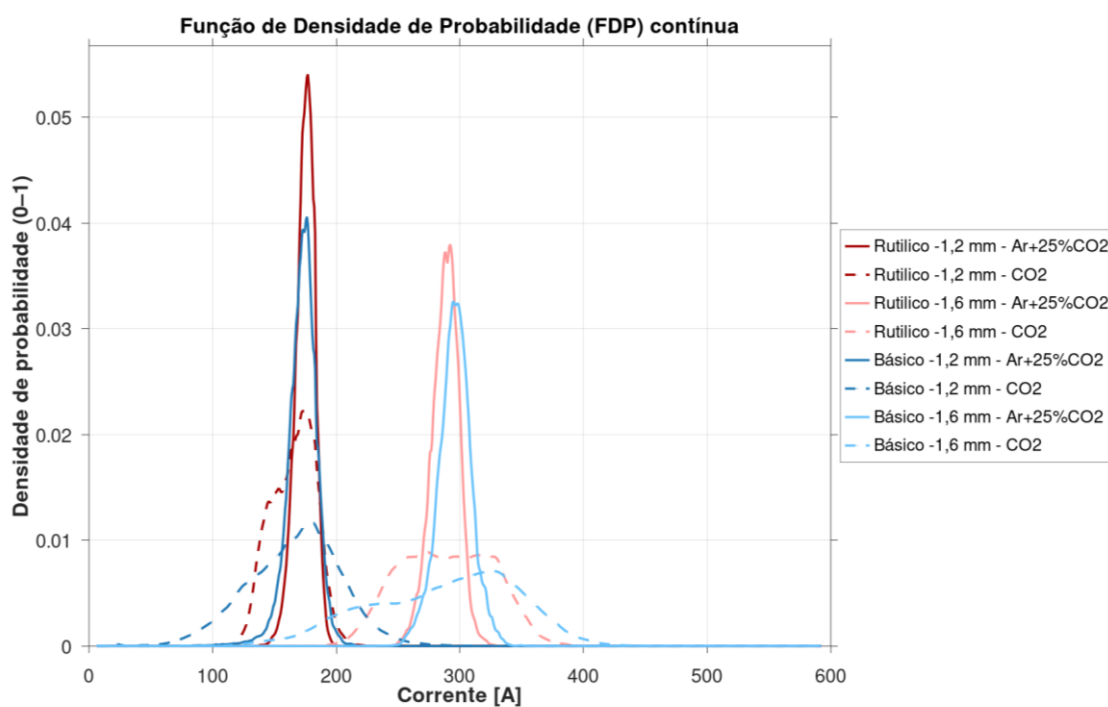
Fonte: Autor (2026)

A análise dos oscilogramas de corrente e tensão corrobora os resultados da avaliação quantitativa da variabilidade da corrente de soldagem. Verifica-se que o gás de proteção é o parâmetro de maior impacto nas flutuações da corrente elétrica, sendo que a mistura Ar+25% CO₂ apresentou as menores amplitudes de variação. Conforme indicado na Figura 36, com Ar+25% CO₂ o arame rutílico exibiu leve superioridade de estabilidade em relação ao arame básico. Contudo, com CO₂ puro essa diferença torna-se mais pronunciada, sugerindo que a combinação arame básico/gás CO₂ intensifica as flutuações de corrente e tensão, reduzindo a estabilidade do processo.

Para qualificar a região de concentração da variabilidade da corrente, gerou-se, para cada combinação arame–diâmetro–gás e velocidade de alimentação de arame, as Funções de Densidade de Probabilidade (FDP) da corrente aquiritada pelo

SAP. As FDPs foram obtidas por Estimativa de Densidade por Kernel (EDK), que sobre põe uma função kernel suave a cada amostra e soma suas contribuições, resultando numa distribuição contínua e normalizada. Picos altos e estreitos indicam probabilidade de ocorrência concentrada (menor dispersão, maior estabilidade), enquanto curvas mais largas e caudas pronunciadas revelam maior variabilidade da corrente. Assim, as FDPs complementam as métricas realizadas anteriormente, indicando não apenas o nível de variação da corrente, mas também, onde essa variabilidade se distribui ao longo dos níveis de corrente. A Figura 39 apresenta a FDP para a velocidade de alimentação de arame de 6 m/min, enquanto a Figura 40 e a Figura 41 apresentam, respectivamente, as funções FDP para as velocidades de alimentação de arame de 8 e 10 m/min.

Figura 39 - Função de Densidade de Probabilidade para os ensaios realizados com velocidade de alimentação de arame de 6 m/min



Fonte: Autor (2026)

Figura 40 - Função de Densidade de Probabilidade para os ensaios realizados com velocidade de alimentação de arame de 8 m/min

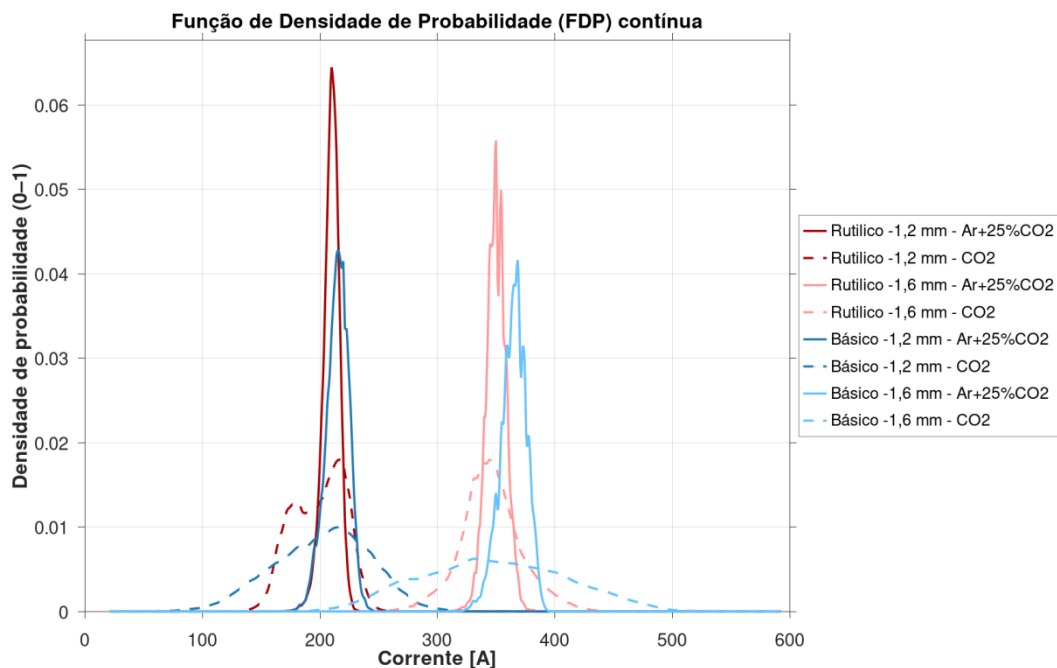
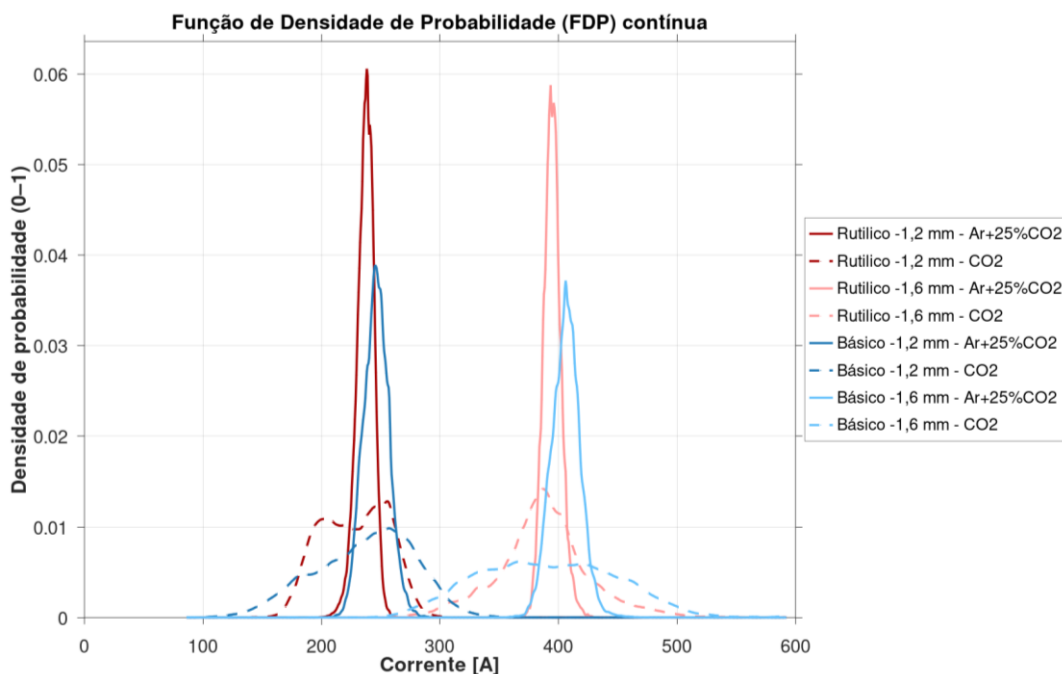


Figura 41 - Função de Densidade de Probabilidade para os ensaios realizados com velocidade de alimentação de arame de 10 m/min



De modo geral, o comportamento das FDPs é consistente nas três velocidades de alimentação de arame analisadas, variando principalmente com o gás

de proteção e o tipo e diâmetro de arame. Quanto ao gás, observa-se que as condições com Ar+25%CO₂ apresentam picos mais definidos e distribuições mais estreitas em comparação ao CO₂ puro, para todas as velocidades, indicando menor dispersão dos valores da corrente. O aumento da velocidade de alimentação de arame não altera substancialmente a forma dessas curvas, sugerindo que a influência do gás se mantém ao longo da faixa de velocidades de arame estudada.

No que se refere ao tipo de arame, o rutilico tende a exibir menor dispersão dos valores de corrente que o básico em todas as combinações avaliadas. Adicionalmente, o arame básico apresenta correntes médias ligeiramente superiores, evidenciadas pelo deslocamento dos picos das suas distribuições em relação ao rutilico — efeito particularmente nítido nas condições sob proteção de Ar+25%CO₂. Quanto ao diâmetro do arame, ao utilizar velocidade de alimentação de arame de 6 m/min, os arames de 1,2 mm produzem distribuições mais concentradas, mas essa diferença se reduz com o aumento da velocidade de alimentação de arame. Em 10 m/min (especialmente sob Ar+25%CO₂) as curvas dos dois diâmetros convergem em forma e pico, e, para 1,2 mm, a curva mantém o formato e apenas se desloca em corrente, o que sugere uma tendência à saturação da melhoria de estabilidade com o incremento de corrente naquela janela operacional.

Esses resultados sustentam que, em menores níveis de corrente (dentro do intervalo investigado), o arame de 1,2 mm tende a apresentar menores flutuações dos valores de corrente que o arame de maior diâmetro. À medida que a corrente aumenta, o desempenho do 1,6 mm se aproxima do de 1,2 mm e, como a corrente média no arame de maior diâmetro é superior, a variabilidade relativa (normalizada pela média, C_v) torna-se menor, em concordância com a análise apresentada anteriormente. Por outro lado, nas condições com arame básico e CO₂, o formato das distribuições praticamente não se altera com a velocidade de alimentação de arame: mantêm-se largas (com variação entre 200 e 300 A) e com pico baixo, caracterizando as maiores dispersões entre as combinações e baixa sensibilidade à velocidade de alimentação de arame dentro da faixa estudada.

Para avaliar, em perspectiva aplicada, a influência dos parâmetros, os dados foram submetidos à análise de variância (ANOVA). Adotou-se nível de significância de 5%; assim, valores de $p < 0,05$ foram considerados estatisticamente significativos (95% de confiança).

A Tabela 10 apresenta os valores de p e F da ANOVA para cada fator (tipo de arame, diâmetro, gás de proteção e velocidade de alimentação) e para as interações entre eles, relativamente ao C_v . Os valores de p expressam a probabilidade de observar uma estatística F tão extrema quanto a calculada sob a hipótese nula de igualdade das médias. Já as estatísticas F correspondentes quantificam a razão entre a variabilidade explicada pelo efeito e a variabilidade residual, de modo que valores maiores indicam maior evidência contra a hipótese nula.

Para facilitar a leitura, os efeitos e interações significativos na Tabela 10 ($p < 0,05$) foram destacados em verde. De modo consistente, as células correspondentes a esses efeitos também foram assinaladas em verde nas estatísticas F , em conformidade com o nível de significância adotado.

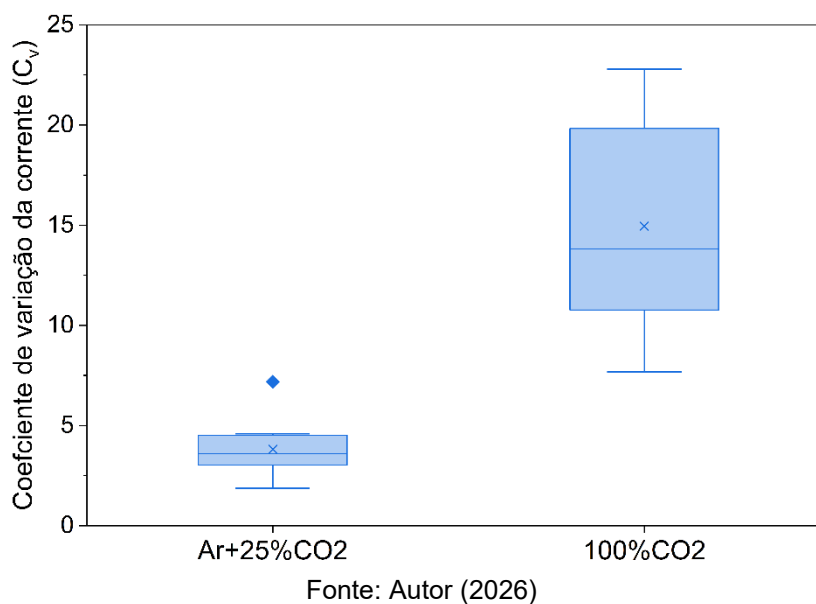
Tabela 10 - Resultados da ANOVA: estatísticas correspondentes aos fatores e interações relacionados ao C_v

Fatores	Valores p	Valores F
Arame	0,08	3,41
Diâmetro	0,56	0,35
Gás	0,00	58,03
Vel. Arame	0,76	0,28
Arame * Diâmetro	0,82	0,05
Arame * Gás	0,00	20,26
Arame * Vel. Arame	0,92	0,09
Diâmetro * Gás	0,87	0,03
Diâmetro * Vel. Arame	0,98	0,02
Gás * Vel. Arame	0,96	0,04

Fonte: Autor (2026)

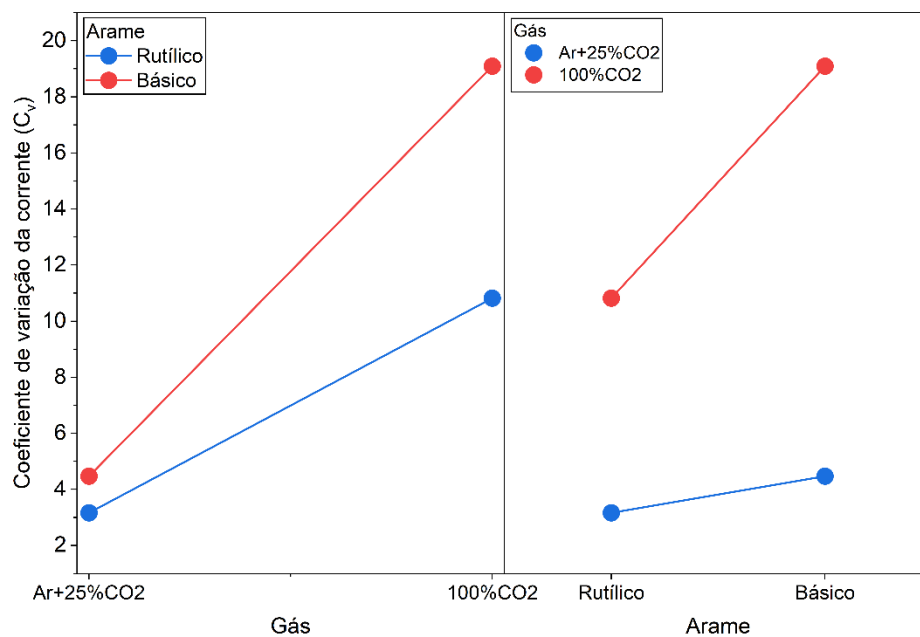
Os resultados indicam, com nível de confiança de 95%, que o gás de proteção é o fator de maior impacto sobre a variação dos níveis de corrente elétrica. Ademais, a interação entre gás de proteção e tipo de arame mostrou-se estatisticamente significativa, corroborando as conclusões apresentadas nesta seção.

Na Figura 42 é possível ver uma representação gráfica da relação entre o gás de proteção utilizado e o C_v . Nota-se que além de a utilização do gás CO_2 puro resultar em maiores valores de C_v , há também uma maior dispersão nos valores deste, condições nas quais foram obtidos menores C_v utilizando o arame rutilico e maiores valores de C_v utilizando o arame básico.

Figura 42 - Relação entre o gás de proteção e o C_v 

A Figura 43 apresenta o efeito isolado e combinado do gás de proteção e do tipo de arame sobre o C_v . Embora o arame básico apresente C_v superiores em ambas as atmosferas protetivas, o gás de proteção é o fator de maior impacto: o aumento do teor de CO_2 no gás eleva significativamente o C_v , independentemente do arame utilizado. Esse efeito é mais pronunciado no arame básico, cuja inclinação da reta é mais acentuada, indicando maior crescimento do C_v em comparação ao arame rutílico e evidenciando maior suscetibilidade a flutuações de corrente. Desta forma, confirma-se a significância estatística da interação entre o gás de proteção e o tipo de arame, de modo que a combinação CO_2 puro com arame básico apresenta a maior flutuação de corrente (C_v mais elevado), caracterizando a pior estabilidade operacional entre as condições avaliadas, enquanto a combinação $\text{Ar}+25\%\text{CO}_2$ puro com arame rutílico apresenta os melhores resultados para o C_v .

Figura 43 - Influência da interação entre o gás de proteção e o tipo de arame no C_v

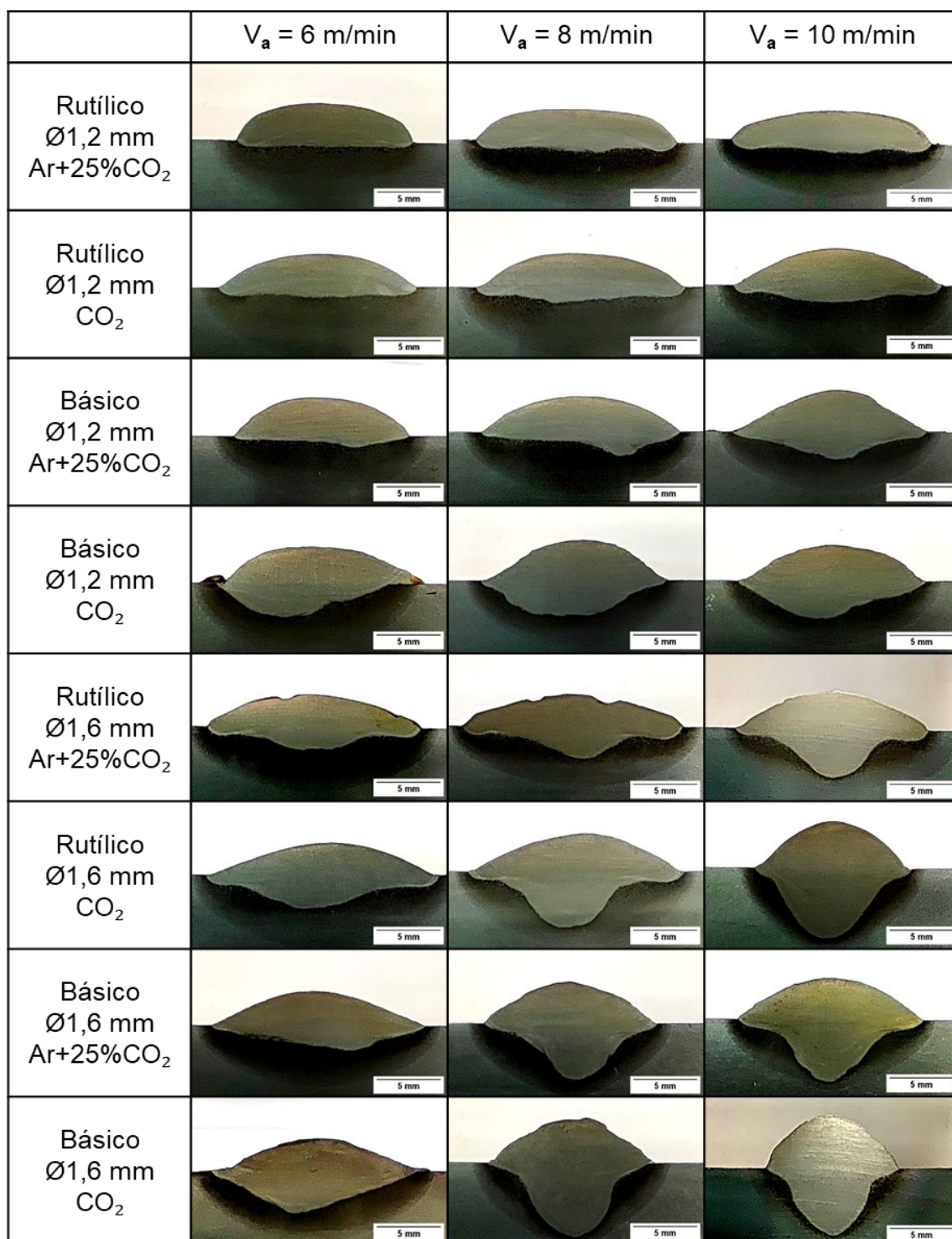


Fonte: Autor (2026)

4.1.3 Avaliação das características morfológicas dos cordões

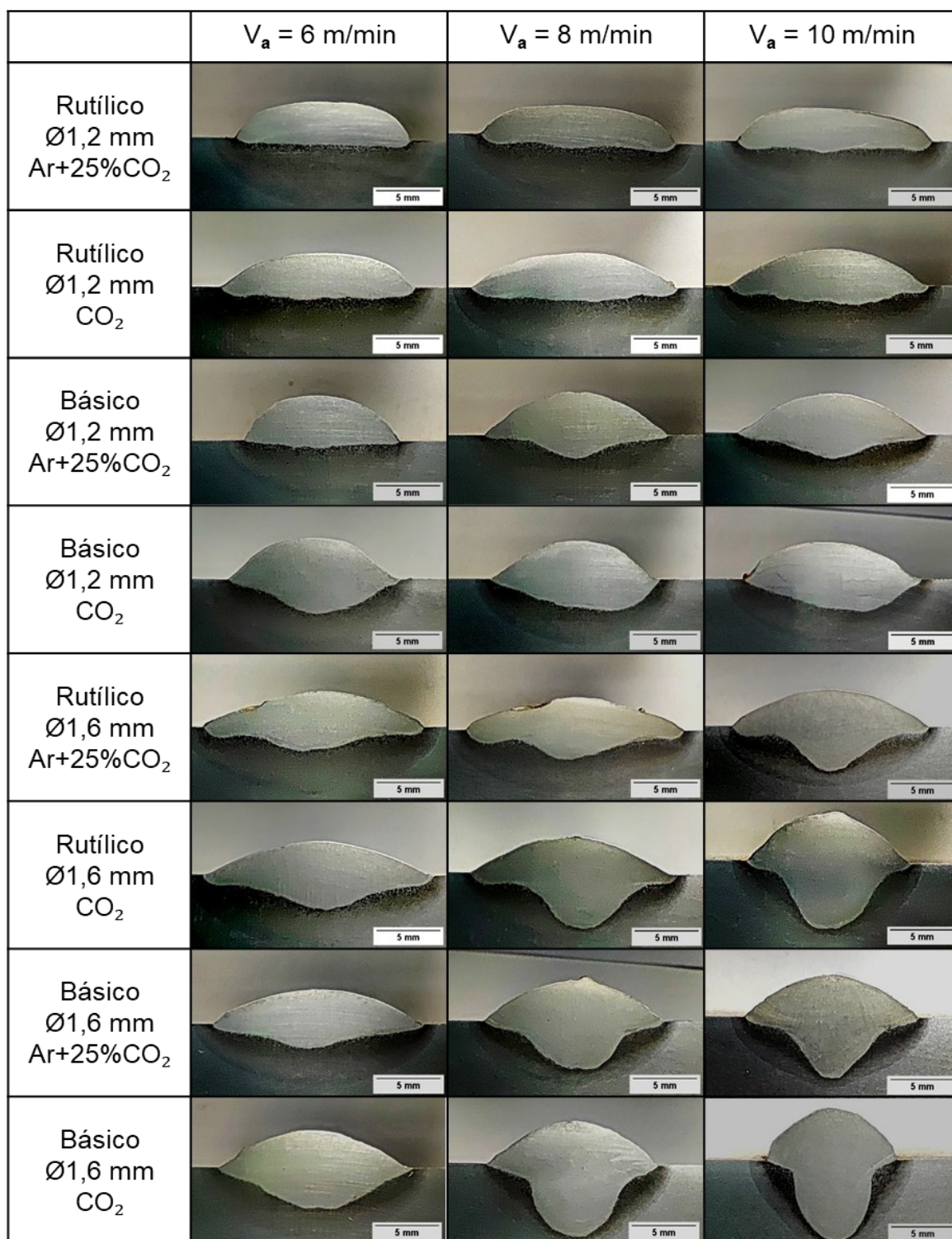
A Figura 44 e a Figura 45 apresentam os perfis obtidos a 50 mm e 150 mm do início do cordão, equivalentes a 25% e 75% do seu comprimento total, designados, respectivamente, como seções 1 e 2. Na primeira coluna de cada figura, indica-se a condição de soldagem ensaiada (tipo e diâmetro do arame e gás de proteção). Para cada condição de soldagem, são exibidos três perfis correspondentes às velocidades de alimentação de arame de 6, 8 e 10 m/min.

Figura 44 - Macrografia da seção 1 dos cordões de solda obtidos



Fonte: Autor (2026)

Figura 45 - Macrografia da seção 2 dos cordões de solda obtidos



Fonte: Autor (2026)

As Figuras evidenciam boa concordância morfológica entre as duas seções transversais analisadas, indicando que os cordões apresentaram seção transversal regular ao longo do comprimento.

Além disso, observa-se, de forma qualitativa, que nos ensaios com arames de 1,2 mm o uso de CO₂ puro como gás de proteção aumenta a penetração do cordão, sem alterações relevantes nas demais dimensões, efeito que se mostra ainda mais pronunciado para o arame básico. Esse comportamento é consistente com a literatura (Seção 2.1.2), que relaciona o CO₂ à constrição do arco e a respectiva maior pressão do jato de plasma agindo sobre a poça de fusão. Na Seção 2.1.1, duas possíveis razões para o aumento de penetração decorrente da composição do arame são discutidas: (i) maior estabilidade do arco e (ii) maior viscosidade da escória líquida. A primeira hipótese não se aplica ao presente caso, pois, conforme discutido na Seção 4.1.2, a utilização do arame básico acarretou a redução da estabilidade do arco nos ensaios realizados. Assim, embora não tenha sido realizada uma caracterização química dos fluxos presentes nos arames, é plausível que, nas condições estudadas, a formulação do arame básico gere uma escória de maior viscosidade que a do arame rutilico. Nessa hipótese, a escória mais viscosa restringe o escoamento lateral da poça, limitando o espalhamento do metal líquido e concentrando o fluxo térmico em uma área menor, o que, por consequência, contribui para uma maior penetração no cordão de solda, bem como uma menor largura. Ressalte-se que a literatura não estabelece um ranqueamento universal de viscosidade entre arames rutilicos e básicos, de modo que a reologia da escória depende dos teores relativos dos constituintes do arame e da janela térmica do processo. Assim, uma conclusão definitiva requer a caracterização química dos arames e a análise térmica do ciclo de soldagem. Adicionalmente, como o arame básico apresenta maior seção metálica que o arame rutilico, os ensaios com esse consumível resultaram em correntes de soldagem mais elevadas e maiores velocidades de soldagem, uma vez que se buscou manter o aporte de material por unidade de comprimento de cordão constante. Neste sentido, o aumento da velocidade de soldagem reduz o tempo de interação do arco com a poça de fusão, direcionando a ação do arco para a chapa em detrimento do metal fundido e favorecendo a formação de cordões mais convexos. Por sua vez, as correntes de soldagem mais altas associadas ao arame básico podem ter contribuído para a obtenção dos maiores valores de penetração observados, ainda que a energia de soldagem tenha sido reduzida em função da maior velocidade de soldagem.

Nessa perspectiva, como ambos os fatores — escória mais viscosa (arame básico) e proteção com CO₂ (constrição de arco e alteração do sinal do coeficiente térmico no efeito Marangoni) — favorecem uma maior penetração, a combinação

destes dois consumíveis tende a intensificar o aumento desta característica geométrica em comparação às demais condições avaliadas.

Quanto à velocidade de alimentação do arame, o aumento desse parâmetro não pareceu promover alterações geométricas significativas nos cordões depositados com arame de 1,2 mm, na faixa avaliada.

De modo análogo ao observado para os arames de 1,2 mm, os efeitos do gás de proteção e do tipo de arame repetem-se nos ensaios com 1,6 mm. Diferentemente, contudo, para o diâmetro maior, a velocidade de alimentação de arame altera significativamente a geometria do cordão: verifica-se aumento da penetração e reforço acompanhado de redução da largura à medida que a velocidade de alimentação cresce.

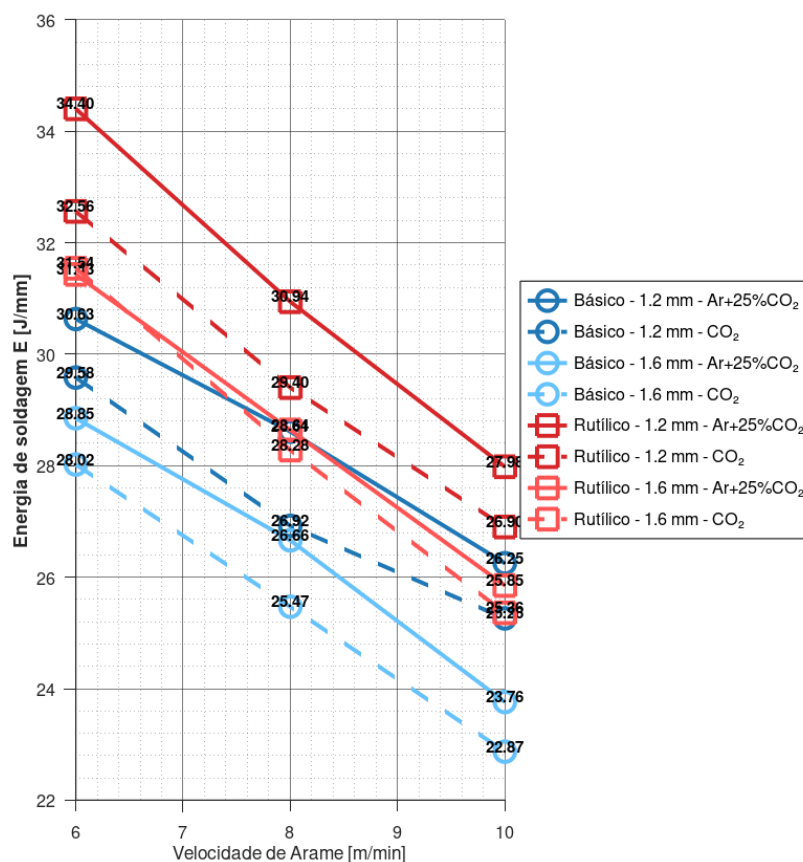
Apesar do maior volume de material alimentado com o arame de 1,6 mm (aproximadamente 79,75% e 82,76% para os arames rutilico e básico, respectivamente, conforme apresentado na Tabela 5, as correntes médias não cresceram proporcionalmente. Consequentemente, a densidade de corrente nos arames de 1,6 mm caiu para um percentual entre 90 e 97% daquela obtida com os arames de 1,2 mm (Tabela 9). Nessa condição, é possível que a energia térmica imposta a estes arames de maior diâmetro tenha sido insuficiente para promover o espalhamento lateral de todo o metal depositado antes da solidificação, concentrando o material no eixo do arco, efeito que se intensifica com o aumento da velocidade de alimentação na faixa estudada.

Adicionalmente, conforme relatado por Ushio *et al.* (1984), parte do calor gerado pelo efeito ôhmico e pelo arco é consumida na fusão do fluxo, demanda que cresce com a corrente de soldagem. Deste modo, ao aumentar o volume absoluto de fluxo no interior do arame, dado o aumento no diâmetro (mantidas as proporções relativas), é plausível que mais energia seja desviada para suprir a demanda de calor no fluxo, reduzindo a parcela efetivamente disponível para fusão da seção metálica do arame.

Ademais, como se adotou um aporte constante de material por unidade de comprimento, o aumento do diâmetro do arame, assim como o incremento da velocidade de alimentação, implicou elevação da velocidade de soldagem. Como consequência, a energia de soldagem por unidade de comprimento foi reduzida, conforme ilustrado na Figura 46, o que contribuiu para uma redução da largura do cordão e para um aumento do reforço. Por outro lado, o aumento da corrente tende a

eivar a pressão do arco, favorecendo maiores profundidades de penetração. Considerado o efeito combinado desses mecanismos, a utilização de arames de maior diâmetro associados a maiores velocidades de alimentação de arame torna plausível a formação de cordões mais estreitos e convexos, com maior concentração de material ao longo do eixo do arco.

Figura 46 - Comportamento da energia de soldagem por unidade de comprimento em função da velocidade de alimentação de arame



Fonte: Autor (2026)

Com o intuito de caracterizar quantitativamente a morfologia dos cordões de solda, e em conformidade com a metodologia descrita na Seção 3.2.4, realizaram-se as medições das dimensões geométricas dos perfis de ambas as seções transversais, de modo a obter os valores médios entre estas características geométricas e sua respectiva consolidação na Tabela 11. Para padronizar a inserção e organização dos dados, adotou-se um sistema de codificação dos consumíveis utilizado nas condições de soldagem (primeira coluna da Tabela 11), composto por três elementos: (i) o tipo

de arame — rutilico (R) ou básico (B); (ii) o diâmetro do arame — 1,2 ou 1,6 mm; e (iii) o gás de proteção — Ar+25%CO₂ (C25) ou CO₂ (CO2). Assim, a notação R_1.2_C25 indica a utilização de um arame rutilico de 1,2 mm sob proteção Ar+25%CO₂, facilitando a leitura comparativa dos resultados.

Tabela 11 - Características geométricas dos cordões

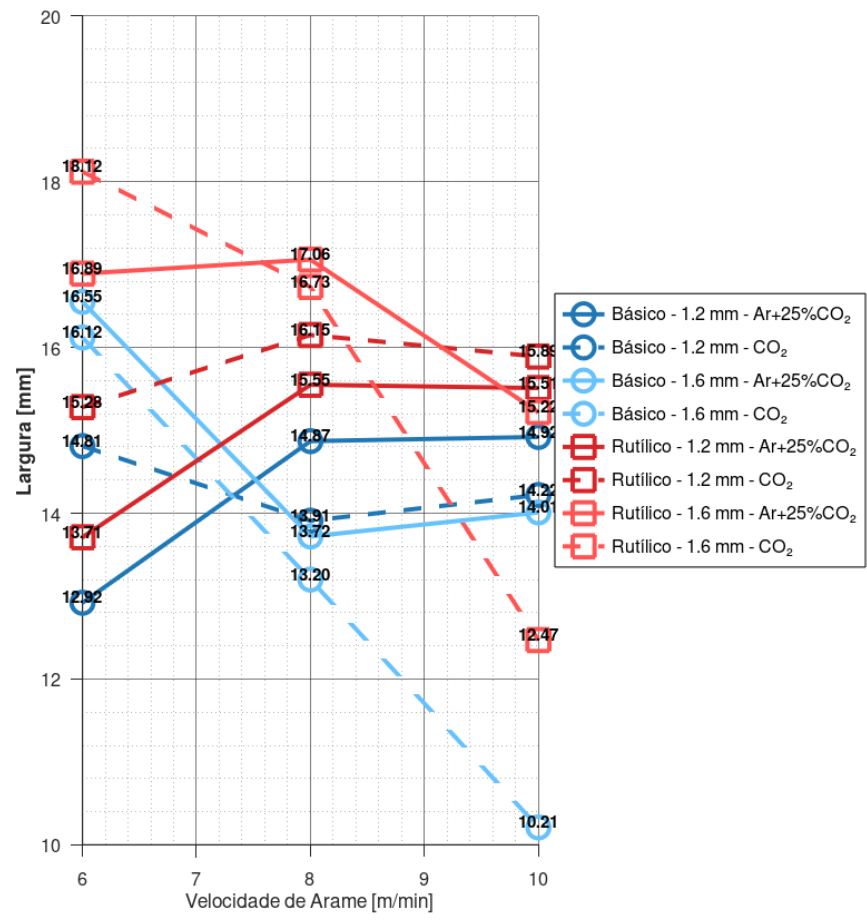
Condição	Va [m/min]	R [mm]	P [mm]	L [mm]	A _p [mm ²]	A _d [mm ²]	D	l _c
R_1.2_C25	6	2,98	0,39	13,71	5,71	32,00	0,15	0,22
R_1.2_C25	8	2,54	0,73	15,55	8,39	31,46	0,21	0,16
R_1.2_C25	10	2,47	0,93	15,51	10,31	29,67	0,26	0,16
R_1.2_CO2	6	2,58	0,88	15,28	10,58	28,35	0,27	0,17
R_1.2_CO2	8	2,67	1,14	16,15	12,99	30,49	0,30	0,17
R_1.2_CO2	10	2,85	1,39	15,89	15,00	30,01	0,33	0,18
B_1.2_C25	6	3,23	0,74	12,92	5,03	30,90	0,14	0,25
B_1.2_C25	8	3,09	1,80	14,87	12,88	30,59	0,30	0,21
B_1.2_C25	10	3,13	2,00	14,92	15,67	29,16	0,35	0,21
B_1.2_CO2	6	3,04	2,71	14,81	21,73	29,92	0,42	0,21
B_1.2_CO2	8	3,11	2,60	13,91	24,15	27,23	0,47	0,22
B_1.2_CO2	10	2,88	2,68	14,22	24,44	26,78	0,48	0,20
R_1.6_C25	6	2,70	1,81	16,89	17,64	30,11	0,37	0,16
R_1.6_C25	8	2,54	2,44	17,06	21,07	28,84	0,42	0,15
R_1.6_C25	10	2,89	3,63	15,22	24,59	29,35	0,46	0,19
R_1.6_CO2	6	2,55	2,66	18,12	27,11	28,17	0,49	0,14
R_1.6_CO2	8	2,97	4,25	16,73	33,17	29,79	0,53	0,18
R_1.6_CO2	10	3,84	5,32	12,47	35,73	29,85	0,54	0,31
B_1.6_C25	6	2,70	1,93	16,55	18,60	28,74	0,39	0,16
B_1.6_C25	8	3,37	4,11	13,72	27,45	28,67	0,49	0,25
B_1.6_C25	10	3,29	4,79	14,01	30,27	30,27	0,50	0,23
B_1.6_CO2	6	2,72	3,26	16,12	28,99	23,54	0,55	0,17
B_1.6_CO2	8	3,47	5,71	13,20	36,82	29,51	0,55	0,26
B_1.6_CO2	10	4,13	5,74	10,21	31,04	28,59	0,52	0,40

Fonte: Autor (2026)

Os dados da Tabela 11 corroboram a análise qualitativa: em todas as condições avaliadas, o incremento de CO₂ no gás de proteção eleva tanto a penetração máxima quanto a área penetrada do cordão. Esse incremento é acompanhado por alterações geométricas do cordão.

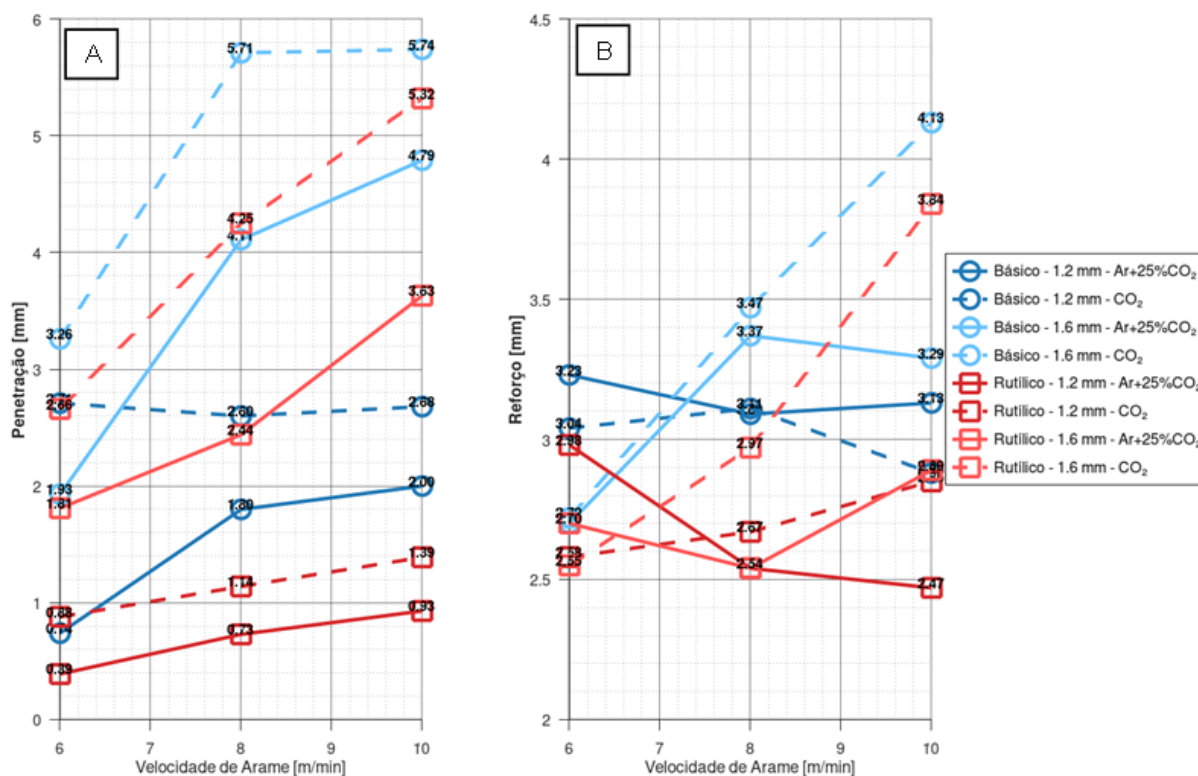
Para o diâmetro de 1,6 mm, a área depositada não apresentou relação linear com o gás de proteção; contudo, o aumento da área penetrada com CO₂ foi suficiente para elevar a diluição do cordão nas condições avaliadas. Observa-se, adicionalmente, que o incremento de CO₂ reduziu a largura e aumentou o reforço dos cordões produzidos com arames de 1,6 mm, conforme pode ser visto na Figura 47 e na Figura 48 (B), respectivamente, resultado compatível com relatos da literatura que indicam estreitamento do cordão com maiores teores de CO₂. Além da constrição do arco e da inversão do fluxo termocapilar previamente discutidas, sabe-se que o aumento do teor de CO₂ na proteção gasosa tende a elevar a exigência de tensão de arco para manter níveis de corrente e comprimento de arco equivalentes. Considerando que a tensão de arco foi mantida constante em todos os ensaios, infere-se que, sob CO₂ puro, o comprimento de arco efetivo tenha sido menor. Esse encurtamento concentra o acoplamento do arco em uma área reduzida do metal de base, o que tende a diminuir a largura do cordão e, simultaneamente, aumentar a penetração, em razão da maior densidade de fluxo térmico aplicada à região central.

Figura 47 - Valores de largura dos cordões de solda obtidos



Fonte: Autor (2026)

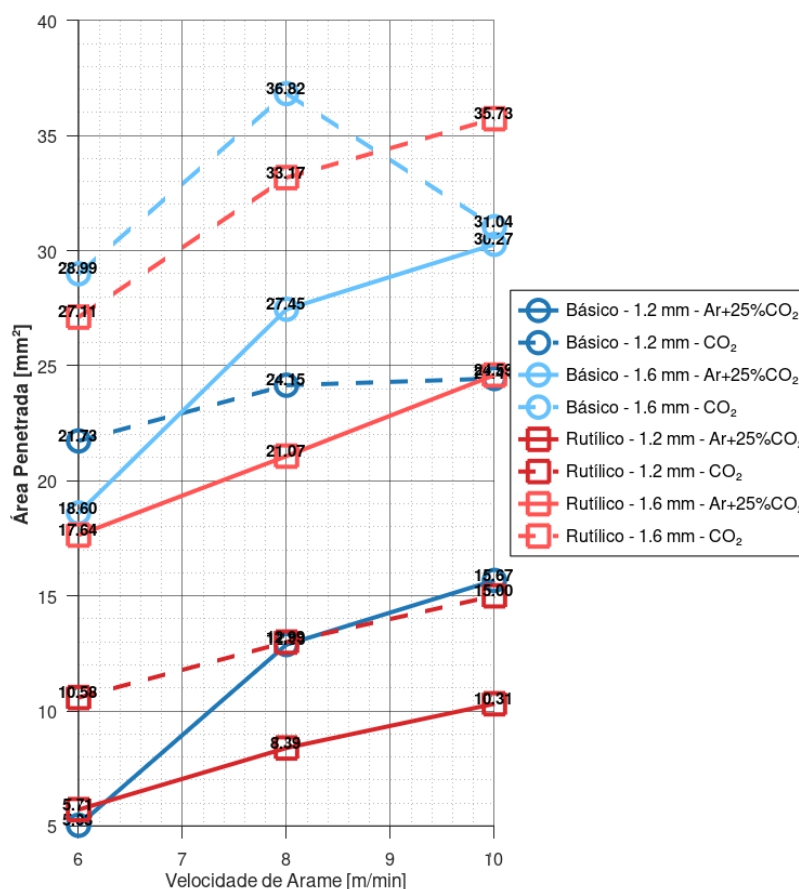
Figura 48 - Valores de (A) penetração e (B) reforço dos cordões de solda obtidos



Fonte: Autor (2026)

Para os arames de 1,2 mm, embora a área penetrada aumente com o teor de CO₂, não se observa correlação linear entre reforço e largura, em contraste com o verificado para 1,6 mm. Considerando um mesmo diâmetro, os arames básicos operaram com correntes médias inferiores às dos rutilicos; todavia, a interação escória-banho metálico mostrou-se mais determinante para o incremento da área penetrada do que a própria corrente de soldagem, uma vez que, nas condições avaliadas, os arames básicos tenderam a produzir áreas penetradas maiores que as obtidas com os arames rutilicos, conforme pode ser visto na Figura 49.

Figura 49 - Valores de área penetrada dos cordões de solda obtidos



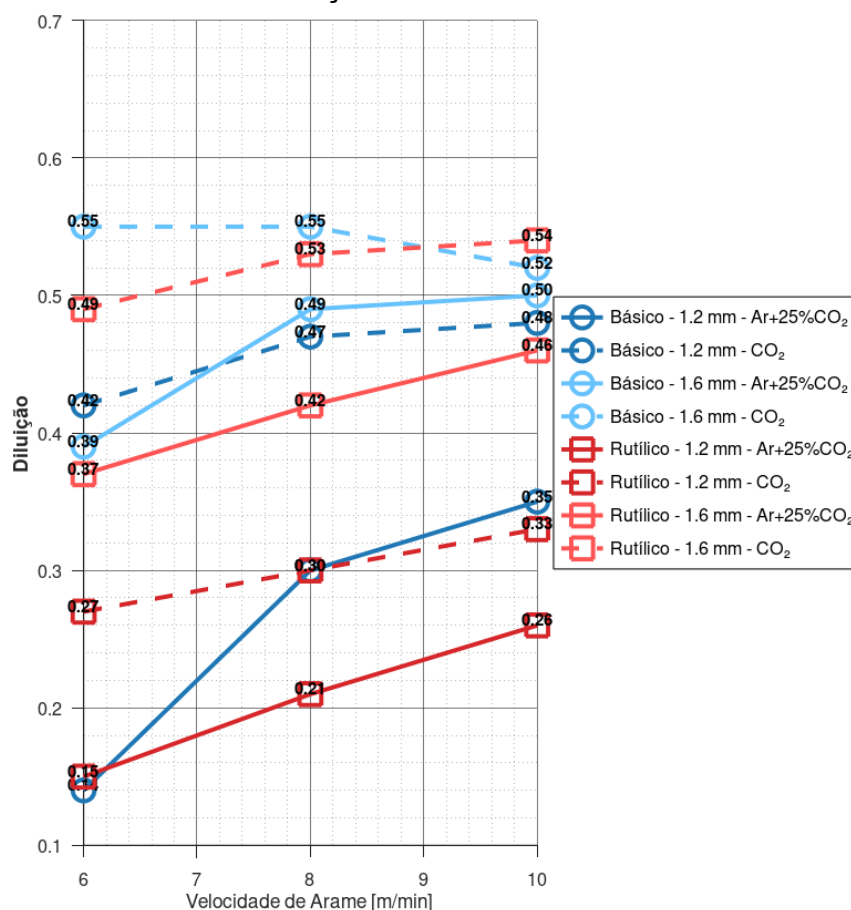
Fonte: Autor (2026)

Independentemente do gás e do diâmetro, o tipo de arame influencia a largura dos cordões, de modo que o arame básico tende a produzir cordões mais estreitos que o rutílico, embora a variação desta medida em função da velocidade de alimentação de arame não apresente uma tendência de comportamento específico para cada tipo de arame. O mesmo comportamento também é observado em relação ao reforço e penetração dos cordões, os quais tendem a ser maior com arames básicos. Esses resultados são compatíveis com a hipótese de maior viscosidade da escória associada ao arame básico, que restringe o espalhamento lateral do banho metálico e, assim, concentra o material fundido no eixo do arco.

Para cada combinação arame–diâmetro–gás avaliada, verificou-se aumento da diluição com o incremento do teor de CO₂ no gás de proteção, como pode ser visto na Figura 50. Esse efeito decorre de dois resultados complementares: (i) aumento da área penetrada e (ii) tendência de redução da área depositada. Ambos os resultados são compatíveis com a literatura: o CO₂ favorece uma maior penetração e,

simultaneamente, reduz a estabilidade do arco, conforme discutido na Seção 4.1.2, intensificando oscilações da poça e a geração de respingos, com consequente perda de material depositado. Como a diluição é definida como a razão entre a área penetrada e a soma da área penetrada com a área depositada, os resultados obtidos são coerentes com o que se espera. Padrão análogo foi observado com o arame básico: a área penetrada tende a aumentar ao se utilizar este arame, enquanto a área depositada é, em geral, maior com o rutílico. A menor estabilidade de arco do arame básico tende a elevar a formação de respingos e, portanto, a perda de material, resultando em maior diluição pela combinação de maior área penetrada e menor área depositada.

Figura 50 - Valores de diluição dos cordões de solda obtidos



Fonte: Autor (2026)

Considerando, além dos efeitos já discutidos do diâmetro de arame, observa-se que, embora o aumento do diâmetro tenda, em geral, a elevar a penetração e o reforço independentemente do gás e do tipo de arame utilizados, a largura do cordão

mostra-se sensível ao tipo de arame. Para o arame básico, verifica-se tendência de redução da largura com o aumento do diâmetro; em contraste, para o arame rutilico, a tendência predominante é de aumento da largura quando se utiliza o maior diâmetro, exceto na condição combinando CO₂ puro e velocidade de alimentação de 10 m/min. Conforme Holly *et al.* (2019), arames básicos contêm elevados teores de CaCO₃ e CaO, componentes estes que, segundo os autores, ao atuarem em conjunto contribuem em produzir escórias mais viscosas e de solidificação mais rápida, devido a estes componentes provocarem precipitação de fases sólidas de alto ponto de fusão na estrutura da escória. Em contrapartida, Sohn *et al.* (2012), verificaram que o TiO₂, principal componente de fluxos rutilicos, é capaz de romper ligações ponte na estrutura da escória, reduzindo o grau de polimerização da rede, contribuindo para uma redução da viscosidade da escória quando presente na faixa de 0 a 5% em massa. Neste contexto, assumindo-se que a escória do arame rutilico apresente menor viscosidade que a do arame básico, infere-se uma maior mobilidade da poça sob essa escória, o que favorece o escoamento lateral do metal depositado. Assim, mesmo admitindo-se uma temperatura média inferior (e, portanto, maior viscosidade do metal líquido) quando se utiliza o maior diâmetro, o efeito reológico da escória menos viscosa tende a prevalecer, promovendo o espalhamento lateral de um maior volume de material. Para o caso do arame rutilico sob proteção CO₂ puro e maior velocidade de alimentação de arame, é plausível que os efeitos combinados da constrição do arco, bem como do seu menor comprimento efetivo, e da inversão do escoamento termocapilar tenham sido suficientemente intensos para concentrar o metal fundido ao longo do eixo do arco, resultando na redução da largura do cordão.

Observa-se que a velocidade de alimentação do arame exerce papel determinante sobre o reforço dos cordões. Embora se tenha verificado que tanto o aumento do teor de CO₂ no gás de proteção quanto o aumento do diâmetro do arame tendem, em geral, a elevar o reforço, tal comportamento manifesta-se de forma consistente apenas nas velocidades de 8 e 10 m/min. Para 6 m/min, tanto o uso de CO₂ puro quanto o maior diâmetro de arame conduzem, em um primeiro momento, a uma redução do reforço. Ressalte-se, contudo, que as hipóteses explicativas para esse desvio de tendência não são necessariamente as mesmas para cada condição, devendo ser discutidas separadamente.

Considerando o gás de proteção e o fato de que os efeitos de constrição e de pressão do arco são dependentes da corrente de soldagem, é plausível que, no

patamar de corrente associado à velocidade de alimentação de 6 m/min, a ação do jato de plasma sobre a poça de fusão seja menos intensa, reduzindo sua capacidade de penetrar o banho líquido em profundidade. Nessa condição, somada à menor velocidade de soldagem, o metal tende a ser depositado, predominantemente, sobre a poça de fusão, favorecendo a obtenção de perfis de cordões mais largos e com menor penetração. Ademais, o maior potencial oxidante de atmosferas com maior fração de CO₂ tende a aumentar a área catódica na superfície da peça, promovendo distribuição mais ampla do fluxo térmico do arco e, por consequência, maior espalhamento do metal depositado sobre a poça. Esse cenário favorece aumento da largura e redução do reforço do cordão, sobrepondo-se aos efeitos de constrição e ao esperado impacto de um menor comprimento efetivo de arco. Resultados semelhantes foram relatados por Starling *et al.* (2009a, 2010) e Soderstrom e Mendez (2008).

No que tange ao diâmetro do arame, a tendência observada em baixas velocidades de alimentação — maior largura com menor reforço para 1,6 mm — pode ser parcialmente atribuída ao regime de transferência: correntes médias mais elevadas para o arame de maior diâmetro favorecem gotas de maior volume e menor frequência, cujo maior momento por impacto tende a achatar a poça e a promover maior espalhamento lateral, reduzindo o acúmulo de material no eixo do arco (ver Scotti e Rodrigues, 2009). Importa, contudo, considerar a condição metodológica adotada: ao se manter aporte de material por unidade de comprimento constante, o aumento da velocidade de alimentação de arame, bem como o emprego de um arame com maior diâmetro implicam elevação da velocidade de soldagem, reduzindo a energia de soldagem por unidade de comprimento (conforme observado na Figura 46) e, por conseguinte, a largura do cordão. Assim, à medida que crescem a velocidade de alimentação de arame e a corrente, atuam simultaneamente: i) a transição para gotas menores e mais frequentes, que atenua o achatamento e o espalhamento lateral do metal líquido; e ii) a diminuição do calor por unidade de comprimento de material depositado, que tende a estreitar o cordão de solda e favorecer maior reforço. Em conjunto, esses efeitos podem justificar a evolução morfológica observada.

Com enfoque aplicado, procedeu-se à análise de variância (ANOVA) para examinar a influência dos parâmetros. Foi adotado um nível de significância de 5%, assim, valores $p < 0,05$ foram tomados como evidência de significância estatística, equivalente a 95% de confiança. Para clareza visual, os efeitos e interações

significativos foram assinalados em verde na Tabela 12 ($p < 0,05$), bem como as células dos respectivos valores F na Tabela 13, em consonância com o critério adotado.

Tabela 12 - Resultados da ANOVA: valores de p -value correspondentes aos fatores e interações relacionados às características geométricas

Fatores	R	P	L	A _d	A _p	D	I _c
Arame	0,02	0,12	0,02	0,09	0,25	0,19	0,03
Diâmetro	0,21	0,00	0,77	0,19	0,00	0,00	0,41
Gás	0,37	0,10	0,66	0,03	0,02	0,02	0,38
Vel. Arame	0,21	0,17	0,21	0,79	0,37	0,43	0,21
Arame * Diâmetro	0,92	0,76	0,44	0,94	0,38	0,31	0,71
Arame * Gás	0,67	0,83	0,52	0,29	0,81	0,68	0,84
Arame * Vel. Arame	0,62	0,91	0,60	0,98	0,95	0,97	0,70
Diâmetro * Gás	0,22	0,51	0,30	0,57	0,92	0,36	0,20
Diâmetro * Vel. Arame	0,03	0,16	0,01	0,18	0,91	0,83	0,02
Gás * Vel. Arame	0,28	0,99	0,29	0,31	0,90	0,73	0,21

Fonte: Autor (2026)

Tabela 13 - Resultados da ANOVA: estatísticas F -value correspondentes aos fatores e interações relacionados às características geométricas

Fatores	R	P	L	A _d	A _p	D	I _c
Arame	6,12	2,61	6,14	3,08	1,42	1,84	5,31
Diâmetro	1,67	23,74	0,09	1,80	27,36	23,55	0,71
Gás	0,83	2,87	0,19	5,08	6,18	6,50	0,80
Vel. Arame	1,70	1,94	1,66	0,23	1,05	0,87	1,68
Arame * Diâmetro	0,01	0,10	0,62	0,01	0,80	1,09	0,15
Arame * Gás	0,18	0,05	0,43	2,00	0,06	0,17	0,04
Arame * Vel. Arame	0,49	0,10	1,23	0,02	0,06	0,03	0,36
Diâmetro * Gás	1,56	0,44	1,12	0,34	0,01	0,86	1,79
Diâmetro * Vel. Arame	4,07	2,06	6,00	1,91	0,09	0,19	4,63
Gás * Vel. Arame	1,38	0,01	1,34	1,25	0,11	0,32	1,69

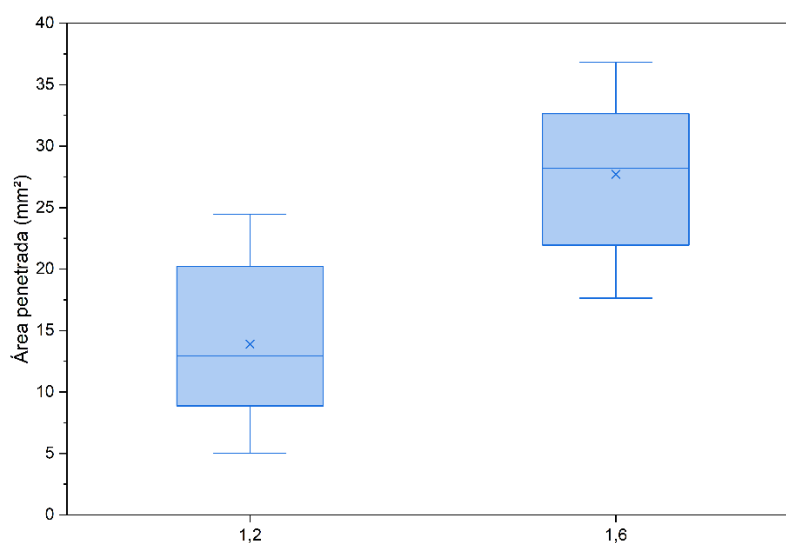
Fonte: Autor (2026)

Os resultados indicam, com uma confiabilidade de 95%, que o diâmetro do arame foi o fator de maior impacto sobre as características geométricas associadas à penetração. Os valores de penetração máxima (P), área penetrada (A_p) e diluição (D) apresentaram efeito significativo do diâmetro ($p = 0,0001$), com F elevados (P: 23,74; A_p: 27,36; D: 23,55), evidenciando sua predominância na explicação da variabilidade.

A Figura 51 apresenta a relação entre o diâmetro do arame e A_p. A análise estatística indica a nítida predominância do arame de 1,6 mm na obtenção de maiores valores de A_p em comparação ao de 1,2 mm. Embora a amplitude total das medidas

de A_p seja semelhante para ambos (aproximadamente 16 mm^2), observa-se mediana de aproximadamente 28 mm^2 para o arame de $1,6 \text{ mm}$, contra 13 mm^2 para o arame de $1,2 \text{ mm}$. Ademais, tanto a média quanto o intervalo interquartilico do arame de $1,6 \text{ mm}$ estão deslocados para níveis superiores, evidenciando que a maioria das observações se concentra em patamares mais elevados de penetração, o que reforça a sua superioridade em se obter maiores valores de A_p nas condições avaliadas.

Figura 51 - Relação entre o diâmetro de arame e A_p

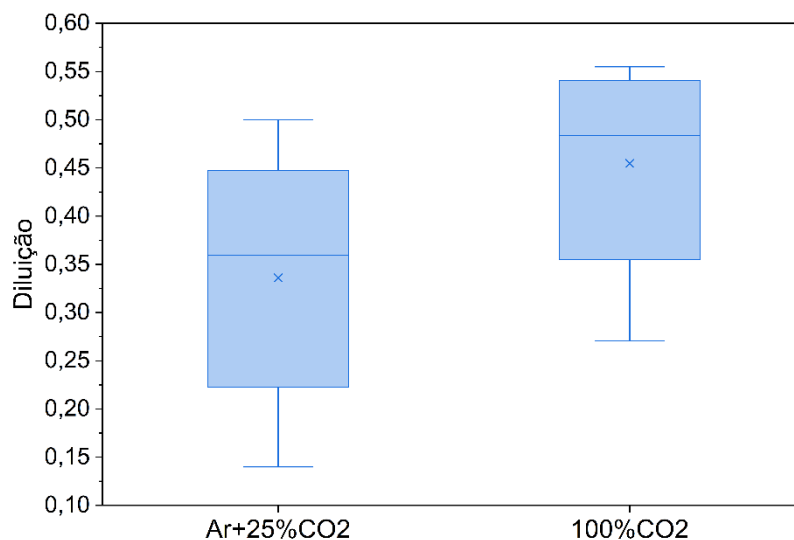


Fonte: Autor (2026)

O gás de proteção também mostrou efeito significativo sobre as métricas de penetração, influenciando na área depositada (A_d), área penetrada (A_p) e diluição (D), com valores de F moderados. A Figura 52 apresenta o gráfico de correlação entre o gás de proteção e a diluição. Observa-se deslocamento sistemático dos parâmetros descritivos para valores mais elevados com CO_2 puro. Já em $\text{Ar}+25\%\text{CO}_2$, além da distribuição apresentar menores níveis centrais, apresenta também maior heterogeneidade, com amplitude aproximada de $0,36$. Esses resultados indicam que o CO_2 puro favorece maior rendimento de fusão e transferência de energia ao metal de base— condizente com um arco mais eficiente em transferir energia ao substrato —, justificando sua superioridade em diluição nas condições avaliadas. Cabe ressaltar a região de interseção entre as distribuições, compatível com o resultado de que a diluição também é influenciada pelo diâmetro do arame. Assim, determinadas combinações — por exemplo, arame de maior diâmetro com $\text{Ar}+25\%\text{CO}_2$ — podem

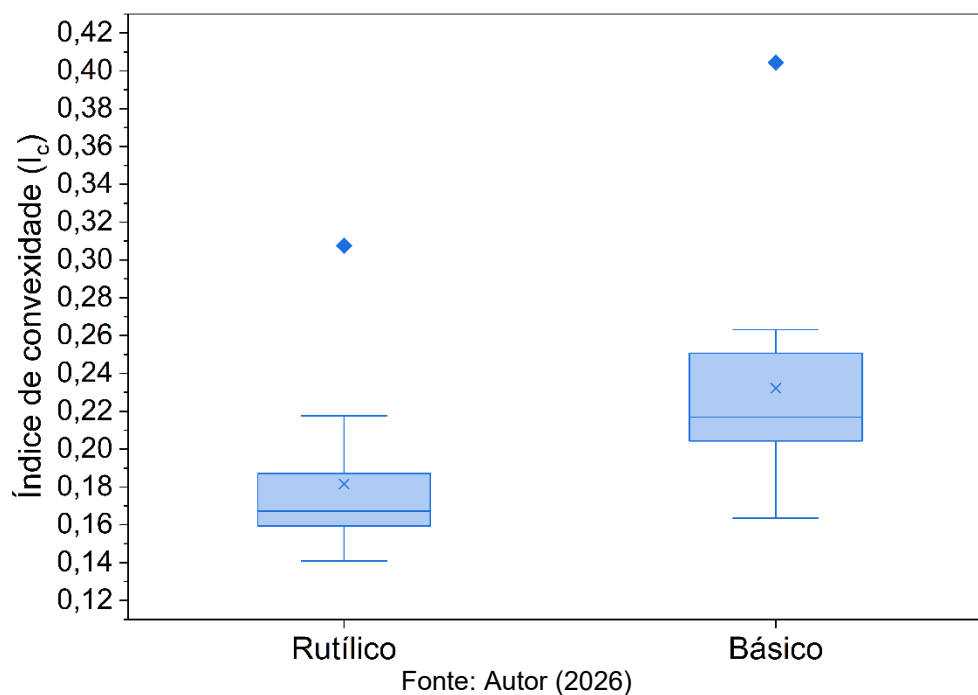
produzir diluições semelhantes às obtidas com arame de menor diâmetro sob CO₂ puro.

Figura 52 - Relação entre o gás de proteção e a diluição



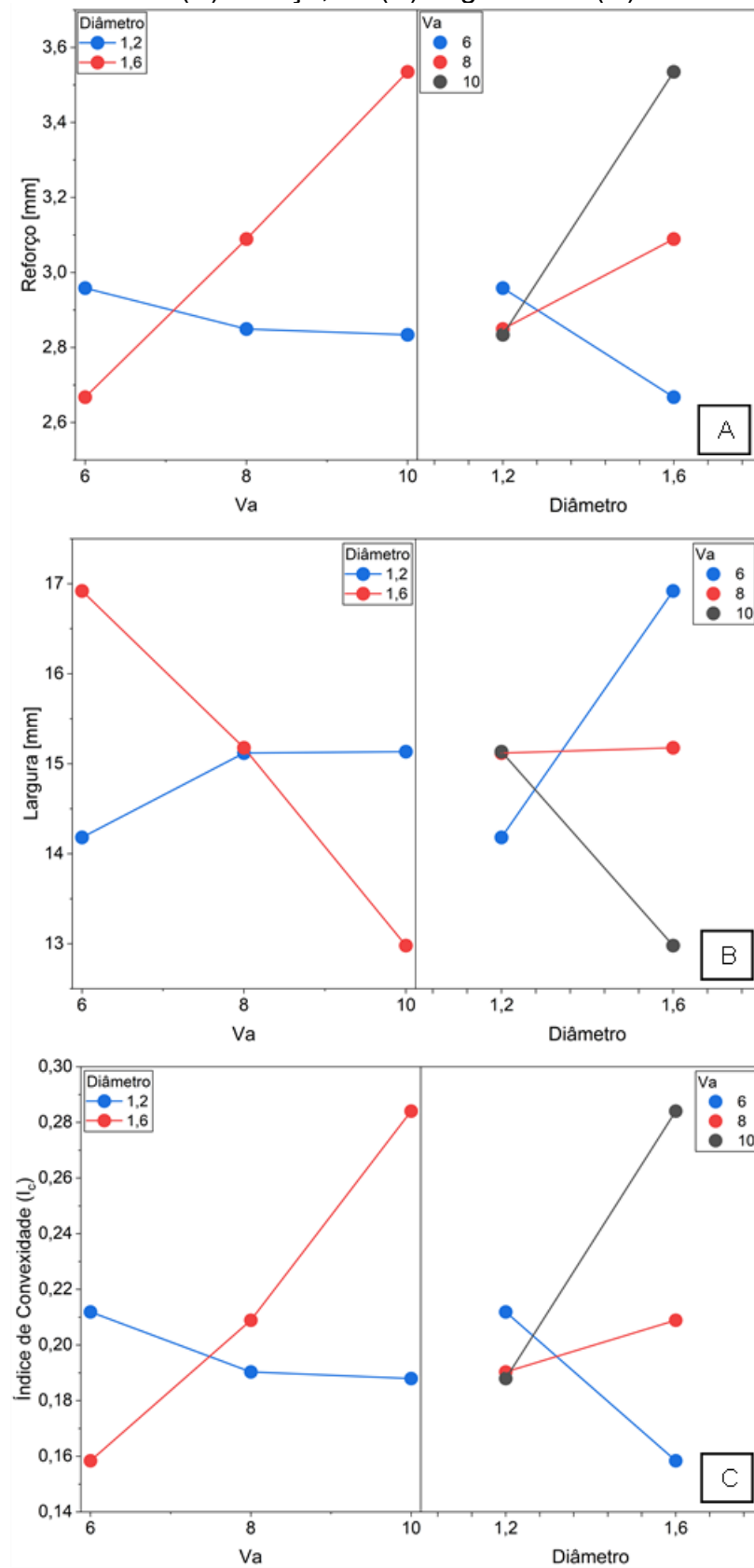
Fonte: Autor (2026)

O tipo de arame afetou de modo significativo o reforço (R) e a largura (L) em proporções similares, tendo em vista os valores p e F destas interações relativamente próximos entre si. Consequentemente, o índice de convexidade (I_c) refletiu essas variações, como pode ser visto nos *boxplots* apresentados na Figura 53. Observa-se elevação sistemática do I_c para o arame básico, cuja mediana situa-se em torno de 0,21, enquanto o rutilico apresenta mediana próxima de 0,17, acompanhada de maior dispersão dos valores no primeiro. Identificaram-se outliers, de aproximadamente 0,31 no rutilico e 0,40 no básico, ambos na condição com arame de 1,6 mm de diâmetro, utilizando CO₂ puro e velocidade de alimentação de arame de 10 m/min. Esses resultados indicam que, embora o arame básico tenda a produzir cordões mais convexos que o rutilico, a combinação do maior diâmetro de arame com CO₂ puro e elevada velocidade de alimentação de arame intensifica a convexidade e gera valores acima do padrão, sem, contudo, alterar a hierarquia entre os consumíveis nas condições avaliadas.

Figura 53 - Relação entre o tipo de arame e I_c 

Entre as interações entre os fatores, apenas a interação entre o diâmetro de arame e a velocidade de alimentação de arame foi significativa para R, L e I_c , indicando que o efeito da velocidade de arame sobre a geometria do cordão depende do diâmetro de arame utilizado. Esta interação é detalhada na Figura 54.

Figura 54 - Influência da interação entre a velocidade de alimentação de arame e o diâmetro de arame no (A) reforço, na (B) largura e na (C) convexidade



Fonte: Autor (2026)

Pode-se perceber, com base na Figura 54, e na discussão realizada anteriormente uma tendência de maior convexidade para o arame de maior diâmetro com o incremento da velocidade de alimentação de arame, aumentando de forma proporcional à altura do reforço e reduzindo a largura do cordão, enquanto se vê o oposto no arame de 1,2 mm de diâmetro.

Para as velocidades de alimentação de 8 e 10 m/min, nota-se que há um aumento na altura do reforço ao aumentar-se o diâmetro de arame, bem como uma redução na largura (mais expressiva para a maior velocidade de arame, e quase inalterável para a velocidade de alimentação de arame intermediária). Estes resultados resultam em um aumento da convexidade do cordão, conforme pode ser visto na Figura 54 (C). De modo antagônico, nota-se o efeito oposto para a menor velocidade de alimentação de arame (6 m/min): há uma tendência de redução da convexidade obtida no cordão ao aumentar-se o diâmetro do arame de 1,2 para 1,6mm, resultando também em uma redução do reforço somado a um aumento da largura. Nos ensaios com velocidade de alimentação de arame de 6 m/min, adotaram-se menores velocidades de soldagem, o que resultou em maiores valores de energia de soldagem por unidade de comprimento. Nos ensaios conduzidos com velocidade de alimentação de 6 m/min, adotaram-se menores velocidades de soldagem, o que resultou em maiores energias de soldagem por unidade de comprimento. O efeito dessa menor velocidade de soldagem mostrou-se mais relevante para a morfologia do cordão do que o aumento de corrente elétrica resultante do incremento da velocidade de alimentação de arame (necessário para manter o aporte de material por unidade de comprimento constante). Para os ensaios conduzidos com velocidade de alimentação de 6 m/min, embora o aumento do diâmetro do arame tenha sido acompanhado por uma redução da energia de soldagem, a maior corrente elétrica associada à utilização do arame de maior diâmetro pode ter favorecido um maior espalhamento do metal fundido, contribuindo para a obtenção de cordões menos convexos. Já nas velocidades de alimentação de 8 e 10 m/min, o incremento de corrente elétrica resultante torna-se pouco expressivo para o espalhamento do material fundido quando comparado ao aumento proporcional da velocidade de soldagem, o que leva a uma queda mais acentuada da energia por unidade de comprimento e favorece a formação de cordões mais convexos. Além disso, em velocidades de soldagem mais elevadas, o metal passa a ser depositado

predominantemente sobre o metal de base ainda no estado sólido, que exige mais energia para aquecimento e fusão, ao passo que, em velocidades de soldagem menores, a deposição ocorre majoritariamente sobre a poça de fusão já formada, favorecendo o alargamento do cordão e a redução da convexidade.

Embora os arames tenham se fundido completamente, cabe lembrar que a taxa de fusão proposta por Lesnewich (1958) através da Equação (2) decorre da soma entre o aquecimento anódico pelo arco (termo proporcional a $\alpha \cdot I_m$) e o aquecimento resistivo (efeito Joule) no arame (termo $\beta \cdot L_e \cdot I_{RMS}^2$). Na componente associada ao arco, não se espera variação substancial de α apenas pela mudança de diâmetro; contudo, I_m tende a ser maior para o arame de 1,6 mm, elevando essa parcela. Já na parcela relacionada ao efeito Joule, L_e não deve sofrer grandes alterações dado o aumento no diâmetro do arame, visto que a tensão do arco foi mantida constante. Porém, o aumento do diâmetro amplia a seção transversal do arame, reduzindo a resistência elétrica e, conseqüentemente, o aquecimento resistivo do trecho energizado. Além disso, o arame de maior diâmetro apresenta menor densidade de corrente, o que implica menor concentração de energia por unidade de área em sua ponta, ao mesmo tempo em que o maior volume metálico demanda mais energia para atingir o mesmo nível de aquecimento. Em conjunto, esses fatores, aliados ao fato de que, por opção de procedimento, os arames de 1,6 mm foram soldados com menor energia de soldagem por unidade de comprimento, ajudam a explicar por que, embora a fusão tenha sido completa, não se reproduziu o mesmo padrão de morfologia observado para os arames de 1,2 mm.

4.1.4 Avaliação das características de deposição

Com o intuito de se apresentar as métricas relacionadas às características de deposição dos cordões obtidos, apresenta-se a seguir a análise de parâmetros fundamentais como taxa de fusão (T_F), taxa de deposição (T_D), o rendimento de deposição (η_D), bem como os pesos dos cordões de solda depositado (P_c) e teórico (P_t), o tempo de arco aberto (T_a) e a perda percentual de material depositado (Desvio), conforme metodologia apresentada na Seção 3.2.5. A Tabela 14 consolida todas as métricas consideradas, servindo como base para a discussão dos resultados apresentados neste capítulo.

Tabela 14 - Características de deposição dos ensaios

Condição	V _a [m/min]	T _F [g/min]	T _D [g/min]	η _D	P _c [g]	P _t [g]	Desvio [%]	T _a [s]
R_1.2_C25	6	40,97	37,01	0,90	48,52	48,62	0,20	78,66
R_1.2_C25	8	54,62	49,25	0,90	48,29	48,48	0,40	58,83
R_1.2_C25	10	68,28	60,62	0,89	47,62	48,55	1,92	47,13
R_1.2_CO2	6	40,97	34,42	0,84	45,17	48,66	7,18	78,73
R_1.2_CO2	8	54,62	45,95	0,84	45,10	48,53	7,07	58,89
R_1.2_CO2	10	68,28	58,38	0,86	45,89	48,58	5,54	47,16
B_1.2_C25	6	42,53	40,38	0,95	47,60	48,42	1,69	70,73
B_1.2_C25	8	56,70	54,15	0,96	47,80	48,34	1,11	52,96
B_1.2_C25	10	70,88	65,70	0,93	47,46	49,45	4,02	43,34
B_1.2_CO2	6	42,53	37,29	0,88	43,92	48,37	9,20	70,66
B_1.2_CO2	8	56,70	47,38	0,84	41,82	48,34	13,48	52,96
B_1.2_CO2	10	70,88	59,74	0,84	43,25	49,56	12,73	43,44
R_1.6_C25	6	74,88	63,96	0,85	47,29	49,47	4,40	44,36
R_1.6_C25	8	99,84	84,76	0,85	47,31	49,80	4,99	33,49
R_1.6_C25	10	124,80	110,84	0,89	49,73	50,03	0,61	33,41
R_1.6_CO2	6	74,88	61,40	0,82	45,27	49,33	8,24	44,24
R_1.6_CO2	8	99,84	84,10	0,84	46,80	49,65	5,73	33,39
R_1.6_CO2	10	124,80	106,95	0,86	48,20	50,26	4,09	27,04
B_1.6_C25	6	76,59	69,41	0,91	45,90	49,52	7,30	39,68
B_1.6_C25	8	102,12	90,70	0,89	45,50	50,08	9,15	30,10
B_1.6_C25	10	127,65	112,09	0,88	45,92	51,12	10,17	24,58
B_1.6_CO2	6	76,59	62,32	0,81	41,14	49,43	16,77	39,61
B_1.6_CO2	8	102,12	83,69	0,82	41,90	49,98	16,17	30,04
B_1.6_CO2	10	127,65	110,23	0,86	45,25	51,22	11,66	24,63

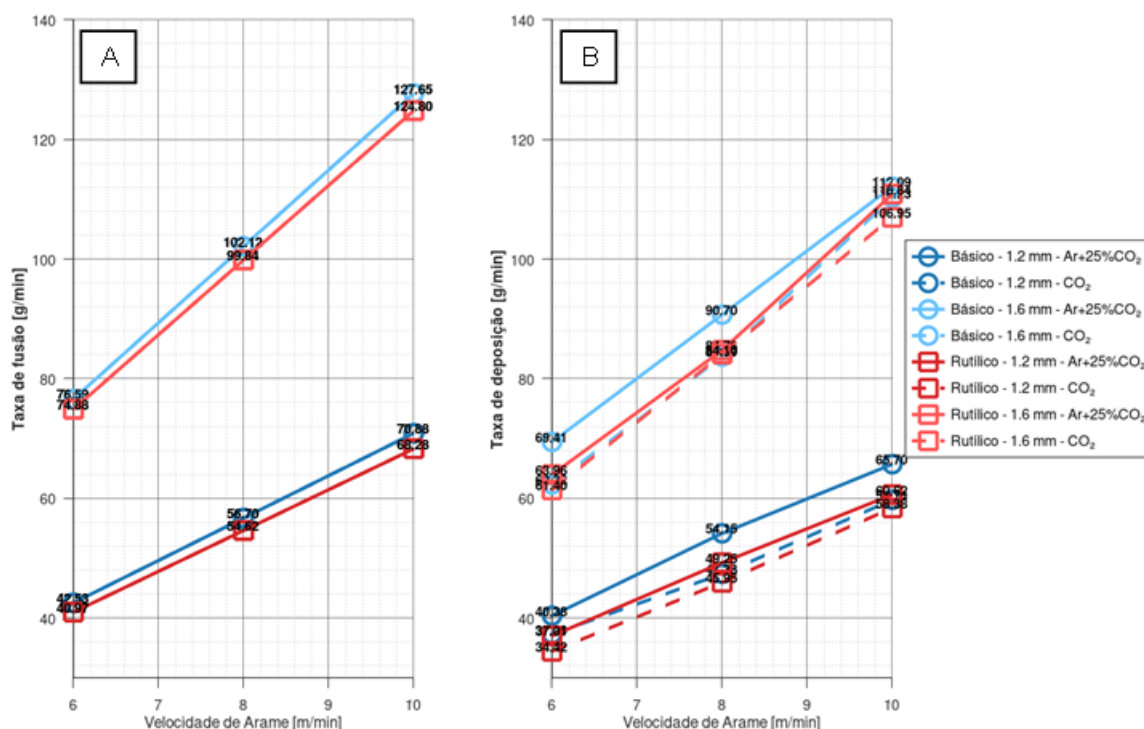
Fonte: Autor (2026)

Como a taxa de fusão é caracterizada pelo produto $A_t \cdot \rho_t \cdot V_a$ — área total do arame, massa específica e velocidade de alimentação de arame —, conforme explicitado na Equação (10), espera-se seu incremento com o aumento destes valores. Observa-se, com base nos dados da Tabela 5 que os valores de A_t são muito próximo entre os consumíveis com menor diâmetro (1,12 mm² para o rutilico e 1,14

mm² para o básico), enquanto ambos os arames de 1,6 mm apresentam 2,05 mm². Quanto a ρ_t , os arames rútilicos apresentam 6,10 g/cm³ (1,2 mm) e 6,08 g/cm³ (1,6 mm), ao passo que os básicos apresentam 6,23 g/cm³ (1,2 mm) e 6,24 g/cm³ (1,6 mm). Assim, mantendo-se constante a velocidade de alimentação de arame e considerando um mesmo diâmetro, o arame básico tende a fornecer maiores taxas de fusão (ρ_t superior); entretanto, o efeito do diâmetro é mais pronunciado, pois o maior valor de A_t nos arames de 1,6 mm eleva ainda mais a taxa de fusão. Em suma, sob uma mesma velocidade de alimentação de arame, a combinação do arame básico com diâmetro de 1,6 mm maximiza a taxa de fusão dentre as condições avaliadas. Como o gás de proteção não possui influência no cálculo utilizado para determinação da taxa de fusão, não há diferença entre as taxas de fusão para os diferentes gases utilizados.

A taxa de deposição, definida como a razão entre a massa efetivamente depositada e o tempo de arco aberto, conforme descrito na Equação (11), apresentou tendência de aumento com a elevação da velocidade de alimentação de arame, conforme esperado. Esse incremento mostrou-se mais pronunciado para arames de maior diâmetro, que também exibiram os maiores valores absolutos, conforme pode se observar na Figura 55. Tal comportamento decorre das restrições do ensaio, que impuseram a manutenção de um mesmo aporte de material por unidade de comprimento de cordão, bem como de um mesmo comprimento total. Desta forma, para preservar o aporte de material definido, tornou-se necessário reduzir o tempo de arco aberto, o que, por definição, eleva a razão massa/tempo e, conseqüentemente, a taxa de deposição. Observa-se na Figura 55 (A) que as curvas correspondentes aos ensaios que diferem apenas quanto ao gás de proteção se sobrepõem. Esse comportamento é justificado pelo fato de que o gás de proteção não integra a expressão utilizada para o cálculo da taxa de fusão, conforme apresentado na Equação (10).

Figura 55 - Taxas de (A) fusão e (B) deposição das condições de ensaio



Fonte: Autor (2026)

Observa-se, ainda, que a taxa de deposição foi superior nas condições com gás de proteção Ar+25%CO₂. À luz da literatura, teores elevados de CO₂ tendem a reduzir a estabilidade operacional e a intensificar a formação de respingos, o que pode diminuir a massa efetivamente depositada. Tal redução na estabilidade operacional também foi averiguada na Seção 3.2.3, corroborando com a hipótese abordada. Embora esta mesma hipótese seja válida para o arame básico, percebe-se através da Figura 55, que este efeito não refletiu em uma menor taxa de deposição para este arame, questão que será aprofundada na discussão a seguir.

Considerando que, para um mesmo diâmetro nominal, os arames básicos apresentam maior fração metálica que os rutilicos, adotou-se, para aqueles, uma velocidade de soldagem mais elevada, a fim de manter constante a constante de deposição (K_v). Nessa configuração, como a taxa de deposição corresponde à razão entre a massa depositada e o tempo de arco aberto, mesmo diante de eventuais variações marginais na massa efetivamente depositada, a redução do tempo de arco tende a elevar a taxa de deposição nos arames básicos. Esse efeito persiste embora seja reconhecido que a utilização desse tipo de arame está associada a uma menor estabilidade operacional.

Apesar dos menores tempos de arco aberto observados com os arames básicos, o peso teórico dos cordões calculado mostrou-se superior na maior parte das condições em que esse consumível foi empregado. À luz da Equação (14), tal resultado indica que, para igualar o peso teórico entre as condições, o tempo de arco deveria ter sido, em geral, ainda menor. Essa discrepância é compatível com pequenas variações decorrentes de arredondamentos nos cálculos das velocidades de soldagem, que resultaram em diferenças sutis nos tempos de arco aberto e, conseqüentemente, em massas teóricas depositadas distintas para cada ensaio, conforme valores indicados na Tabela 14 como peso teórico.

A exceção desta tendência ocorre nas velocidades de alimentação de arame de 6 e 8 m/min para os arames de diâmetro 1,2 mm. Nesses casos, a redução do tempo de arco aberto nas condições com arame básico foi suficiente para contrabalançar sua maior fração metálica, resultando em menor volume de material depositado em comparação ao arame rutilico. À medida que a velocidade de alimentação (e, conseqüentemente, a velocidade de soldagem) aumenta, a diferença entre os tempos de arco aberto de ambos os consumíveis diminui, de modo que a maior área metálica do arame básico passa a prevalecer, favorecendo o acréscimo do peso teórico do cordão observado.

No que se refere às variações observadas em função do tipo de gás de proteção, ao comparar condições equivalentes de soldagem (mesmo arame e mesmo diâmetro), constata-se que os desvios identificados podem ser atribuídos a pequenas diferenças nos instantes de abertura e extinção do arco elétrico. Essas diferenças, da ordem de décimos de segundo, foram quantificadas por meio do sistema SAP, justificando as discrepâncias observadas.

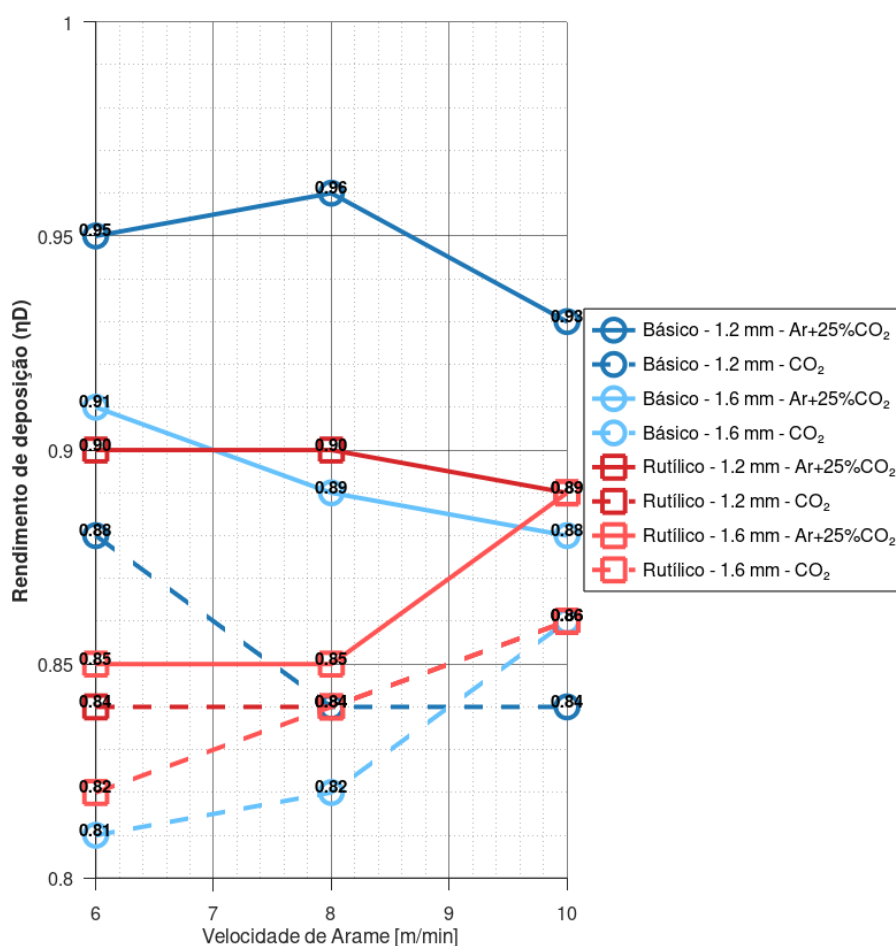
Os rendimentos de deposição são maiores para as condições que utilizaram a mistura Ar+25%CO₂ como proteção gasosa. Este resultado enfatiza coerência com a literatura, visto que os elevados teores de CO₂ no gás de proteção tendem a gerar maiores instabilidades de arco associada a maiores incidências de respingos. Neste contexto, espera-se um rendimento de deposição menor ao utilizar o CO₂ puro, conforme já discutido nesta Seção.

No que tange ao tipo de arame, observa-se que, para o diâmetro de 1,2 mm, o arame básico apresenta rendimento de deposição superior quando empregada a mistura Ar+25%CO₂ como gás de proteção. Por outro lado, sob CO₂ puro, verifica-se tendência de queda do rendimento para o arame básico, enquanto o arame rutilico

mostra incremento com o aumento da velocidade de alimentação. Desta forma, não é possível estabelecer uma relação direta entre este o rendimento de deposição e o tipo de arame.

Já sob CO_2 puro e diâmetro de 1,6 mm, ambos os arames apresentam os menores rendimentos na velocidade de 6 m/min, seguidos de aumento progressivo à medida que a velocidade de alimentação cresce. Nessas condições, o arame rutilico supera o básico nas menores velocidades; entretanto, a 10 m/min ambos convergem para o mesmo rendimento, conforme ilustrado na Figura 56.

Figura 56 - Rendimento de deposição dos ensaios realizados

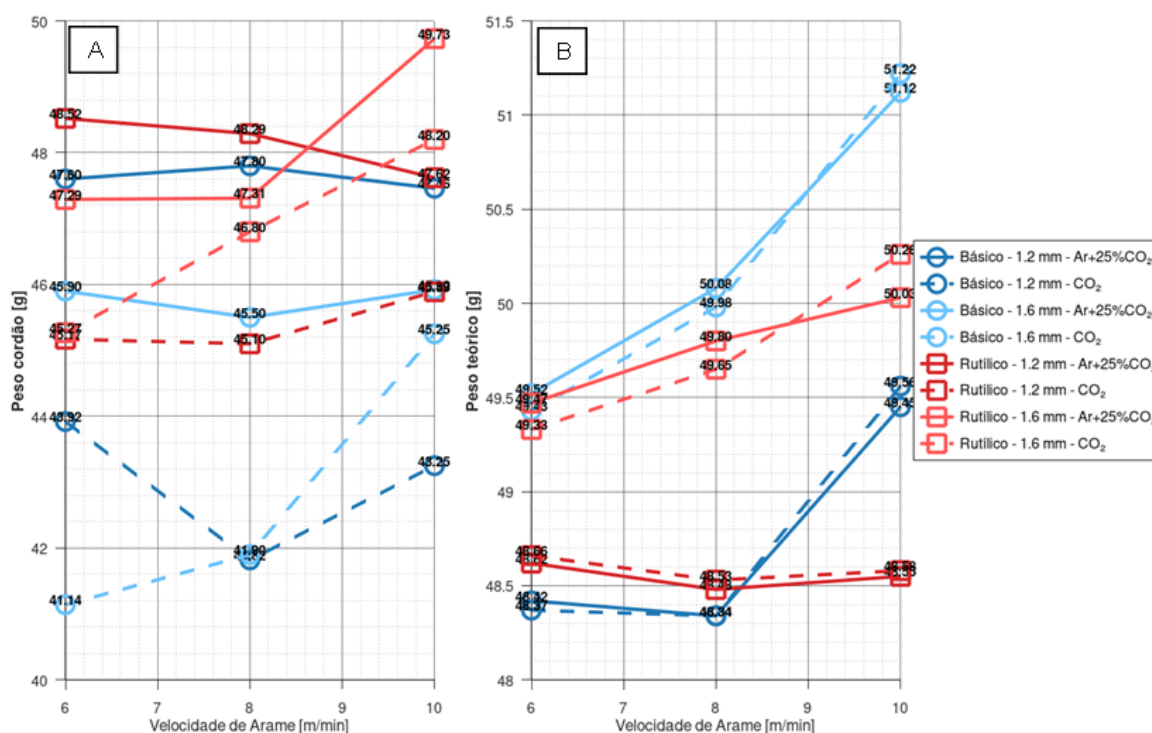


Fonte: Autor (2026)

Verifica-se que o incremento do rendimento de deposição com o aumento da velocidade de alimentação—para arames de 1,6 mm, excetuando-se o arame básico sob proteção de CO_2 —relaciona-se a um crescimento proporcionalmente mais acentuado do peso de material depositado nessas condições, conforme evidenciado

na Figura 57. Os resultados indicam que a elevação da corrente de soldagem, decorrente do acréscimo da velocidade de alimentação, favorece especialmente os arames de maior diâmetro, sugerindo que a faixa de correntes adotada para esse diâmetro esteve aquém do ideal. Essa interpretação é consistente com a hipótese de insuficiência energética para fusão adequada desses consumíveis, discutida nas Seções 4.1.1 e 4.1.3. Deste modo, nas condições avaliadas, velocidades de alimentação menores tendem a favorecer a deposição com arames de menor diâmetro, ao passo que velocidades mais elevadas passam a favorecer a deposição com arames de maior diâmetro. Embora se tenha buscado manter constante o peso de cordão para todas as combinações arame–diâmetro–gás e, em todas as velocidades de alimentação de arame, observa-se na Figura 57 (B) uma tendência de aumento do peso teórico com a elevação da velocidade de alimentação, mais pronunciada nos arames de maior diâmetro. Esse incremento pode ser atribuído a pequenas incertezas na determinação das áreas metálicas, a arredondamentos nos valores de velocidade de soldagem e a variações nos tempos de arco aberto, parâmetros estes que foram utilizados no cálculo do peso teórico dos cordões. Ainda assim, a amplitude máxima observada na diferença destes pesos (51,22 g frente a 48,34 g) corresponde a aproximadamente 5,9% da média, sendo, portanto, considerada pouco significativa para os propósitos desta análise.

Figura 57 - Peso depositado (A) e peso teórico (B) dos cordões



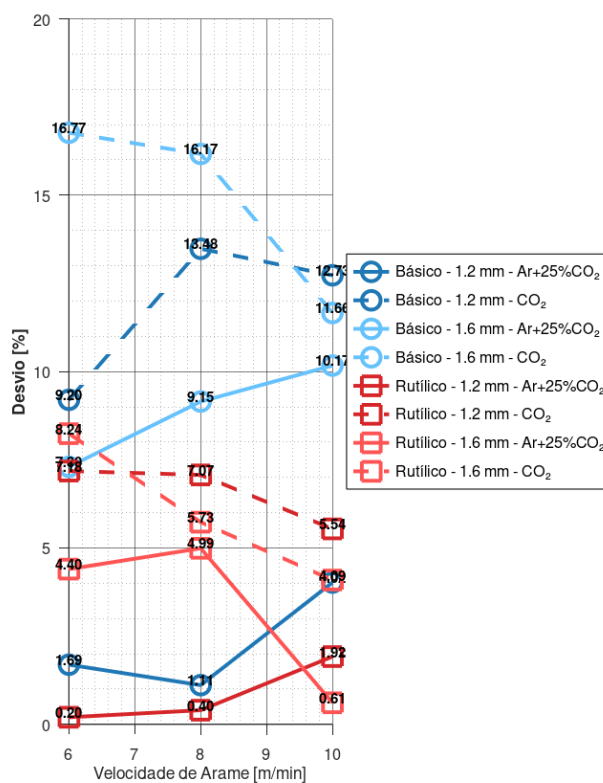
Fonte: Autor (2026)

Com o objetivo de quantificar a perda de material dada pelos respingos, foi calculado o desvio percentual destas perdas, considerando a razão entre a diferença entre o peso teórico do cordão e o peso depositado sobre o peso teórico do cordão. Estes resultados são dados em percentuais e podem ser vistos na coluna denominada Desvio na Tabela 14, os quais também estão apresentados em forma gráfica na Figura 58. Entre as três condições com menores perdas de material—todas com proteção Ar+25%CO₂—observa-se que, para os arames rutilico e básico de 1,2 mm, o desvio aumenta quando a velocidade de alimentação é elevada para 10 m/min. Em sentido oposto, para o arame rutilico de 1,6 mm sob Ar+25%CO₂, o desvio diminui à medida que a velocidade de alimentação cresce. Em conjunto, os resultados sugerem que o ponto ótimo para uma menor perda de material é dependente do tipo/diâmetro do arame: velocidades menores favorecem os arames de 1,2 mm (rutilico e básico), ao passo que velocidades mais altas beneficiam o rutilico de 1,6 mm, sempre na atmosfera de Ar+25%CO₂, associada à maior estabilidade de arco nas condições avaliadas.

Adicionalmente, observa-se uma tendência de menores perdas de material nas condições com arames rutilicos. Contudo, essa observação não se torna evidente no gráfico de rendimento de deposição, o que pode induzir a uma interpretação equivocada de maior eficiência ao empregar esse tipo de arame. Tal aparente discrepância decorre do menor tempo de arco aberto nas condições com arame básico (de maior fração metálica). Como o rendimento de deposição é definido pela razão entre a massa depositada e o tempo de arco aberto, vide Equação (13), caso a diferença no tempo de arco aberto seja mais significativa que a variação da massa de arame depositada, esta redução no tempo de arco aberto tende a resultar em maiores valores de rendimento de deposição.

Desta forma, observa-se que a utilização do arame básico parece resultar em maiores perdas de material metálico depositado, resultado este compatível com a menor estabilidade operacional observada neste arame e avaliada na Seção 4.1.2, resultando em maiores incidências de respingo, e conseqüente perda de material.

Figura 58 - Percentual de perda de material depositado

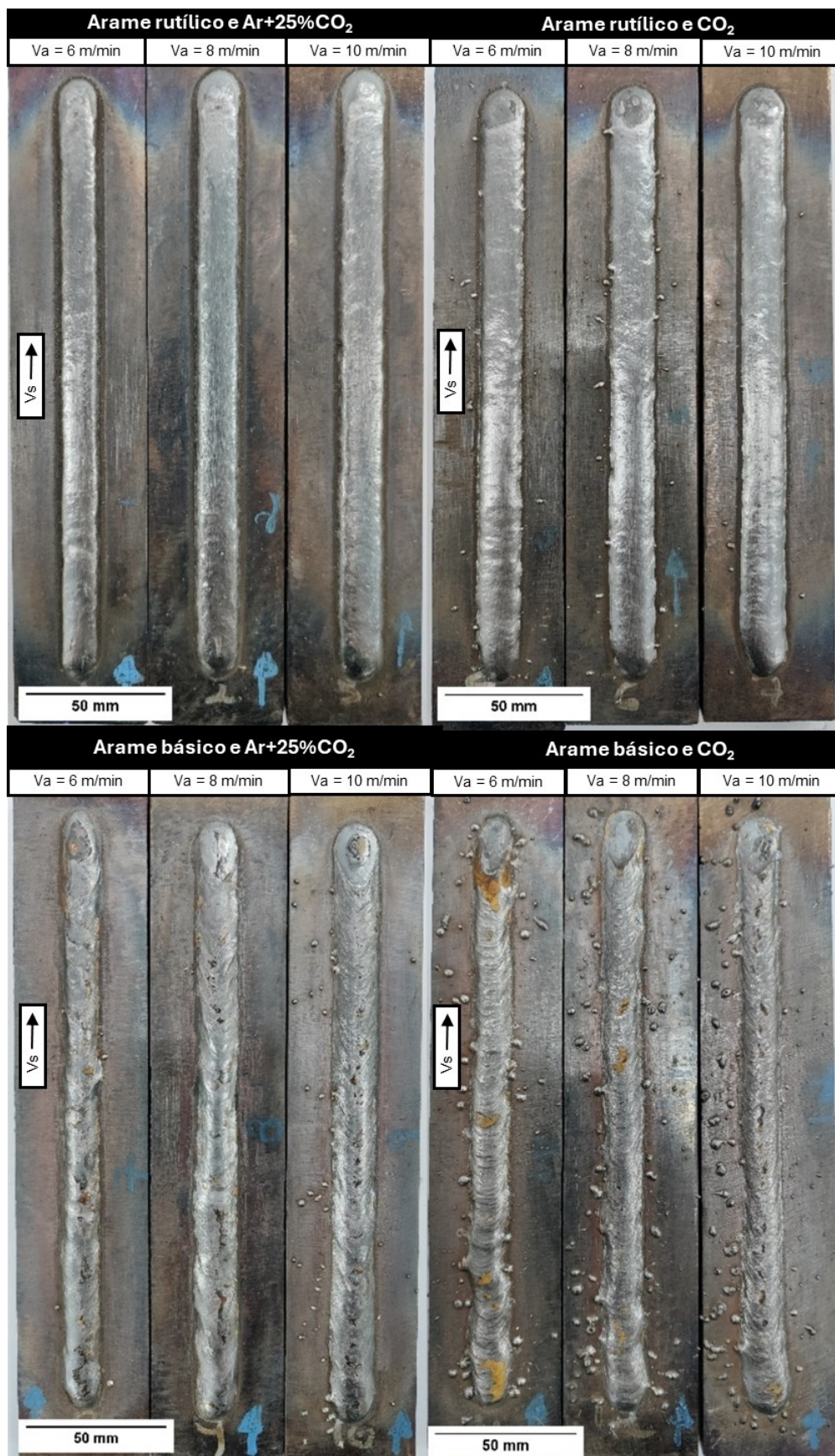


Fonte: Autor (2026)

Ressalta-se uma observação importante a respeito da condição de soldagem em que se obteve as maiores eficiências de deposição, a qual utiliza o arame básico de 1,2 mm de diâmetro sob proteção gasosa Ar+25%CO₂. Esta condição de soldagem é favorecida pela utilização do gás Ar+25%CO₂, menor diâmetro de arame e maior área metálica (menor tempo de arco aberto). A atuação combinada desses fatores, já discutidos ao longo deste capítulo, favorece a razão massa/tempo e, portanto, eleva o rendimento de deposição nessa configuração específica. Embora o arame básico, em geral, apresente menor estabilidade de arco que o rutilico, observa-se que, na configuração com diâmetro de 1,2 mm e proteção Ar+25%CO₂, a diferença entre as massas de metal depositadas por ambos os consumíveis torna-se pouco expressiva quando comparada às demais condições. Esse resultado decorre da melhor estabilidade de arco propiciada pela utilização da mistura Ar+25%CO₂, bem como da faixa operacional avaliada que favorece a utilização do diâmetro de 1,2 mm, mitigando as discrepâncias entre os dois tipos de arame nas condições avaliadas. Diante do menor índice de perdas e da maior taxa de deposição observados para esse arame, constata-se a superioridade no rendimento de deposição dessa condição de soldagem em relação às demais. Identifica-se, ainda, um ponto ótimo na velocidade de alimentação de 8 m/min, no qual se obtém rendimento de deposição de 0,96 e perda de material de apenas 1,11%.

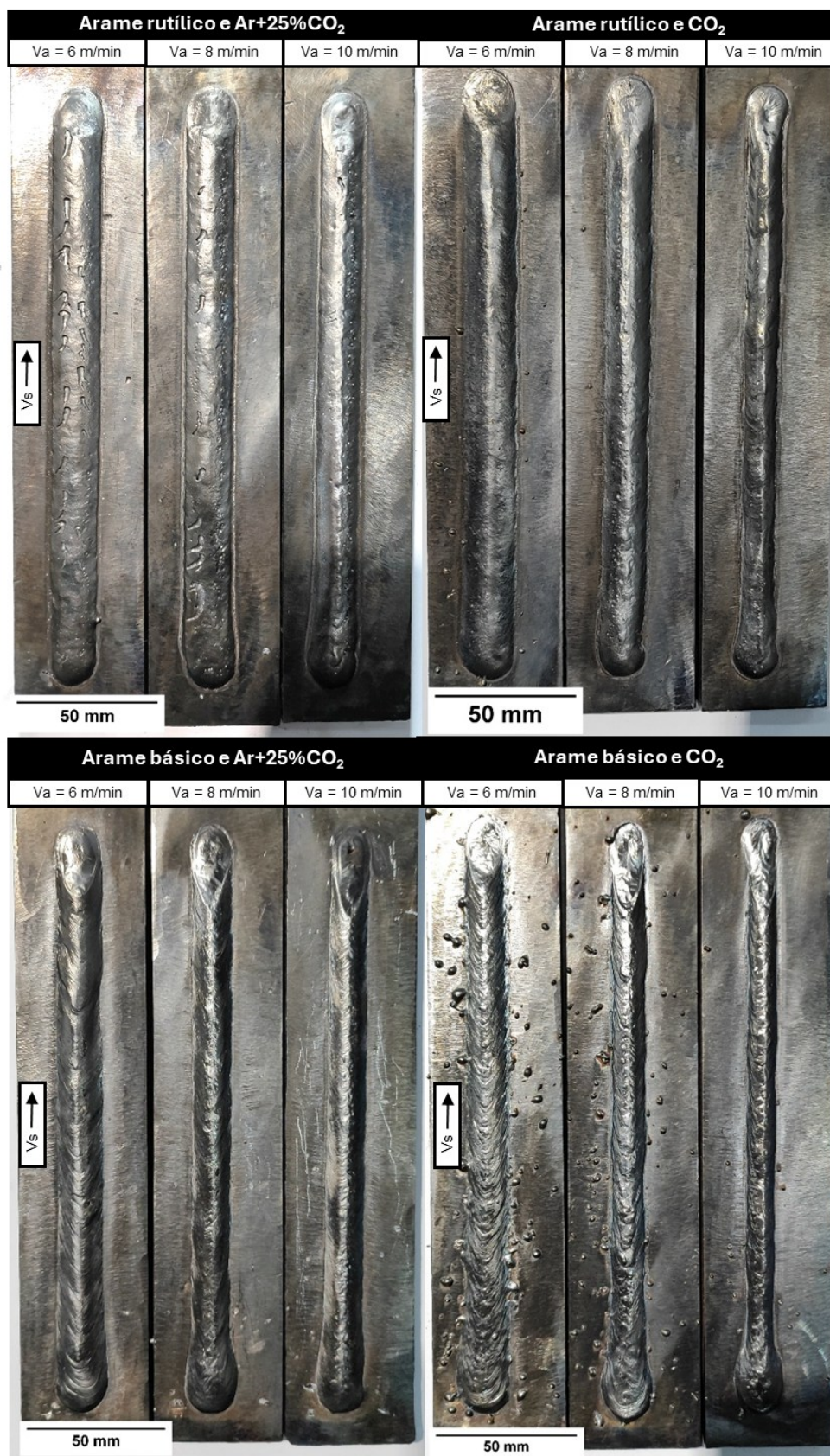
Como forma de apresentar qualitativamente a incidência de respingos obtida nos ensaios realizados, a Figura 59 (arames de 1,2 mm) e a Figura 60 (arames de 1,6 mm) apresentam os cordões de solda obtidos após limpeza mecânica com escova de aço. Nota-se a presença de respingos metálicos aderidos à superfície dos corpos de prova, com maior intensidade nas condições que empregam arame básico e CO₂ puro como gás de proteção, efeito que se torna ainda mais pronunciado quando ambos os consumíveis são combinados.

Figura 59 - Cordões de solda após limpeza mecânica com escova de aço (diâmetro de 1,2mm)



Fonte: Autor (2026)

Figura 60 - Cordões de solda após limpeza mecânica com escova de aço (diâmetro de 1,6mm)



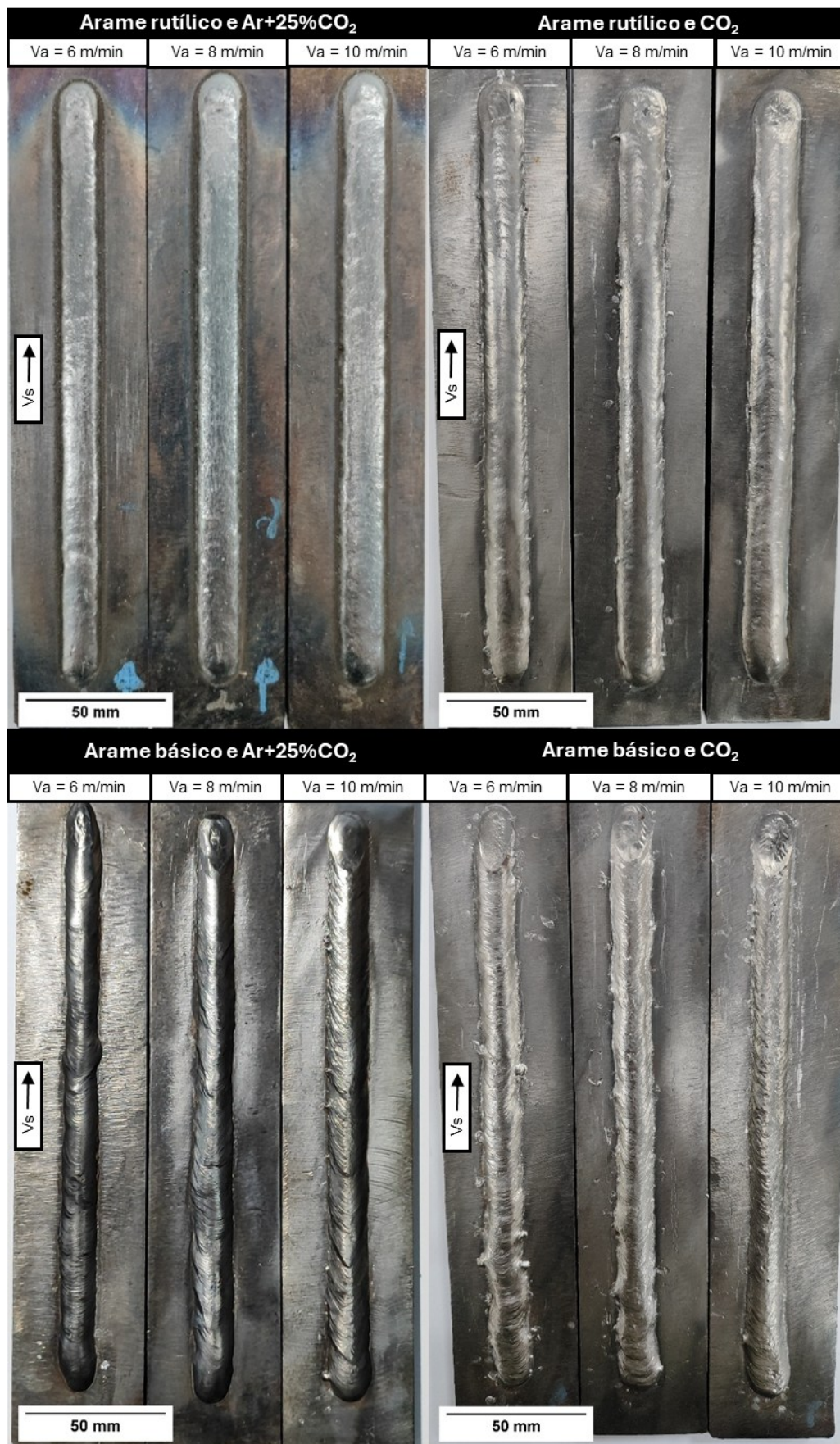
Fonte: Autor (2026)

Embora não contemple o escopo deste trabalho, a avaliação qualitativa dos respingos parece fazer sentido quando relacionamos a incidência destes aderidos à superfície dos corpos de prova com o percentual de perda de metal depositado nas condições críticas. Para o arame básico de 1,2 mm sob CO₂ puro, as velocidades de alimentação de arame de 8 e 10 m/min exibem maior incidência de respingos aderidos à superfície dos corpos de prova, em consonância com os maiores percentuais de perda observados (13,48% e 12,73%, respectivamente). De modo análogo, para o arame básico de 1,6 mm sob CO₂ puro, a velocidade de 6 m/min apresenta a maior quantidade de respingos aderidos, coerente com o maior percentual de perda, de aproximadamente 16,77%, e o pior rendimento de deposição dentre as condições avaliadas, de 0,81

No âmbito das condições avaliadas, o diâmetro do arame não parece apresentar efeito significativo sobre a formação de respingos aderidos à superfície dos corpos de prova.

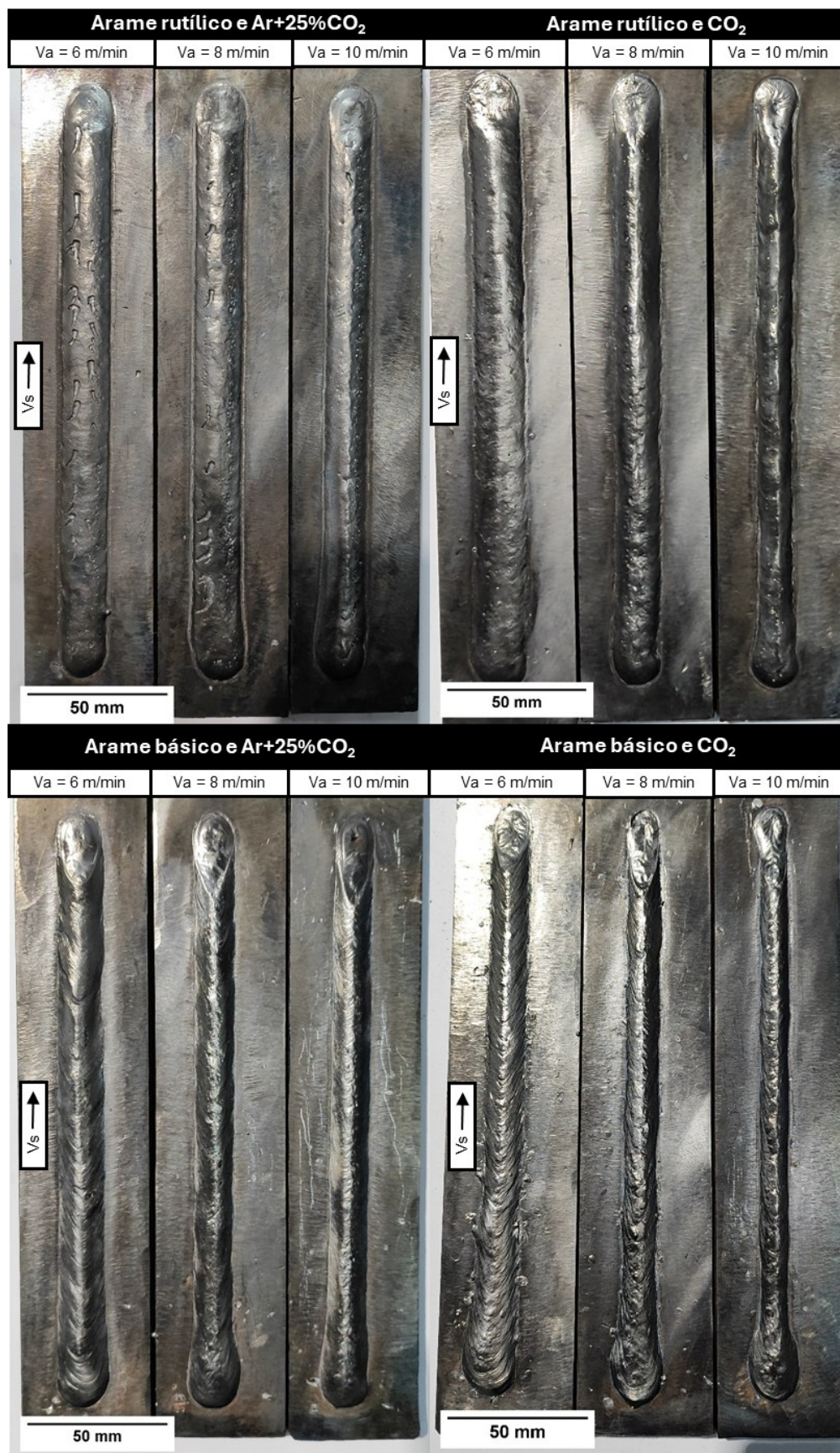
Conforme mencionado na Seção 3.2.5, após a limpeza mecânica com escova de aço, os corpos de prova ainda foram submetidos a um processo de retirada dos respingos com o auxílio de uma talhadeira, de modo que a diferença entre as massas pesadas dos corpos de prova antes e após o processo de soldagem fossem referentes apenas à massa do cordão depositado. A Figura 61 (arames de 1,2 mm) e a Figura 62 (arames de 1,6 mm) apresentam os cordões de solda obtidos após a retirada dos respingos aderidos à superfície dos corpos de prova, quando havia respingos aderidos a estes.

Figura 61 - Cordões de solda após retirada dos respingos (diâmetro de 1,2mm)



Fonte: Autor (2026)

Figura 62 - Cordões de solda após retirada dos respingos (diâmetro de 1,6mm)



Fonte: Autor (2026)

Para avaliar, em perspectiva aplicada, a influência dos parâmetros, os dados foram submetidos à análise de variância (ANOVA). Adotou-se um nível de significância de 5%, de modo que valores de $p < 0,05$ foram considerados estatisticamente significativos, correspondendo a um intervalo de confiança de 95%. De modo a facilitar a leitura, destacaram-se em verde os efeitos e interações significativos na Tabela 15 ($p < 0,05$), bem como as células dos valores F correspondentes na Tabela 16, em conformidade com o nível de significância adotado.

Tabela 15 - Resultados da ANOVA: estatísticas p -value correspondentes aos fatores e interações relacionados às características de deposição

Fatores	P_c	T_D	η_D	Desvio
Arame	0,01	0,78	0,27	0,01
Diâmetro	0,85	0,00	0,08	0,15
Gás	0,00	0,71	0,00	0,00
Vel. Arame	0,56	0,01	0,92	0,94
Arame * Diâmetro	0,31	0,97	0,60	0,24
Arame * Gás	0,09	0,90	0,07	0,13
Arame * Vel. Arame	0,94	1,00	0,82	0,82
Diâmetro * Gás	0,31	0,99	0,10	0,28
Diâmetro * Vel. Arame	0,56	0,00	0,63	0,73
Gás * Vel. Arame	0,68	1,00	0,63	0,79

Fonte: Autor (2026)

Tabela 16 - Resultados da ANOVA: estatísticas F -value correspondentes aos fatores e interações relacionados às características de deposição

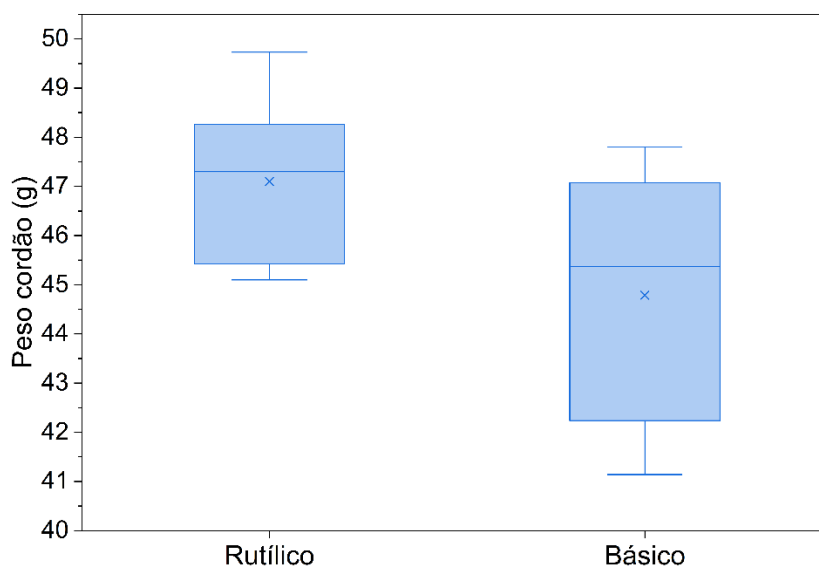
Fatores	P_c	T_D	η_D	Desvio
Arame	8,25	0,08	1,29	9,54
Diâmetro	0,04	33,77	3,44	2,23
Gás	17,29	0,15	26,86	14,26
Vel. Arame	0,59	5,59	0,09	0,07
Arame * Diâmetro	1,08	0,00	0,29	1,46
Arame * Gás	3,20	0,02	3,54	2,54
Arame * Vel. Arame	0,06	0,00	0,20	0,20
Diâmetro * Gás	1,10	0,00	2,95	1,23
Diâmetro * Vel. Arame	0,60	25,23	0,47	0,33
Gás * Vel. Arame	0,39	0,00	0,47	0,23

Fonte: Autor (2026)

Os resultados indicam, com uma confiabilidade de 95%, que o tipo de arame e o gás de proteção (em maior nível) foram os fatores que mais impactaram na massa dos cordões de solda obtidos.

A Figura 63 apresenta, em *boxplots*, a relação entre a massa depositada para os cordões obtidos com arames rutilico e básico. Observa-se patamar superior para o rutilico, cuja mediana situa-se em torno de 47 g e o intervalo interquartilico é mais estreito, próximo de 2,5 g, indicando maior consistência dos resultados. Já o básico, além de apresentar uma mediana inferior (de aproximadamente 45 g), também apresenta maior dispersão, de cerca de 5 g, sugerindo variabilidade operacional mais elevada. Em termos práticos, os dados apontam que o arame rutilico apresenta maior massa efetivamente incorporada ao cordão e menor variabilidade, o que é compatível com maior rendimento de deposição nas condições avaliadas, ao passo que o arame básico tende a apresentar menor aproveitamento do consumível.

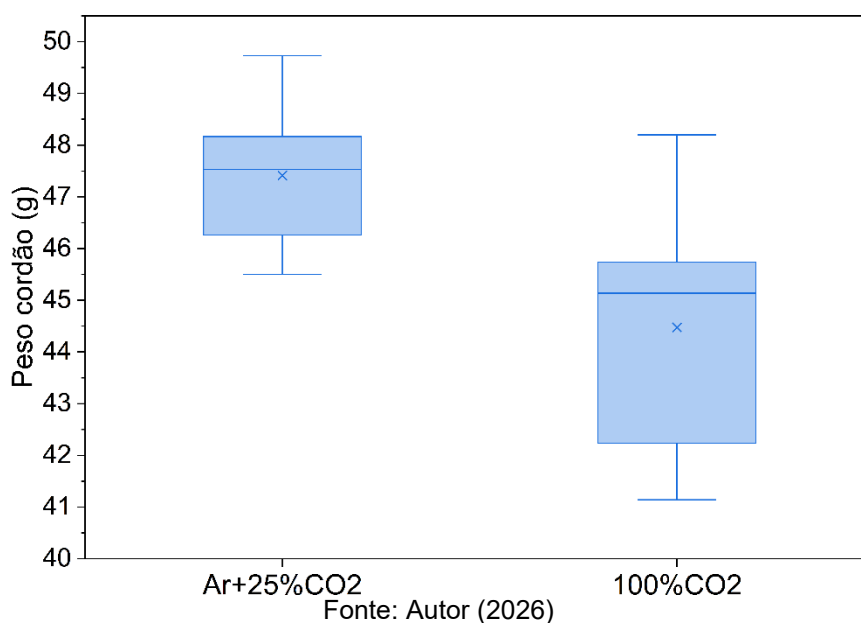
Figura 63 - Relação entre o tipo de arame e a massa de cordão depositado



Fonte: Autor (2026)

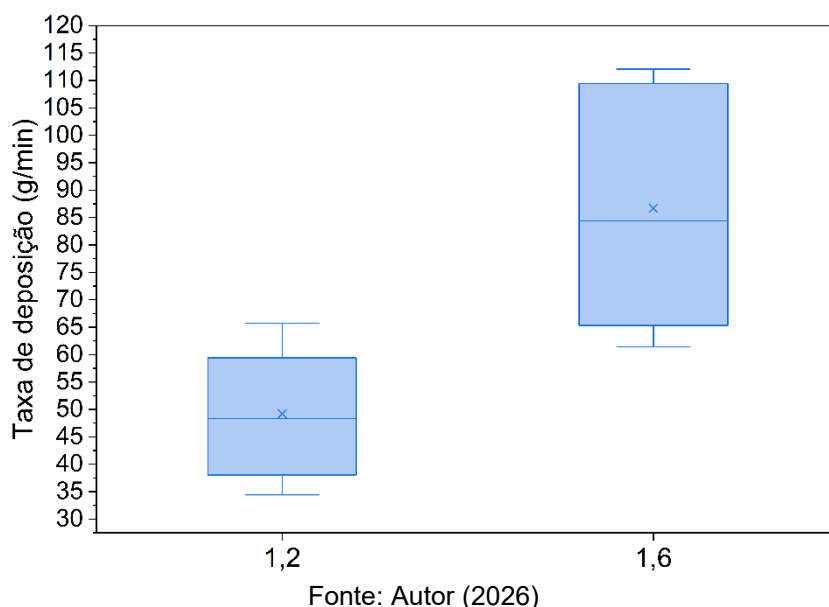
A Figura 64 apresenta a relação entre os gases de proteção e a massa do cordão depositado. Os valores observados mostram que a massa depositada é mais sensível ao gás de proteção do que ao tipo de arame. Embora a mediana do arame rutilico e a do gás Ar+25%CO₂ são praticamente iguais, bem como a do arame básico e do CO₂ puro, percebe-se que as dispersões entre os valores de massa de cordão depositado obtidos são menores para os gases de proteção, evidenciando também uma menor sobreposição de valores entre estes, de modo que fica mais evidente a massa depositada se observando o gás de proteção.

Figura 64 - Relação entre o gás de proteção e a massa de cordão depositado



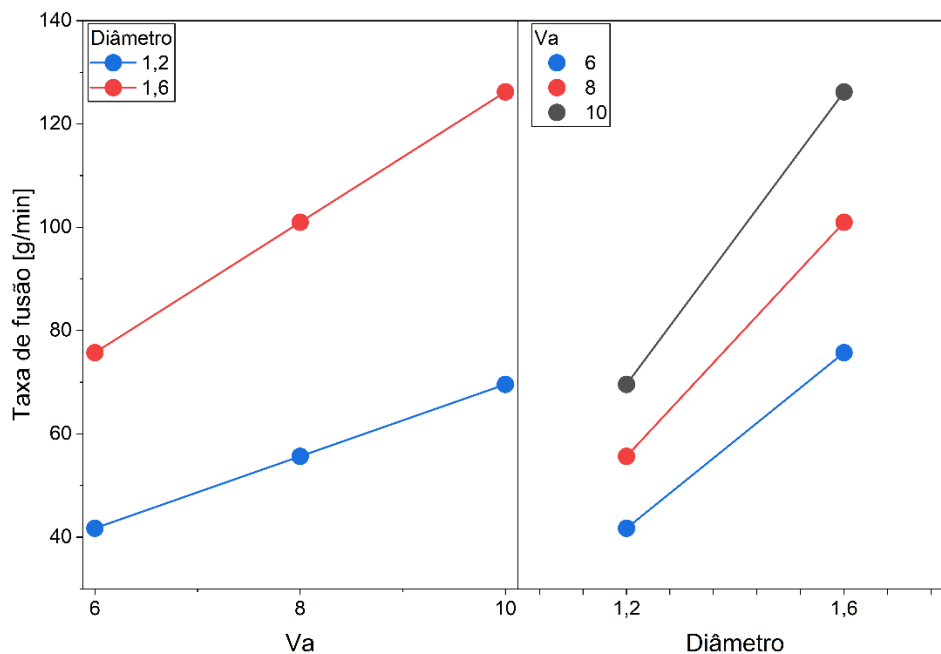
A taxa de deposição foi significativamente influenciada pelo diâmetro do arame (Figura 65), pela velocidade de alimentação e pela interação entre ambas (Figura 66), o que é coerente com sua definição como sendo a razão entre a massa depositada e o tempo de arco aberto. Como previamente discutido, nem o diâmetro de arame nem a velocidade de alimentação alteram de forma relevante a massa de metal efetivamente depositada, logo, a redução do tempo de arco aberto se torna o mecanismo dominante para elevar a taxa de deposição. Desse modo, o aumento do diâmetro e da velocidade de alimentação tende a reduzir o tempo de arco necessário para um dado aporte de material e, quando combinados, produz um efeito sinérgico que intensifica essa redução, resultando em maiores valores de taxa de deposição. Nota-se que, nas condições avaliadas, o diâmetro do arame exerce influência mais pronunciada sobre a taxa de deposição do que a velocidade de alimentação de arame. Isso decorre de que o aumento do diâmetro implica um acréscimo volumétrico substancial — cerca de 79,75% e 82,76% para os arames rutilico e básico, respectivamente — ao passo que a alteração das velocidades de alimentação (8 e 10 m/min) produz aumentos de volume depositado de aproximadamente 1,33% e 1,25%. Ademais, como um maior incremento de metal depositado exige, proporcionalmente, maior redução no tempo de arco aberto para manter constante a deposição por unidade de comprimento, o aumento do diâmetro acarreta maior impacto sobre a taxa de deposição.

Figura 65 - Relação entre o diâmetro do arame e a taxa de fusão



Embora o tipo de arame influencie significativamente a massa de metal depositado, com desempenho superior do rutílico em relação ao básico, não se observou efeito estatisticamente significativo deste parâmetro sobre a taxa de deposição. Isso se explica porque o arame básico possui maior fração metálica (em ambos os diâmetros) e, sob a restrição de aporte de material por unidade de comprimento, requer menor tempo de arco aberto para um mesmo comprimento de cordão. Assim, o acréscimo de massa depositada associado ao uso do arame rutílico não é suficiente para compensar o tempo de arco reduzido nas condições com arame básico, resultando na ausência de diferença significativa na taxa de deposição entre os tipos de arame.

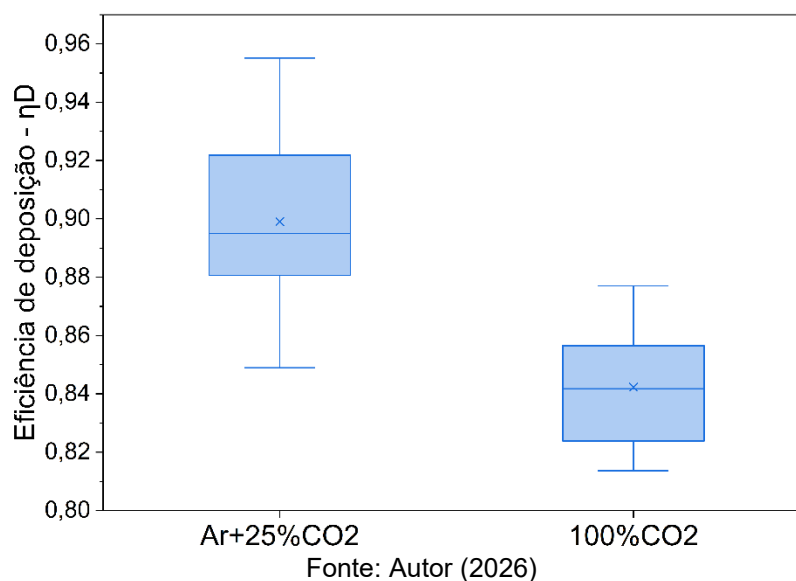
Figura 66 - Influência da interação entre a velocidade de alimentação de arame e o diâmetro de arame na taxa de deposição



Fonte: Autor (2026)

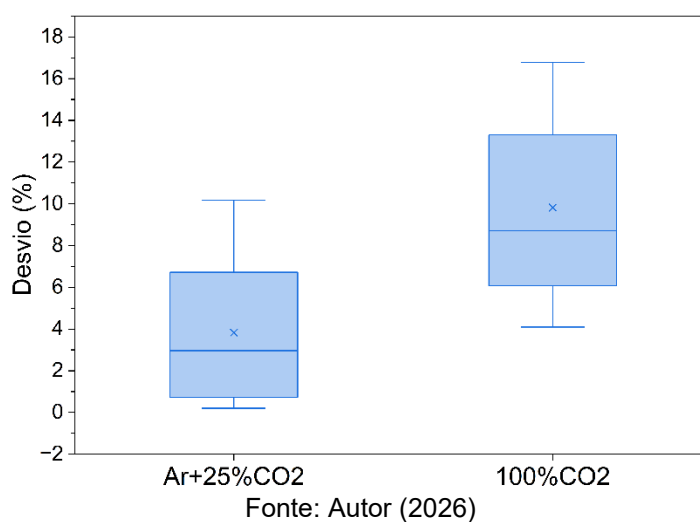
O rendimento de deposição mostrou-se estatisticamente influenciado unicamente pelo gás de proteção, como pode ser observado na Figura 67. O fenômeno corrobora o que tem sido descrito, visto a superioridade da mistura Ar+25%CO₂ em relação à estabilidade do arco, comparada ao gás CO₂ puro. Nota-se que, enquanto o CO₂ puro apresenta uma distribuição quase que simétrica e mais estreita para os valores de rendimento de deposição, a mistura Ar+25%CO₂ apresenta uma maior densidade de valores no maior intervalo interquartilico, indicando a maior ocorrência de melhores desempenhos. As dispersões intragrupo são semelhantes, embora a condição com Ar+25%CO₂ apresente caudas mais extensas, sugerindo tanto níveis mínimos relativamente elevados quanto a ocorrência de desempenhos máximos relativamente elevados. Já no CO₂ puro, as caudas se limitam a aproximadamente 0,81 a 0,88, evidenciando menor eficiência máxima e maiores perdas mínimas. Em síntese, além de posicionar a distribuição em patamar superior, a mistura Ar+25%CO₂ também amplia o potencial de atingir valores de η_D mais altos, enquanto o CO₂ puro restringe os resultados a níveis inferiores e menos favoráveis.

Figura 67 - Relação entre o gás de proteção e o rendimento de deposição



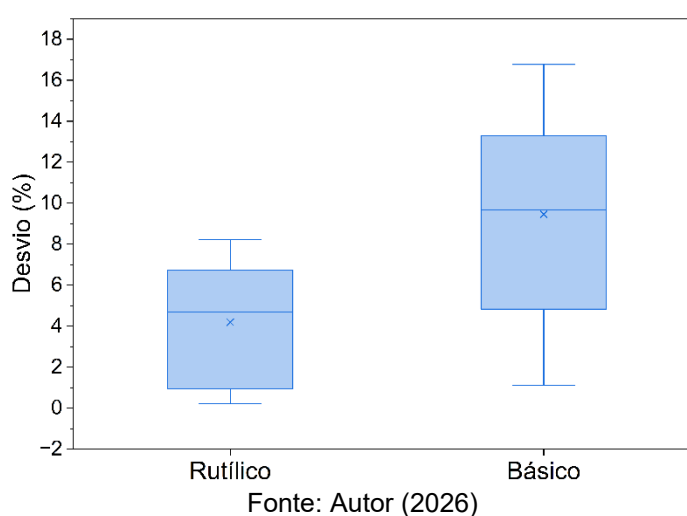
De forma análoga ao observado para o peso do cordão depositado, os fatores que mais influenciaram na perda percentual de metal (desvio) foram, nesta ordem, o gás de proteção e tipo de arame (Figura 68 e Figura 69). O comportamento do desvio corrobora a tendência previamente descrita: sob Ar+25%CO₂, a mediana permanece baixa, próxima de 3%, com intervalo tipicamente entre 0% e 10%, indicando perdas, em geral, reduzidas. Em contraste, com CO₂ puro, a mediana do desvio é mais elevada, cerca de 9%, acompanhada de maior dispersão e registros próximos de 16%, evidenciando que uma parte considerável do arame não foi convertida em metal efetivamente depositado.

Figura 68 - Relação entre o gás de proteção e o desvio percentual de massa do cordão depositado



O arame rutílico apresentou perdas relativas de massa mais baixas e estáveis, entre 4 e 5%, ao passo que o básico exibiu maiores perdas e maior dispersão, com máximos próximos de 16%. Esses resultados sustentam a hipótese de maior estabilidade de arco associada ao rutílico, com consequente redução de respingos e maior rendimento de deposição nas condições avaliadas. Ressalta-se, contudo, que o gás de proteção evidenciou influência predominante sobre esse desempenho.

Figura 69 - Relação entre o tipo de arame e o desvio percentual de massa do cordão depositado



5 CONCLUSÕES

A partir dos objetivos propostos, considerando as condições avaliadas neste trabalho, concluiu-se que:

- O arame rutílico, o diâmetro de 1,2 mm e a mistura Ar+25%CO₂ se destacam por ampliar a janela de operação do processo;
- A utilização de CO₂ puro como gás de proteção, assim como do arame básico, favorece a predominância do modo de transferência por curto-circuito nos mapas de transferência metálica elaborados;
- Embora a corrente média registrada para os arames básicos seja ligeiramente superior, sua maior área metálica da seção transversal compensa esse incremento da corrente, de modo que a densidade de corrente elétrica permanece inferior à observada para o arame rutílico;

- O gás de proteção foi o parâmetro de maior influência sobre a estabilidade do arco, produzindo os menores níveis de flutuação da corrente quando empregada a mistura Ar+25%CO₂. De forma consistente, a utilização deste gás esteve associada aos maiores valores de rendimentos de deposição, refletindo também em menores perdas percentuais de material depositado, embora seu efeito nas taxas de fusão e de deposição não tenha sido estatisticamente significativo. Ainda, quando combinada com o tipo de arame, esta mistura também apresenta impacto estatisticamente significativo no Cv, o qual é favorecido pela combinação Ar+25%CO₂/aramé rútilico;
- O arame rútilico apresentou coeficiente de variação da corrente (Cv) entre 43% e 85% daquele observado no arame básico, a depender sobretudo da composição do gás de proteção, com diferença ainda mais acentuada em CO₂ puro. Esse resultado sugere maior estabilidade de arco para o consumível rútilico;
- O diâmetro do arame de 1,6 mm apresentou a menor variabilidade relativa (Cv) nos valores de corrente de soldagem, caracterizando menores flutuações relativas destes valores. Contudo, ao considerar a interação com a velocidade de alimentação de arame, observa-se que, a 6 m/min, o arame de 1,2 mm exibe menor dispersão dos valores de corrente. Com o aumento da velocidade de alimentação, o arame de maior diâmetro tende a convergir para um padrão de dispersão similar ao do arame de 1,2 mm, reduzindo as diferenças inicialmente observadas;
- Apesar da adoção de uma constante de deposição (Kv) para manter o aporte de material por unidade de comprimento fixo, pequenas discrepâncias decorrentes de arredondamentos nas velocidades de soldagem e de variações nos instantes de abertura e extinção do arco resultaram em pequenas diferenças nos valores teóricos da massa de cordão depositado;
- A utilização do arame rútilico tende a produzir cordões de solda de maior largura, bem como reduzir o reforço e o índice de convexidade;
- A utilização do arame de diâmetro 1,6 mm favorece o aumento da penetração, bem como a área penetrada e a diluição dos cordões de solda;
- O emprego de CO₂ puro como gás de proteção tende a reduzir a área depositada e ampliar a área penetrada, o que, em conjunto, promove maior diluição do cordão;

- Embora a velocidade de alimentação não afete, isoladamente, as características morfológicas do cordão, sua interação com o diâmetro do arame influencia simultaneamente o reforço, a largura e a penetração. O aumento da velocidade de alimentação implicou redução da energia de soldagem por unidade de comprimento, a qual aparentou ser mais significativa no arame de maior diâmetro, resultando em maior reforço e menor largura, com impacto direto no índice de convexidade. Em paralelo, os níveis mais elevados de corrente associados a essa condição favoreceram incrementos de penetração, interpretação compatível com o aumento da pressão de arco em correntes mais altas;
- Tanto o diâmetro do arame quanto a velocidade de alimentação influenciam, de forma estatisticamente significativa, a taxa de fusão. Contudo, o efeito principal do diâmetro é mais pronunciado que o da velocidade. Ainda mais relevante é a interação entre os dois fatores, cujo impacto supera os efeitos individuais;
- A análise de variância da taxa de deposição indica efeito estatisticamente significativo tanto do diâmetro do arame quanto da velocidade de alimentação. Entre os fatores principais, o diâmetro revela-se mais influente, denotando maior importância no controle da quantidade de material efetivamente depositado. Ademais, a interação entre o diâmetro e velocidade de alimentação de arame também se mostrou significativa, embora sua magnitude não supere o efeito principal do diâmetro;
- A utilização do arame rutilico resulta em uma maior massa de cordão depositado, bem como em menores perdas percentuais de material fundido;
- Com o incremento da velocidade de alimentação do arame, tanto a taxa de fusão quanto a taxa de deposição aumentam de forma mais pronunciada para o diâmetro de 1,6 mm.

A utilização do arame rutilico sob proteção gasosa de $Ar+25\%CO_2$ resulta em uma maior estabilidade operacional, bem como na obtenção de cordões menos convexos e maiores eficiências de deposição, porém com menores valores de penetração e diluição.

A utilização do arame de 1,6 mm é a condição que mais impacta significativamente nos valores de penetração. Todavia, essa escolha exige cautela, pois a interação com a velocidade de alimentação pode resultar em maiores valores de reforço e de convexidade, elevando as concentrações de tensões na região do

cordão de solda. Tal efeito é particularmente crítico em componentes pressurizados, a exemplo de vasos de pressão, nos quais a morfologia do cordão deve ser rigorosamente controlada para mitigar riscos de falha.

Do ponto de vista operacional, o arame básico não apresentou vantagens, exibindo maiores flutuações de corrente que aquelas observadas com o arame rutilico. Em contrapartida, o básico propiciou maiores valores de penetração, ainda que acompanhados de menor largura e de maiores reforço e convexidade. Esse resultado pode estar associado a maior viscosidade da escória líquida neste arame, capaz de restringir o escoamento do metal para regiões periféricas ao eixo do arco, concentrando o aporte e favorecendo a penetração. Nesse cenário, a adoção do arame rutilico de 1,6 mm mostra-se como alternativa para se alcançar penetrações elevadas sem recorrer ao básico, visto que o impacto do diâmetro no reforço é menor quando comparado ao tipo de arame.

Os resultados de morfologia do cordão de solda parecem ser relativamente similares ao considerar a densidade de corrente aplicada. Ainda assim, os arames de 1,6 mm aparentaram operar com energia insuficiente para reproduzir a morfologia obtida com arames de 1,2 mm. Esse indício sugere a necessidade de ensaios complementares em faixas mais elevadas de tensão e corrente, a fim de elucidar com maior precisão o efeito do diâmetro sobre a morfologia e delimitar a janela operacional adequada para cada consumível.

Embora seja reconhecida a vantagem operacional do arame de 1,6 mm, causando menor desgaste do bico de contato e do condutite em razão da menor velocidade de alimentação necessária para um mesmo nível de corrente, os perfis de cordão observados para os dois diâmetros não foram equivalentes, mesmo quando se adotou a mesma velocidade de alimentação; nessa situação, a corrente média resultante para o arame de maior diâmetro mostrou-se naturalmente superior. Já se discutiu, ademais, a possível insuficiência de energia no caso do diâmetro de 1,6 mm para reproduzir a morfologia obtida com 1,2 mm. Assim, ao se impuser corrente de soldagem idêntica para ambos os diâmetros—o que implicaria reduzir ainda mais a velocidade de alimentação do arame de 1,6 mm—tende-se a agravar a falta de energia disponível. Nessas condições, a alegada vantagem de menor desgaste (associada à menor velocidade de alimentação para 1,6 mm) não se traduz em benefício efetivo no contexto avaliado.

Cumpra salientar que as conclusões aqui apresentadas se referem a produtos e fabricantes específicos. Alterações na composição do consumível ou a adoção de outros fabricantes podem produzir resultados substancialmente distintos. Ainda assim, os resultados obtidos mostram-se coerentes com a literatura corrente, reforçando sua validade no escopo experimental considerado.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com o intuito de complementar os resultados obtidos neste estudo, testar as hipóteses formuladas e aprofundar a compreensão sobre a influência dos parâmetros avaliados nos aspectos operacionais e na qualidade dos cordões de solda, recomenda-se a realização de ensaios adicionais e investigações futuras, abrangendo os seguintes tópicos:

- Reproduzir os ensaios sob níveis de corrente e tensão mais elevados;
- Avaliar a influência de outras composições de gases e arames tubulares, bem como outros diâmetros de arame;
- Examinar metodologias e métricas alternativas para a avaliação da estabilidade do processo;
- Realizar análises de difusão de hidrogênio nos cordões produzidos, a fim de verificar a eficácia do arame básico na mitigação de hidrogênio difusível e potenciais impactos na integridade metalúrgica;
- Avaliar a composição química dos fluxos presentes no interior dos arames tubulares, de modo a investigar as reações de cada componente e suas respectivas influências sobre a manutenção do arco, a dinâmica de transferência metálica e a morfologia do cordão. Além disso, correlacionar o momento de impacto da gota na poça com a morfologia dos cordões obtidos;
- Avaliar a viscosidade da escória líquida sob diferentes condições de soldagem (e temperaturas da poça) e correlacioná-la com a morfologia dos cordões obtidos;
- Realizar filmagens em alta velocidade do arco e de seu entorno (ponta do arame-eletrodo e poça de fusão) para observar a constrição do arco, o comportamento das gotas de metal fundido e do fluxo durante a transferência metálica, bem como a dinâmica da poça, permitindo correlacionar esses fenômenos com a estabilidade do processo e a morfologia do cordão;
- Investigar a relação entre o escoamento da poça de fusão e a possível inversão do fluxo termocapilar induzida pelo CO_2 , nas condições e consumíveis avaliados;
- Realizar análises micrográficas a fim de elucidar a influência dos parâmetros avaliados sobre a microestrutura dos cordões de solda;

- Realizar ensaios mecânicos (tração, dobramento e impacto) em juntas soldagem, de modo a correlacionar parâmetros operacionais, morfologia do cordão e desempenho mecânico resultante;
- Realizar uma análise de custos de soldagem para verificar se as condições ótimas identificadas neste estudo se traduzem, de fato, em vantagem econômica significativa em contexto industrial.

REFERÊNCIAS

- ALINEZHAD KORDI, Hamed. Metal transfer mapping for FCAW process by using near-infrared filming. 2016. 87 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2016.
- AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERING (ASME) – BPVC. MATERIALS Part A2: Ferrous Material Specifications. Nova York (Estados Unidos). 2023a.
- AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERING (ASME) – BPVC. MATERIALS Part C: Specifications for Welding Rods, Electrodes, and Filler Metals. Nova York (Estados Unidos). 2023b.
- AMERICAN WELDING SOCIETY (AWS). Welding Handbook. Welding Processes, v.2. Miami (Estados Unidos). 2004.
- ANDRADE JUNIOR, B. C.; BRACARENSE, A. Q.; COSTA, T. M. G.; MIRANDA.; D. N. Caracterização da solda FCAW, utilizando na transferência metálica oscilação magnética do arco, p. 1461-1468. In: 64° Congresso Anual da ABM, Belo Horizonte, 2009.
- ARAÚJO, W. R.; Comparação entre soldagem robotizada com eletrodo sólido e metal cored – A ocorrência do Finger. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2004.
- BAIXO, C. E. I.; DUTRA, J. C. O Estudo da Transferência Metálica no Processo de Soldagem MIG/MAG através de projetor e de Tratamentos Oscilográficos de Tensão e Corrente. In: XV Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem, São Paulo. p193-209. 1989.
- BANG, K.; JUNG, H.; HAN, I.; Comparison of the Effects of Fluorides in Rutile-Type Flux Cored Wire, Metals and Materials International, 2010, pp. 489-494.
- BARRA, S. R. Influência do Processo MIG/MAG Térmico sobre a Microestrutura e a Geometria da Zona Fundida. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2003.
- BAUNÉ, E.; BONNET, C.; LIU S. Reconsidering the basicity of a FCAW Consumable – Part 1 – Solidified slag composition of a FCAW Consumable as basicity indicator. Welding Journal, 2000, pp. 57-64.
- BAUNÉ, E.; BONNET, C.; LIU S. Assessing metal transfer stability and spatter severity in flux cored arc welding, Science and Technology of Welding and Joining, 2001, pp. 139-148.
- BRACARENSE, A. Q.; LACERDA DE SOUZA, R.; SOUZA COSTA, M. C. M. FARIA, P. E.; LIU, S. Welding current effect on diffusible hydrogen content in flux cored arc weld metal. Revista Brasileira de Ciências Mecânicas, v. 24, nº 4. 2002.

CARY, H. B.; HELZER, S. C. Modern welding technology. 6. ed. Upper Saddle River: Pearson Prentice Hall, 2005.

CASTRO, E. C. J. Avaliação de soldas produzidas por arames tubulares desenvolvidos em laboratório do tipo básico com adição de polímero como ingrediente do fluxo. Dissertação de Mestrado – CEFET MG, Belo Horizonte, 2015.

COETSEE, T.; DE BRUIN, F. J. A review of the thermochemical behaviour of fluxes in submerged arc welding: modelling of gas phase reactions. *Processes*, Basel, v. 11, n. 3, art. 658, p. 1–18, fev. 2023.

COOPER ORDÓÑEZ, R. E. Soldagem e Caracterização das Propriedades Mecânicas de Dutos de Aço API5L-X80 com Diferentes Arames Tubulares. Dissertação de Mestrado. Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2004.

ESSERS, W. G.; WALTER, R. Heat transfer and penetration mechanisms with GMA and plasma-GMA welding. *Welding Journal*, Miami, v. 60, n. 2, p. 37-s–42-s, fev. 1981.

DILLENBECK, V. R.; CASTAGNO, L. “The effects of Various Shielding Gases and Associated Mixtures in GMA Welding”. *Welding Journal*, 1987, pp 45-49.

DUTRA, J. C.; BAIXO, C. E. I. “O Estudo da Transferência Metálica no Processos de Soldagem MIG/MAG”. *Revista Soldagem e Materiais*, 1990, pp. 32-36.

DUTRA, J. C.; ANDRADE, L. P. C. S.; ALVES, A. G. F.; SANTOS, V. R.; TEIXEIRA, J. C. Alternativas Para Melhorar a Estabilidade do Arco na Soldagem Subaquática Molhada com Eletrodo Tubular. In: XIX Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem - ENTS, 1993, Águas de São Pedro. XIX ENTS. São Paulo: Associação Brasileira de Soldagem, 1993. v. I. p. 493-508.

DUTRA, J. C.; SANTOS, T. F.; OLIVEIRA, M. A. Estudo da Taxa de Fusão de Arames de Aço Carbono no Processo MIG/MAG. XXVII CONSOLDA – Congresso Nacional de Soldagem, 2002, São Paulo. Anais XXVII CONSOLDA. São Paulo: Associação Brasileira de Soldagem, 2002.

FAGUNDES JUNIOR, J. G.; CARDOSO, A. H. C.; BRACARENSE, A. Q. Adição de TiO_2 , $CaCO_3$ e CaF_2 como componentes do fluxo de arames tubulares para a formação de TiC. *Soldagem & Inspeção*, v. 25, e2511, 2020.

FARIAS, J. P.; SCOTTI, A.; FERRARESI, V. Fontes Eletrônicas para Soldagem com Eletrodos Revestidos: Avaliação do Controle da Corrente de Curto. XXIV Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem, Fortaleza, 1998.

FENG, J.; WANG, J.; SUN, Q.; ZHAO, H.; WU, L.; XU, P. Investigation on dynamic behaviors of bubble evolution in underwater wet flux-cored arc welding. *Journal of Manufacturing Processes*, [S.l.], v. 28, p. 156–167, 2017.

FORTES, C. Arames Tubulares, Literatura ESAB BR, Contagem, maio, 2004.

GARCIA, R. P.; SCOTTI, A. Uma metodologia para análises comparativas da capacidade produtiva entre arames maciços (MIG/MAG) e tubulares (Eletrodo Tubular). *Soldagem & Inspeção*. São Paulo, v.16, p146-155, 2011.

GOMES E. B. Análise do comportamento da soldagem por Curto-Circuito aplicado ao processo Eletrodo Tubular através da Metodologia Taguchi. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Itajubá, Itajubá, 2006.

HEIPLE, C. R.; ROPER, J. R. Mechanism for minor element effect on GTA fusion zone geometry. *Welding Journal*, v. 61, n. 4, p. 97s–102s, abr. 1982.

HOLLY, S.; MAYER, P.; BERNHARD, C.; POSCH, G. Slag characterisation of 308L-type stainless steel rutile flux-cored wires. *Welding in the World*, v. 63, p. 293–311, 2019.

ISHIZAKI, K. Interfacial tension theory of arc welding phenomena: formation of welding bead. *Journal of the Japan Welding Society*, v. 34, p. 146, 1965.

ISO. ISO 544:2024. Welding consumables — Technical delivery conditions for filler materials and fluxes — Type of product, dimensions, tolerances and markings. 6th ed. Geneva: International Organization for Standardization, 2024.

KEENE, B. J.; MILLS, K. C.; BRYANT, J. W.; HONDROS, E. D. Effect of surface active elements on the surface tension of iron. *Canadian Metallurgical Quarterly*, v. 21, n. 4, p. 393–403, 1982.

KOU, S. *Welding metallurgy*. 2. ed. Hoboken: Wiley-Interscience, 2003.

KURTULMUS, M. *et al.* Effects of Welding Current and Voltage on FCAW Weld Bead Geometry. *International Journal of Research in Engineering and Technology*. Bangalore (India), 2015.

LANCASTER, J. F. *The physics of welding*. 2. ed. Oxford: Pergamon Press, 1986.

LESNEWICH, Alexander. Control of Melting Rate and Metal Transfer in Gas-Shielded Metal-Arc Welding Part I – Control of Electrode Melting Rate. *Welding Journal*, 1958, p. 343s-353s.

MACHADO, I. G. *Soldagem & Técnicas Conexas: Processos*, 477p. 1996.

MADSEN, Jens *et al.* *Gases for welding and cutting*. Lidingö: AGA Gas AB, 2000.

MARQUES, P. V.; MODENESI, P. J.; BRACARENSE, A Q. *Soldagem: Fundamentos e Tecnologia*. Belo Horizonte: Ufmg, 2005. p.233-261.

MELTON, G. B. *et al.* "Pulsed Welding with Basic flux Cored Wires", *Welding Journal*, v75, n 3, pp 110s-114s. 1992.

MEDEIROS, R. C.; QUINTINO, L.; SANTOS, J. F. O. Estudo da Aptidão dos Arames Tubulares à Soldagem MIG com Transferência Controlada. *Soldagem & Materiais*, v.66, nº5, pp.44-49. 1989.

MILLS, K. C.; KEENE, B. J.; BROOKS, R. F.; SHIRALI, A. Marangoni effects in welding. *Philosophical Transactions of the Royal Society A*, v. 356, n. 1739, p. 911–925, 15 abr. 1998.

MODENESI, P. J. Introdução à Física do Arco Elétrico e sua aplicação na Soldagem dos Metais. UFMG, Belo Horizonte, 153 p. 2009.

MOREIRA, A, F. Influência da atmosfera protetora no cordão de solda obtido dos processos de soldagem GMAW e FCAW. Dissertação de Mestrado. Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira. 2008.

MOYER, Nathan. The Evolution of Shielding Gas. *Welding Journal*, Miami, 2002, v.81, n. 9, p. 51-52.

NATALIE, C. A.; OLSON, D. L. Physical and chemical behaviour of welding fluxes. *Annual Review of Materials Science*, v. 16, p. 389–413, 1986.

NORRISH, J. Advanced welding process. IOP Publishing Ltd. 1992. 375 p. ISBN: 0-85274-325-4. 1992.

OLIVEIRA, L. M. Uma Investigação da Influência dos Parâmetros de Pulso em Soldagem com Eletrodo Tubular com Proteção Gasosa. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Itajubá, Itajubá. 2005.

OLIVEIRA SANTOS, J.F. Pulsed Mig Welding of Stainless Steel, *Stainless Today* (Suplem. Sheet Metal Ind. & Weld. Rev.), p. 21, 24, 26, 28. fev. 1986.

OLSON, D. L.; INDACOCHEA, J. E. The physical and chemical behavior of submerged arc welding fluxes. In: AUSTRALIA–NEW ZEALAND WELDING CONVENTION, 1981, Christchurch, Nova Zelândia. Proceedings... Auckland: New Zealand Welding Institute, 1981.

OLSON, D. L. The influence of welding flux on the pyrometallurgical, physical and mechanical behavior of weld metal. Golden, Estados Unidos: Colorado School of Mines, Center for Welding Research, 1986. Relatório final (U.S. Army Research Office).

PATCHETT, B. M. Some influences of slag composition on heat transfer and arc stability. *Welding Journal* (Research Supplement), v. 53, n. 5, p. 203-s–210-s, mai. 1974.

PRAXAIR. Handbook of welding gas mixtures. Danbury: Praxair Technology, 2004.

QUINTINO, M. L.; ALLUM, C. J. Pulsed GMAW Interactions and Process Parameters Parts 1 & 2. *Weld & Metal Fabrication*, 1984.

QUINTINO, L. Fusion Characteristics in Pulsed-GMAW of Mild Steel. PhD Thesis, Cranfield Institute of Technology, Cranfield, UK, 1986.

RODRIGUES, L. O. Análise e otimização de parâmetros na soldagem com arame tubular. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Itajubá, Itajubá. 2005.

SALES, J. C. Estudo da Morfologia do Cordão de Solda usando CO₂ e uma Mistura de Ar e CO₂ na Soldagem com Arame Tubular AWS E71T-1. Congresso Internacional de Engenharia Mecânica. Uberlândia, v4, ref 172, pp 543-551. 2001.

SALES, J. C. Efeito do tipo de gás de proteção sobre o desempenho do arame tubular AWS E71T-1, utilizando processo convencional e pulsado. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Ceará, Fortaleza. 2002.

SANTOS, R. P. G. Uma Avaliação Comparativa dos Processos MIG/MAG e Eletrodo Tubular em Termos de Capacidade Produtiva, Geração de Fumos e de Respingos. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia. 2010.

SCHAFRANSKI, L. L. Efeitos do hidrogênio e dióxido de carbono em misturas à base de argônio e da bitola de arame quanto aos aspectos de produtividade e qualidade de soldas realizadas pelo processo MIG/MAG. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis. 2016.

SCHWEMMER, D. D.; OLSON, D. L.; WILLIAMSON, D. L. The relationship of weld penetration to the welding flux. *Welding Journal – Research Supplement*, v. 58, n. 5, p. 153-160, mai. 1979.

SCOTTI, A.; PONOMAREV, V. Soldagem MIG/MAG: Melhor entendimento, melhor desempenho. 1 ed. São Paulo: Artliber Editora Ltda, 2008, 284p.

SCOTTI, A.; RODRIGUES, C. E. A. L. Determination of momentum as a mean of quantifying the mechanical energy delivered by droplets during MIG/MAG welding. *European Physical Journal Applied Physics*, v. 45, p. 11201, 2009.

SHAO, G.; LIU, Z.; FAN, J.; GUO, Y.; XU, Q.; ZHANG, J. Evaluation of flux basicity concept geared toward estimation for oxygen content in submerged arc welded metal. *Metals, Basel*, v. 12, n. 9, art. 1530, p. 1–18, set. 2022.

SODERSTROM, E.; MENDEZ, P. F. Metal Transfer during GMAW with thin electrodes. *Welding Journal*, v.87, p124-133. 2008.

SOEIRO JUNIOR, J. C.; LUZ, M. A.; BRANDI, S. D. Comparação da Taxa e Eficiência de Deposição entre os Consumíveis ER70S-6 e E71T-1C. *Soldagem & Inspeção*. São Paulo, v.20, p2-15, 2015.

SOHN, I.; WANG, W.; MATSUURA, H.; TSUKIHASHI, F.; MIN, D. J. Influence of TiO₂ on the viscous behavior of calcium silicate melts containing 17 mass% Al₂O₃ and 10 mass% MgO. *ISIJ International*, v. 52, n. 1, p. 158–160, 2012.

SORAGGI, P. M. Estudo paramétrico para robotização da soldagem orbital de tubos com arame tubular. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte. 2004.

SOUZA, D.; RESENDE, A. A.; SCOTTI, A. Um modelo qualitativo para explicar a influência da polaridade na taxa de fusão no processo MIG/MAG. Soldagem & Inspeção. São Paulo, v.14, nº3, p192-198, 2009.

SOUZA, C. I. Análise comparativa dos processos de soldagem GMAW e FCAW com transferência metálica por curto-circuito na posição horizontal. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia. 2011.

STARLING, C. M. D., MODENESI, P. J., GUIMARAES, A. F. Avaliação da Velocidade de Fusão de um Arame Tubular Básico. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 2º, 2003, Uberlândia. Anais... Rio de Janeiro: ABCM - Associação Brasileira de Ciências Mecânicas, 2003.

STARLING, C. M. D. *et al.*. Avaliação da Velocidade de Fusão de Arames Tubulares. Soldagem & Inspeção. São Paulo, v.9, nº 1, p.31-37, 2004a.

STARLING, C. M. D.; MODENESI, P. J.; BRACARENSE, A. Q.; Estudo da Transferência de Metal de um Arame Tubular Rutílico. Soldagem & Inspeção. São Paulo, v.9, nº4, p. 185-191, 2004b.

STARLING, C. M. D.; MODENESI, P. J. Avaliação da Velocidade de Fusão do Arame na Soldagem FCAW com Eletrodo Negativo. Soldagem & Inspeção. São Paulo, v. 10, nº 1, p31-37, 2005a.

STARLING, C. M. D.; MODENESI, P. J.; BORBA, T. M. D. Efeito da Polaridade do Eletrodo na Velocidade de Fusão de Arames Tubulares. Soldagem & Inspeção. São Paulo, v. 10, nº 3, p.101-108, 2005b.

STARLING, C. M. D., MODENESI, P. J., GUIMARAES, A. F. Estudo da Transferência de Metal de um Arame Tubular Básico. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 3º, 2005, Joinville. Anais... Rio de Janeiro: ABCM - Associação Brasileira de Ciências Mecânicas, 2005c.

STARLING, C. M. D.; MODENESI, P. J. Proposed Model for the Fusion of Tubular Wires. Welding International. Londres, v.22, p.817-825, 2008.

STARLING, C. M. D.; MODENESI, P. J.; BORBA, T. M. D. Caracterização do Cordão na Soldagem FCAW com um Arame Tubular Rutílico. Soldagem & Inspeção. São Paulo, v.14, nº 4, p.298-312, 2009a.

STARLING, C. M. D.; MODENESI, P. J.; BORBA, T. M. D. Comparação do Desempenho Operacional e das Características do Cordão na Soldagem com Diferentes Arames Tubulares. Soldagem & Inspeção. São Paulo, v.14, nº 1, p.10-25, 2009b.

STARLING, C.M. D., MODENESI, P.J., BORBA, T.M. D. "Bead characterization on FCAW welding of a basic tubular wire", *Welding International*, nº 24, pp 485 - 498. 2010.

STARLING, C. M. D.; MODENESI, P. J.; BORBA, T. M. D. Comparação do Desempenho Operacional e das Características do Cordão na Soldagem com Diferentes Arames Tubulares na Polaridade Negativa. *Soldagem & Inspeção*. São Paulo, v.16, nº 4, p.350-359, 2011.

TULIANI, S. S.; BONISZEWSKI, T.; EATON, N. F. Notch toughness of commercial submerged arc weld metal. *Welding and Metal Fabrication*, v. 37, n. 8, p. 327–339, 1969.

USHIO, M.; RAJA A.; MATSUDA, F. Melting Characteristics of Flux Cored Wire (Welding Physics, Process & Instrument). *Trans JWRI*, 13, pp.1-6. 1984.

VAZ, C. T.; BRACARENSE, A. Q.; REZENDE, L. S.; MENEZES, P. H. R. Arames Tubulares Celulósicos: Influência da Adição de Polímeros sobre a Estabilidade do Processo e Propriedades do Metal de Solda Produzido. *Soldagem & Inspeção*. São Paulo, v.22, nº 4, p.374-388, 2017.

ZHANG, J.; ZHANG, D.; LIU, P. Thermodynamic nature of SiO₂ and FeO in flux O potential control subject to submerged arc welding process. *Processes*, Basel, v. 11, n. 2, art. 400, p. 1–18, jan. 2023.