

Vinicius Lemes Jorge

**CONCEPÇÃO E AVALIAÇÃO DE UMA TÉCNICA
DE PULSAÇÃO DA ALIMENTAÇÃO DE ARAME
BASEADA EM UM "PULMÃO ATIVO" PARA
SOLDAGEM MIG/MAG**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2020

Vinicius Lemes Jorge

**CONCEPÇÃO E AVALIAÇÃO DE UMA TÉCNICA DE PULSAÇÃO DA
ALIMENTAÇÃO DE ARAME BASEADA EM UM "PULMÃO ATIVO"
PARA SOLDAGEM MIG/MAG**

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA**.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Américo Scotti

Coorientador: Prof. Dr. Ruham Pablo Reis

UBERLÂNDIA - MG

2020

Ficha Catalográfica Online do Sistema de Bibliotecas da UFU
com dados informados pelo(a) próprio(a) autor(a).

J82 2020	Jorge, Vinicius Lemes, 1990- CONCEPÇÃO E AVALIAÇÃO DE UMA TÉCNICA DE PULSAÇÃO DA ALIMENTAÇÃO DE ARAME BASEADA EM UM "PULMÃO ATIVO" PARA SOLDAGEM MIG/MAG [recurso eletrônico] / Vinicius Lemes Jorge. - 2020. Orientador: Américo Scotti. Coorientador: Ruham Pablo Reis. Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Pós-graduação em Engenharia Mecânica. Modo de acesso: Internet. Disponível em: http://doi.org/10.14393/ufu.te.2020.663 Inclui bibliografia. 1. Engenharia mecânica. I. Scotti, Américo ,1955-, (Orient.). II. Reis, Ruham Pablo,1979-, (Coorient.). III. Universidade Federal de Uberlândia. Pós-graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título. CDU: 621
-------------	---

Bibliotecários responsáveis pela estrutura de acordo com o AACR2:

Gizele Cristine Nunes do Couto - CRB6/2091


UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA

Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
 Av. João Naves de Ávila, nº 2121, Bloco 1M, Sala 212 - Bairro Santa Mônica, Uberlândia-MG, CEP 38400-902
 Telefone: (34) 3239-4282 - www.posgrad.mecanica.ufu.br - secposmec@mecanica.ufu.br


ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Mecânica				
Defesa de:	Tese de Doutorado, nº 305, COPEM				
Data:	27/10/2020	Hora de início:	10:30	Hora de encerramento:	14:15
Matrícula do Discente:	11623EMC012				
Nome do Discente:	Vinicius Lemes Jorge				
Título do Trabalho:	Concepção e Avaliação de uma Técnica de Pulsação da Alimentação de Arame Baseada em um "Pulmão Ativo" para Soldagem MIG/MAG				
Área de concentração:	Materiais e Processos de Fabricação				
Linha de pesquisa:	Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)				
Projeto de Pesquisa de vinculação:	Desenvolvimento de Processos de Soldagem por controle da alimentação de arame e forma de onda de corrente (automacao em soldagem)				

Reuniu-se por meio de videoconferência a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, assim composta: Professores Doutores: Arthur Alves Fiocchi - FEMEC/UFU; Rogério Sales Gonçalves - FEMEC/UFU; Joaquim Norberto Cardoso Pires da Silva - Universidade de Coimbra/Portugal; Victor Manuel Vergara Diaz - Universidade de Antofagasta/Chile; e Américo Scotti - FEMEC/UFU, orientador do candidato. Ressalta-se que os Prof. Arthur Alves Fiocchi, Rogério Sales Gonçalves e o Discente participaram da defesa por meio de videoconferência desde a cidade de Uberlândia/MG; Américo Scotti desde a cidade de Trollhättan/Suécia; Joaquim Norberto Cardoso Pires da Silva desde a cidade de Coimbra/Portugal; e Victor Manuel Vergara Diaz desde a cidade de Antofagasta/Chile, em atendimento a Portaria nº 36, de 19 de março de 2020, da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - CAPES.

Iniciando os trabalhos, o presidente da mesa, Dr. Américo Scotti, apresentou a Comissão Examinadora e o candidato, agradeceu a presença do público, e concedeu ao Discente a palavra para a exposição do seu trabalho. A duração da apresentação do Discente e o tempo de arguição e resposta foram conforme as normas do Programa.

A seguir o senhor(a) presidente concedeu a palavra, pela ordem sucessivamente, aos(às) examinadores(as), que passaram a arguir o(a) candidato(a). Ultimada a arguição, que se desenvolveu dentro dos termos regimentais, a Banca, em sessão secreta, atribuiu o resultado final, considerando o(a) candidato(a):

Aprovado.

Esta defesa faz parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor.

O competente diploma será expedido após cumprimento dos demais requisitos, conforme as normas do Programa, a legislação pertinente e a regulamentação interna da UFU.

Salientamos que os Professores Joaquim Norberto Cardoso Pires da Silva e Victor Manuel Vergara Diaz, por serem estrangeiros e não possuírem número de CPF, não tiveram seu cadastro no SEI efetivado, razão pela qual não assinam digitalmente este documento.

Nada mais havendo a tratar foram encerrados os trabalhos. Foi lavrada a presente ata que após lida e achada conforme foi assinada pela Banca Examinadora.



Documento assinado eletronicamente por **Américo Scotti, Professor(a) do Magistério Superior**, em 27/10/2020, às 14:59, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Rogério Sales Gonçalves, Professor(a) do Magistério Superior**, em 27/10/2020, às 15:30, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Arthur Alves Fiocchi, Professor(a) do Magistério Superior**, em 27/10/2020, às 16:05, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **2345808** e o código CRC **4BEE409E**.

*Dedico,
Aos meus pais, Cesar Jorge e Luciane.
Ao meu irmão Gabriel.*

“A mente que se abre a uma nova ideia
jamais voltará ao seu tamanho original.”

ALBERT EINSTEIN

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador, Américo Scotti e coorientador, Ruham Pablo Reis, pela receptividade, confiança, oportunidade, orientação, amizade e incentivo, que foram essenciais para a conclusão deste trabalho;

Ao programa de Pós-graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica da UFU, pela oportunidade cedida e cofinanciamento de etapas do trabalho. À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001, pela bolsa de estudo. Ao CNPq, através da taxa de bancada do orientador, pelo suporte financeiro para desenvolvimento do trabalho experimental (processo 302863/2016-8);

Ao Laprosolda/UFU pelo apoio técnico, financeiro e laboratorial;

Aos Professores Louriel Vilarinho, Valtair Ferraresi, Vladimir Ponomarev, pelos ensinamentos na área;

Ao engenheiro André Rogério da empresa Automotion, pelo suporte técnico, deste o ato da compra do motor linear até a configuração e funcionamento do mesmo;

A todos os amigos e companheiros de percurso do Laprosolda pela ajuda e troca de conhecimentos;

Aos técnicos do Laprosolda/FEMEC, pela ajuda nos procedimentos laboratoriais;

Em especial, ao então aluno de iniciação científica Fernando Matos Scotti, pela grande ajuda e contribuição durante o desenvolvimento deste trabalho;

Finalmente, mas não menos importante, aos meus pais Cesar e Luciane, ao meu irmão Gabriel, e a minha namorada Letícia pelo estímulo, apoio, suporte, carinho, compreensão e motivação em alcançar vitórias e a toda a família pelo incentivo.

JORGE, V. L. **Concepção e Avaliação de uma Técnica de Pulsação da Alimentação de Arame Baseada em um "Pulmão Ativo" para Soldagem MIG/MAG. 2020.** 179 f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Minas Gerais, Brasil.

RESUMO

A forma com que se faz adição de material em soldagem a arco tem sido alvo de inovações nos últimos anos. Apesar da ideia de pulsar a alimentação do arame não ser nova, a eficácia dessa técnica possui suporte científico limitado. Além disso, mecanismos para pulsar o arame estão atrelados aos alimentadores em seu interior ou a tochas especiais, o que dificulta, na maioria das vezes, sua aceitação industrial. Desta forma, este trabalho tem como objetivo aplicar e avaliar a pulsação da alimentação de arame em soldagem MIG/MAG, a partir da concepção de um “pulmão ativo” (uma tecnologia nacional) que possa ser utilizado com alimentadores e tochas convencionais e atuar na transferência metálica e formação do cordão. Na primeira fase do trabalho foi explorada, avaliada e implementada a abordagem de um pulmão ativo para desenvolver um equipamento para pulsar a alimentação de arame de forma controlada e que pudesse ser acoplado a qualquer alimentador convencional. Na segunda fase, a pulsação promovida por este equipamento foi aplicada para atuar na transferência metálica no processo MIG/MAG, tanto no arame-eletrodo quanto em alimentação de arame-frio. Foi explorado o potencial da técnica em promover mudanças no desempenho do processo sob diferentes modos de transferência metálica por meio da variação de amplitude, frequência e forma de pulsação (trapezoidal e triangular). Para a análise foi utilizada filmagem em alta velocidade, oscilogramas de corrente e tensão, filmagem termográfica e verificação dos aspectos geométricos dos cordões de solda por ensaio metalográfico. A pulsação trapezoidal da alimentação de arame-eletrodo permitiu controlar a frequência e, conseqüentemente, o volume com que as gotas são transferidas para a poça seguindo duas abordagens: a primeira por impulso mecânico e a segunda por tensão superficial. No primeiro caso, um modelo físico simplificado incluiu outra força atuante para o destacamento das gotas, influenciando a massa convectiva e o comportamento de transferência de calor da poça de fusão (fluxo de Marangoni) e, conseqüentemente, os fatores que governam a formação do cordão de solda. No segundo caso, foi possível soldar com alta tensão no modo curto-circuito. Quando a pulsação triangular da alimentação foi aplicada ao arame frio, embora ela tenha afetado o comportamento do arco, dos sinais elétricos e da transferência metálica, nenhuma influência sensível foi observada em relação às geometrias do cordão de solda. Ainda assim, a aplicação de arame-frio pulsado interferiu no perfil de temperatura externamente à poça de fusão. Para a maior frequência de pulsação explorada,

independentemente do ângulo de alimentação, menos calor foi transferido para a chapa de teste. Ainda, a menor entrada de calor nesse caso limitou o crescimento de grão, reduzindo a zona termicamente afetada de grãos grosseiros e resultando em uma microestrutura refinada. Assim, demonstrou-se ser possível aplicar a pulsação da alimentação de arame no processo de soldagem MIG/MAG por meio da concepção de um “pulmão ativo”.

Palavras-Chave: Pulsação da alimentação de arame; Pulmão ativo; MIG/MAG; Arame-frio; Arame-eletrodo.

JORGE, V. L. **Conception and Evaluation of a Wire Feed Pulsation Technique Based on an "Active Lung" for GMA Welding.** 2020. 179 f. PhD Thesis, Federal University of Uberlandia, Uberlandia, MG, Brazil.

ABSTRACT

The way that material is added in arc welding has been the subject of innovations in recent years. Despite the idea of pulsing the wire feed is not new, the efficacy of this technique has limited scientific support. Besides, mechanisms for wire pulsation are linked to internal feeders or special torches, which makes difficult, in most cases, its industrial acceptance. Thus, this work aims to apply and evaluate the wire feed pulsation in GMA welding based on the conception of an "active lung" (a national technology) that can be used with conventional feeders and torches and act in both the metallic transfer and weld bead formation. In the first phase of the work, an "active lung" approach was explored, evaluated, and implemented to develop an equipment to pulsate the wire feed in a controlled manner and that could be coupled with any conventional feeder. In the second phase, the pulsation promoted by this equipment was applied to act on the metallic transfer in the GMAW process, both in the electrode-wire and in cold-wire feeding. The potential of this technique to promote changes in the process performance under different modes of metallic transfer was explored through the variation of amplitude, frequency, and pulsation form. High-speed filming, current and voltage oscillograms, thermographic filming, and geometric aspects of the weld beads after macrographic exam were used for the analysis. The electrode-wire feed pulsation allows to control the frequency and, consequently, the volume by which the droplets are transferred to the weld pool by following two approaches: the first one by mechanical impulse and the second one by surface tension. In the first case, a simplified physical model included another force acting to detach the droplets, influencing the convective mass and the heat transfer behavior of the molten pool (Marangoni flow) and, therefore, the factors that govern the weld bead formation. In the second case, it was possible to weld with high voltage in short-circuit mode. When the feed pulsation was applied to the cold-wire, no sensitive influence was observed regarding the weld bead geometries, although it affected the behavior of the arc, the electrical signals, and the metallic transfer. Even so, the pulsed cold-wire interfered in the temperature profile outside the molten pool. For the highest pulsation frequency explored, regardless of the feed angle, less heat was transferred to the test plate. Further, lower heat input in this case limited grain growth, reducing the coarse grained heat affected zone HAZ and resulting in a refined microstructure. Hence, the wire feed pulsation was successfully demonstrated as being applicable to the GMAW process through the conception of an "active lung".

Keywords: Wire feed pulsation; Active lung; MIG/MAG; Cold-Wire; Energized-Wire.

Lista de Símbolos e Abreviaturas'

AA	Arco aberto
UAAj	Tensão de arco ajustado
AF	Arame-frio
AWS	<i>American Welding Society</i>
C	Consumo
C-AF	Alimentação contínua de arame-frio
CC	Corrente constante
CMT	Cold Metal Transfer
DBCP	Distância bico de contato-peça
dg	Diâmetro da gota
E_{ci}	Energia cinética imposta
f_d	Frequência de destacamento
F_a	Força de arraste dos gases
F_{cc}	Frequência de curto-circuito
F_{corte}	Frequência de corte
F_{em}	Corrente média
F_i	Força devida ao impulso mecânico
F_γ	Força devida à tensão superficial
F_v	Força de vaporização
F_g	Força devido à gravidade
H	Comprimento de flexão do conduíte
I	Corrente
I_{ccr}	Corrente de curto-circuito regulada
I_{cc}	Corrente de curto-circuito
I_m	Corrente média
I_{rms}	Corrente eficaz
I_s	Corrente de soldagem
IVcc	Índice Vilarinho de regularidade por curto-circuito
L	Seção livre do conduíte
Laprosolda	Centro para Pesquisa e Desenvolvimento de Processos de Soldagem
L_{el}	Comprimento livre do eletrodo
M	Momentum
M_e	Momentum efetivo
m_g	Massa da gota

MIG/MAG	<i>Metal Inert Gas/ Metal Active Gas</i>
P-AA	Pulsção da Alimentação de Arame
P-AF	Pulsção da Alimentação de Arame-Frio
PWM	Pulse Wave Modulation
SP	Sem Pulsção
T	Período
t_{aa}	Tempo de arco aberto
t_{cc}	Tempo de curto-circuito
T_d	Período de destacamento
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
U	Tensão
UC	Tensão constante
U_{ccr}	Tensão de curto-circuito regulada
U_{cc}	Tensão de curto-circuito
U_m	Tensão média
U_{rms}	Tensão eficaz
V_{alim}	Velocidade de alimentação
V_s	Velocidade de soldagem
V_g	Volume da gota
V_m	Velocidade média
V_f	Velocidade final
ZTA	Zona Termicamente Afetada
ρ	Densidade do metal líquido
γ	Tensão superficial
θ	Ângulo de entrada do arame-frio

SUMÁRIO

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO	13
1.1 Motivação	13
1.2 Objetivo Geral	15
1.3 Apresentação da Tese	15
CAPÍTULO II - DESENVOLVIMENTO DE UM “PULMÃO ATIVO” PARA PULSAR A ALIMENTAÇÃO DE ARAME	18
2.1 Introdução, Questões Científicas/Tecnológicas e Objetivos Específicos	18
2.2 Revisão Bibliográfica: Mecanismos patenteados para realizar pulsação da alimentação de arame	19
2.3 Metodologia	26
2.4 Fase I - Protótipo conceitual com propulsão por eletroímã	31
2.4.1 Projeto e desenvolvimento	31
2.4.2 Avaliação de desempenho do protótipo conceitual	37
2.5 Fase II - Protótipo funcional com atuação por motor linear magnético	43
2.5.1 Projeto e desenvolvimento	43
2.5.2 Avaliação de desempenho do protótipo funcional	45
2.6 Fase III - Protótipo piloto: Pulsador	48
2.6.1 Projeto e desenvolvimento	48
2.6.2 Avaliação de desempenho do Pulsador	50
CAPÍTULO III - PULSAÇÃO DA ALIMENTAÇÃO DE ARAME-ELETRODO NO PROCESSO MIG/MAG	57
3.1 Introdução, Questões Científicas/Tecnológicas e Objetivos Específicos	57
3.2 Revisão Bibliográfica	59
3.2.1 Forças que governam a transferência metálica no processo MIG/MAG	59
3.2.2 Fusão do arame em MIG/MAG	63
3.2.3 Fatores que governam a formação do cordão de solda	64
3.2.4 Processos derivativos com controle sobre a transferência metálica e atuação sobre o movimento do arame-eletrodo em soldagem MIG/MAG	70
3.3 Planejamento de Execução: Abordagens	73
3.3.1 Abordagem I: Aplicação da pulsação da alimentação de arame-eletrodo para induzir transferência de gota por impulso	74
3.3.2 Abordagem II: Aplicação da pulsação da alimentação de arame-eletrodo para induzir transferência de gota por tensão superficial	108

3.3.3 Abordagem III: Aplicação da pulsação da alimentação de arame-eletrodo com transferência metálica goticular	133
CAPÍTULO IV - PULSAÇÃO DA ALIMENTAÇÃO DE ARAME-FRIO NO PROCESSO MIG/MAG COM TRANSFERÊNCIA METÁLICA GOTICULAR.....	140
4.1 Introdução, Questões Científicas/Tecnológicas e Objetivos Específicos	140
4.2 Revisão Bibliográfica.....	141
4.3 Metodologia	144
4.4 Procedimento Experimental e Insumos	145
4.5 Resultados e Discussões	147
4.5.1 Cordões depositados sobre-chapa.....	147
4.5.2 Cordões depositados em chanfro V	156
CAPÍTULO V - CONCLUSÕES	161
CAPÍTULO VI - TRABALHOS FUTUROS.....	164
CAPÍTULO VII - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	166
APÊNDICE A - Manual para configuração do motor linear	173

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

1.1 Motivação

Para cada um dos processos tradicionais de soldagem, existem diferentes variações que visam atender a particularidades de cada aplicação, a fim de garantir melhorias na qualidade da solda, maior produtividade ou mesmo possibilitar a execução de determinado procedimento que antes não era possível. Essas variações aplicadas aos processos são classificadas como processos derivativos. A grande vantagem dos processos derivativos sobre processos totalmente novos (inovativos) é que se baseiam em uma plataforma já conhecida e testada, tendo mais aceitabilidade pelo público consumidor. Tais variações acontecem muitas das vezes pelo desenvolvimento de tecnologias capazes de alterar fenômenos ocorrentes nos processos.

A forma com que se faz a adição de material em soldagem tem sido, por isto, alvo de inovações nos últimos anos, com o lançamento de sistemas que promovem a pulsação da alimentação do material de adição, ou seja, seu avanço e retrocesso de forma rápida e cíclica em soldagens manuais ou mecanizadas. A pulsação da alimentação de arame (P-AA) foi provavelmente reportada pela primeira vez por Rudy (1982), ao descrever sua técnica denominada Dabber TIG, na qual se fazia uma alimentação intermitente de arame de enchimento para a poça de fusão. Há indícios que esta técnica surgiu ao se buscar emular a técnica realizada por soldadores do processo TIG, na qual ele tira e coloca a vareta de forma consistente e ponderada durante a execução da solda.

Já existem comercialmente equipamentos baseados no princípio de adição pulsada de material. O TIP TIG®, desenvolvido, comercializado e patenteado (PLASCH, 2016) é baseado em um sistema de alimentação de arame que possui um conjunto de motor e mecanismo de quatro barras responsável por promover um efeito vibratório longitudinalmente no conjunto motor e roletes, resultando na pulsação linear do material de adição, aliado a um sistema de aquecimento do arame. Em um relatório de avaliação do TIPTIG® (PIKE, 2013), o autor afirma que o efeito de pulsação se mostra capaz de melhorar a dinâmica da poça de fusão, conferindo maior fluidez e reduzindo risco de inclusões e porosidade, quando comparado ao processo TIG tradicional, além de aumentar velocidade de soldagem e taxa de deposição. O TIGSpeed®, da empresa alemã EWM® opera de forma semelhante, baseado na patente do

TIPTIG®. O fabricante destaca que um melhor controle da poça de fusão é possível com o uso do equipamento, alcançando velocidades de soldagem mais altas, menor transferência de calor e maior conforto para o soldador. A técnica Swing 96 do fabricante francês ELEKTROSTA trabalha com arame-frio e P-AA no processo de soldagem TIG, na qual um motor é utilizado para acionar a alimentação de arame e outro motor é responsável pelo seu movimento de pulsação.

Já para o caso do processo MIG/MAG, o processo mais conhecido para movimentar linearmente o arame para frente e para traz, não de forma pulsada do ponto de vista clássico da definição, é o CMT®, produzindo pela indústria austríaca Fronius. O CMT® utiliza uma tocha especial que permite a reversão periódica do avanço do arame-eletrodo, através de sistema motor para tração do arame-eletrodo. Assim, o CMT® utiliza dois conjuntos de motores e roletes tracionadores, um na frente (junto à tocha) que puxa o arame e o recua até cerca de 130 vezes por segundo e outro (localizado no alimentador) que empurra o arame (BRUCKNER, 2013). O avanço permite que o arame toque a poça de fusão (neste instante, a corrente é também reduzida drasticamente), permitindo uma transferência suave da gota para a poça principalmente por tensão superficial. Na reversão, após um determinado tempo, a gota é destacada e, como a corrente é baixa ao fim dos curtos-circuitos, reduzem-se respingos. Como o arco fica sempre mais curto do que em uma soldagem convencional, para uma dada corrente média, a energia calorífica transferida para a peça é muito baixa, justificando o nome *Cold Metal Transfer*.



Figura 1 – Exemplos de equipamentos comerciais que já utilizam os princípios de controle com recuo e avanço cíclico da alimentação de material: (a) CMT® (Fronius); (b) Dabber TIG (Jetline Engeneering; (c) Swing 96 (Elektrosta); (d) TIPTIG® (TipTig); (e) TigSpeed (EWM)

Apesar da ideia de pulsar a alimentação do arame não ser nova, a eficácia dessa técnica é pouco explorada na literatura científica (suporte científico limitado). Além disso, tais mecanismos para pulsar o arame estão atrelados aos alimentadores em seu interior ou a tochas especiais. Sendo assim, sua utilização exigiria a substituição de sistemas convencionais por equipamentos específicos, o que dificulta, na maioria das vezes, sua aceitação na indústria. Muitas vezes as empresas deixam de investir em determinada técnica pelo alto custo para aquisição de equipamentos, preferindo continuar com processos convencionais na fabricação soldada. Uma proposta seria que o mecanismo de pulsação ficasse de fora do cabeçote alimentador e fosse adaptável a qualquer equipamento. Outra opção seria colocá-lo próximo à tocha, mas não como parte integrante dela, já que tornaria a tocha pesada, dificultando a soldagem manual ou semiautomática. Assim, em complemento à pertinência de se estudar o conceito da pulsação de alimentação de arame, torna-se interessante buscar alternativas inovadoras para se implementar a pulsação da ponta do arame e fazer com que ela possa ser aplicada a alimentadores convencionais de arames (qualquer equipamento).

1.2 Objetivo Geral

Este trabalho tem como objetivo aplicar e avaliar a pulsação da alimentação de arame em soldagem MIG/MAG, a partir da concepção de um “pulmão ativo”, que possa ser utilizado em alimentadores convencionais e atuar na transferência metálica e formação do cordão.

1.3 Apresentação da Tese

O presente trabalho está estruturado por 7 capítulos, sendo 3 deles (capítulos 2, 3 e 4) relacionados ao desenvolvimento propriamente dito. Desta forma, esses 3 capítulos contemplam uma proposta científica/tecnológica particular, embora sequencial. Devido aos seus caracteres conclusivos (possuem início e fim), cada um desses capítulos possui separadamente os respectivos objetivos específicos, revisão bibliográfica, metodologia, resultados e discussões. O capítulo 2 aborda a idealização e o desenvolvimento do dispositivo para promover a pulsação da alimentação de arame no processo MIG/MAG, de acordo com o objetivo geral do trabalho. No capítulo 3 é descrita a primeira aplicação da pulsação da alimentação de arame-eletrodo, provida por esse dispositivo, para atuar na transferência metálica e formação do cordão. O capítulo 4 contempla a segunda aplicação da pulsação, agora na forma de alimentação de um arame-frio adicional, visando também avaliar seu efeito sobre a transferência metálica e formação do cordão. As conclusões apresentadas no capítulo

5 são listadas por fases do projeto, abrangendo os 3 capítulos de desenvolvimento. As sugestões de trabalhos futuros são colocadas no capítulo 6, que são também afins com os três capítulos de desenvolvimento. O Capítulo 7 contém as referências bibliográficas.

Devido às características da tese em ter os conhecimentos edificados por partes e de forma sequencial, possibilitou-se a redação de artigos científicos que puderam expor esses conhecimentos a críticas e sugestões da comunidade científica, ainda durante o desenvolvimento do projeto. Foram gerados os seguintes artigos:

Artigos em congressos e seminários:

- Publicados:

- Desenvolvimento e Avaliação de Técnicas para Pulsação da Alimentação de Arame em Soldagem a Arco. In: XVIV Consolda - Congresso Nacional de Soldagem, CT045, 2018;
- General Effects of Pulsed Cold-Wire Feeding in GMAW Process with Spray Metal Transfer. In: 25th International Congress of Mechanical Engineering. Proceedings of the 25th International Congress of Mechanical Engineering, 2019;
- Um estudo exploratório sobre a pulsação da alimentação de arame eletrodo para o processo de soldagem MIG/MAG com transferência por Spray. 29º Simpósio do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica (POSMEC), 2019.
- Dispositivo universal para pulsação da alimentação de arame em soldagem a arco: Conceito, caracterização operacional e aplicações. I Congresso Brasileiro de Engenharia da Rede PDIMat, 2020.

Artigos em periódicos com corpo editorial e indexado:

- Publicados:

- Desenvolvimento e Avaliação de Técnicas para Pulsação da Alimentação de Arame em Soldagem a Arco. Revista Soldagem e Inspeção, 2018;
- The effect of pulsed cold-wire feeding on the performance of spray GMAW. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2020;
- The Potential of Wire Feed Pulsation to Influence Factors that Govern Weld Penetration in GMA Welding. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2020.

- Submetidos:

- Wire Feed Pulsation as a Means of Inducing Surface Tension Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding. Journal of Manufacturing Processes;

Depósito de patente:

- Submissão de pedido nacional de Patente de Invenção (PI), "Dispositivo para Pulsação da Alimentação de Arame em Processos de Deposição de Metal por Fusão", Depositante: Universidade Federal de Uberlândia (UFU), Inventores: Ruham Pablo Reis, Américo Scotti, Vinicius Lemes Jorge, Thiago Resende Larquer. Número do Processo: BR 10 2019 012486 5, Petição 870190056031, de 17/06/2019

CAPÍTULO II

DESENVOLVIMENTO DE UM “PULMÃO ATIVO” PARA PULSAR A ALIMENTAÇÃO DE ARAME

2.1 Introdução, Questões Científicas/Tecnológicas e Objetivos específicos

O desenvolvimento tecnológico de equipamentos é um dos fatores fundamentais para que os processos de fabricação estejam em constante evolução. Em alguns setores, um cenário típico ocorrente no Brasil é de apresentarem até um grau elevado de mecanização, no entanto, seus equipamentos e soluções chegam aqui como uma “caixa preta” fechada, de origem internacional. Em outros casos, a situação pode ser diferente, já que grande parte dos procedimentos de soldagem é realizada de forma manual, utilizando equipamentos convencionais com tecnologia mais antiga. De uma forma ou de outra, é fato que em termos de desenvolvimento tecnológico nacional, o Brasil segue com baixo índice de inovação. Em se tratando da área de tecnologia da soldagem, as instituições de pesquisa e desenvolvimento também acabam ficando reféns de empresas estrangeiras fabricantes de equipamentos. Do ponto de vista da pesquisa, ficar limitado ao que equipamento pode oferecer (até mesmo por sigilo de “know-how” do processo pelo fabricante), pode ir contrário a duas de suas propostas fundamentais, a mitigação ou melhoria dos processos de soldagem. Desta forma, no que tange o contexto de se utilizar formas diferenciadas de alimentação de material nos processos de soldagem a arco, ao qual o presente trabalho se insere, buscam-se respostas para duas Questões Científicas/Tecnológicas (QCT):

- QCT 2.1 – Seria possível desenvolver um sistema de pulsação da alimentação de arame, que seja por uma abordagem diferente das recentemente colocadas no mercado e que possa ser utilizado em alimentadores convencionais, estabelecendo um controle de malha aberta da frequência, formato e amplitude da pulsação da alimentação do arame (sem retroalimentação advinda da posição da ponta do arame)?
- QCT 2.2 – Será que ao instalar o sistema na saída do alimentador, se manterá a amplitude e frequência de pulsação na ponta do arame, considerando um comprimento de conduíte mais longo do que 2 metros?

Essas Questões Científicas/Tecnológicas direcionam aos Objetivos Específicos (OE) do capítulo, a saber:

- OE 2.1 – Desenvolver um sistema diferenciado de pulsação da alimentação de arame para ser acoplado em um dado alimentador convencional, estabelecendo um controle de malha aberta sobre a frequência, formato e amplitude da pulsação da alimentação do arame. (sem retroalimentação advinda da posição da ponta do arame).
- OE 2.2 – Avaliar a influência do tamanho do condúite sobre a cinemática e dinâmica de pulsação da alimentação de arame (frequência e amplitude) próximo à região de alimentação.

Em tempo: apesar de se ter como objetivo específico a construção e avaliação de um sistema original para pulsação da alimentação de arame (que como se verá adiante, até fez gerar um pedido de patente), o leitor não deve esperar que a linha da tese seja no sentido da aplicação deste dispositivo visando um novo equipamento ou processo de soldagem. Na verdade, este dispositivo foi no caso meio e não fim. Meio de se conseguir impor as variações das velocidades de alimentação de modo controlado e independente da fonte de soldagem, permitindo, assim, se estudar os fenômenos relacionados com a pulsação da alimentação de arame sobre o desempenho da soldagem a arco com proteção gasosa.

Nada impede, pelo contrário, que se visualize ao longo da redação do trabalho aplicações com o uso deste equipamento, frente aos resultados dos estudos fenomenológicos (capítulos 3 e 4). Por isto, algumas vezes a citação da aplicação do dispositivo ao longo de presente texto pode gerar esta expectativa, que deve ser minimizada frente ao volume de trabalho e tempo restrito para desenvolver a tese e limitações ainda existentes do dispositivo.

2.2 Revisão Bibliográfica: Mecanismos patenteados para realizar pulsação da alimentação de arame

A pulsação da alimentação de arame foi provavelmente reportada na literatura pela primeira vez por Rudy (1982) ao descrever a técnica denominada Dabber TIG, na qual se fazia uma alimentação intermitente de arame de adição para a poça de fusão de acordo com a corrente de soldagem. Quando a corrente está em seu pulso, o arame avança e penetra na poça de fusão (que é mais fluida durante este momento) e absorve o arame. Quando a fonte chaveia para o nível de corrente de base, o arame recua e permite que a poça se solidifique. Esta sincronização garante que apenas uma gota de material seja transferida a cada pulso de corrente e de alimentação de material. Ainda de acordo com a mesma literatura, quando o movimento do arame é sincronizado

com a corrente, o mesmo age absorvendo o calor, esfriando a poça e limitando a transferência de calor para a peça. Neste caso, o movimento de P-AA é conseguido pela utilização de um alimentador com acionamento periódico do motor e, assim, dos roletes tracionadores de arame em comunicação com o comando de corrente da fonte de soldagem, ou seja, trata-se de alimentador não convencional.

Outras formas para pulsar a alimentação de arame, na maioria dos casos, utilizam alimentadores capazes de já alimentar o arame de adição de maneira pulsada. Muitos desses alimentadores não convencionais se baseiam na utilização de eletroímãs. Nessa linha, a patente descrita por Karpov (1984) apresenta um eletroímã com núcleo central móvel contento pilhas de presilhas (molas de disco) unidirecionais que agarram e então empurram parte do comprimento do arame que passa concentricamente por elas. O curso de pulsação do núcleo central móvel do eletroímã e conseqüentemente a amplitude de P-AA é definida pelo comprimento livre do alojamento do núcleo dentro do eletroímã. Este comprimento livre do alojamento é limitado de um lado por um bocal de entrada do arame, e de outro por uma mola apoiada na posição de saída do arame, o que garante o retorno do núcleo central móvel após os acionamentos. O acionamento ou não do campo magnético do eletroímã são realizados pela respectiva passagem ou não de corrente elétrica por sua bobina.

De maneira similar, a invenção de Paton (1989) apresentou um sistema composto de dois eletroímãs com núcleos centrais móveis e um mecanismo de agarramento montados concentricamente à passagem do arame para fazer a pulsação da alimentação do mesmo. Nesse caso, os dois eletroímãs oscilam os dois núcleos centrais móveis perfurados, por onde passa o arame, de maneira sincronizada. O núcleo central móvel do eletroímã inferior (posicionado próximo à saída do arame do sistema) é acionado para cima e para baixo por meio de corrente elétrica alternada em sua bobina. Primeiro sobe deslizando ao redor do arame e leva consigo o núcleo central móvel do eletroímã superior e o mecanismo preso a ele de fixação unidirecional do arame, que neste curso não atua e também desliza ao redor do arame. Em seguida, o eletroímã superior (posicionado próximo à entrada de arame no sistema) é acionado com um pulso de corrente elétrica em sua bobina, fazendo com que seu núcleo central móvel desça trazendo consigo o mecanismo de agarramento do arame que então o arrasta para baixo. No início da próxima subida dos núcleos centrais móveis, uma mola libera o mecanismo de agarramento do arame para que ele não seja levado de volta para cima.

Paton (1984), também de forma similar, utilizou um eletroímã de núcleo central móvel perfurado por onde passa o arame a ser alimentado. Quando a bobina do eletroímã é energizada, o campo magnético produzido move o núcleo central móvel ao longo do arame e ao mesmo tempo tensiona uma série de arruelas elásticas que funcionam como molas. Assim que a bobina é desenergizada, as arruelas elásticas conduzem o núcleo central móvel de volta para a posição

inicial, levando junto um mecanismo de agarramento e arraste unidirecional do arame de adição. Assim, o arame é alimentado de forma pulsada com avanços e paradas subsequentes.

Yurginsk (1995) utilizou dois eletroímãs de núcleo central perfurado, para passagem do arame de adição, montados em sequência. O primeiro núcleo central (lado de entrada do arame) é móvel e capaz de fazer movimento linear alternativo e o segundo (lado de saída do arame) é fixo. Um terceiro núcleo móvel central perfurado é colocado compartilhado entre os dois outros e com amortecedores de borracha os separando, sendo uma das extremidades deste núcleo móvel sujeita ao primeiro eletroímã e a outra ao segundo. O primeiro núcleo que é móvel conta com um mecanismo de agarramento unidirecional do arame para que este não recue em direção ao rolo de arame. Já o núcleo móvel compartilhado entre os eletroímãs possui um mecanismo de agarramento unidirecional, mas de atuação em sentido contrário. Assim, os eletroímãs são acionados alternadamente de forma a puxar o núcleo central compartilhado que agarra e arrasta o arame de adição, o alimentando de forma pulsada com avanços e paradas subsequentes, tendo como limitador o segundo núcleo central que é fixo, seguido por um recuo dos núcleos móveis para agarrar uma seção de comprimento anterior do arame para novo pulso de alimentação. Um parafuso preso ao primeiro núcleo central móvel permite a regulação manual da folga em relação ao núcleo móvel compartilhado e assim, a seleção da amplitude da pulsação. A frequência de pulsação depende da frequência de acionamento alternado dos dois eletroímãs.

Essas invenções, que de forma similar utilizam um ou mais eletroímãs, alimentam o arame de forma pulsada, à medida que o puxam do rolo, com movimentos de impulsionamento e paradas subsequentes (golpes), ou seja, são alimentadores não convencionais. Em todos estes casos, apesar da frequência de pulsação da alimentação de arame ser facilmente selecionada pela frequência de aplicação da corrente elétrica nas bobinas do ou dos eletroímãs utilizados, a amplitude desta pulsação não pode ser também facilmente modificada. Além disso, nestas invenções intrinsecamente o movimento de alimentação e de pulsação do arame são dependentes (partes de um mesmo movimento) e não podem ser controlados separadamente.

Também tratando de alimentadores não convencionais, as invenções de Paton (1987) e Paton (1988) descrevem sistemas mecânicos para alimentação intermitente do arame. Em ambos os casos uma carcaça que envolve o sistema contém guias inclinadas que forçam os mecanismos de tração a entrar em ação por apertarem os pares de roletes tracionadores contra o arame. O movimento de vai e vem das carcaças acoplam e desacoplam os mecanismos, fazendo assim a P-AA também com movimentos de impulsionamento e paradas subsequentes (golpes) do arame que é puxado do rolo.

Similarmente, também compreendendo um alimentador não convencional capaz de pulsar a alimentação de arame, Paton (1982) utilizou um sistema mecânico composto de um motor rotativo unidirecional com um excêntrico regulável acoplado a uma barra deslizante e perfurada,

para passagem do arame de adição, e perpendicular ao eixo do motor. A barra deslizante tem um mecanismo (presilha) móvel para agarramento e impulsionamento unidirecional do arame. Assim, em metade do giro do motor, o excêntrico conduz a barra que recua deslizando ao longo do arame que tem seu não movimento garantido por uma presilha fixa unidirecional. Na outra metade do giro do motor a barra avança levando com ela a presilha móvel que alimenta o arame de adição. Desse modo o arame também é alimentado de forma pulsada com avanços e paradas subsequentes (golpes) como nos casos descritos anteriormente. No caso, a frequência de pulsação da alimentação é facilmente controlada (selecionada) eletronicamente pela velocidade de giro do motor. A amplitude de pulsação pode ser selecionada de forma independente, manualmente mudando a excentricidade do mecanismo por meio de um parafuso. Assim, também nestas invenções de concepção mais mecânica, o movimento de alimentação e de pulsação são dependentes (partes de um mesmo movimento) e não podem ser controlados separadamente.

Para pulsar a alimentação de arame, Omsk (1987) utilizou um rolete tracionador com eixo de giro alinhado com o comprimento do arame e um rolete livre de apoio/pressão e mola posicionados como em um alimentador convencional. A pista (face externa) do rolete tracionador que entra em contato com o arame de adição possui seções frisadas em hélice e lisas intercaladas, sendo que as frisadas se alternam entre hélices positivas (para avanço) e negativas (para recuo). Assim, quando o rolete de tração gira em sentido único, e o rolete de pressão garante o contato contínuo com o arame de adição, este é arrastado e impulsionado para frente (avanço), em seguida é deixado sem movimento, e depois é arrastado para trás (recuo), e assim sucessivamente fazendo a pulsação da alimentação de arame (P-AA). De tal modo, nesta invenção o número e extensão (amplitude) de cada tipo de movimento do arame depende do comprimento de cada tipo de pista presente no rolete de tração durante uma volta do mesmo. A frequência de pulsação de arame depende destes fatores e da velocidade de giro do rolete de tração.

Gribachev (1991) apresentou dois sistemas de embreagens de roda livre (catraca) montados dentro do alimentador de arame para fazer a P-AA. Um dos sistemas é conectado na saída do eixo do motor do alimentador de arame em velocidade contínua e o segundo logo à frente deste eixo e assim antes dos roletes tracionadores de arame. Este segundo sistema é utilizado para sobrepor temporariamente maiores velocidades de giro do eixo de comando dos roletes tracionadores de arame e assim de velocidade de alimentação do mesmo. Dessa forma, a alimentação de arame é sempre adiante (sem recuos) mas com avanços intermitentes (pulsos). A amplitude e frequência da sobreposição de movimento angular do eixo e assim da velocidade de alimentação do arame são reguladas por um mecanismo biela-manivela acionado por um segundo motor.

Alguns outros mecanismos para P-AA também se baseiam na variação do comprimento da trajetória que o arame de adição percorre até chegar ao local de fusão. Paton (1981) tratou de um disco acionado por um motor com eixo de giro paralelo ao eixo longitudinal de uma seção livre e deslizante de conduíte elástico e duas presilhas autoblocantes com alojamento cônico nas extremidades dessa seção que operam alternadamente para permitir a alimentação do arame em pulsos. O arame de adição vindo do rolo (bobina) e indo em direção à tocha passa por esta seção de conduíte. O disco e o conduíte que passa por um furo axial a ele são montados excêntricamente de tal forma que em uma posição de giro o conduíte fica reto (sem flexionar o arame) e em uma posição diametralmente oposta o conduíte é flexionado pelo giro do disco (flexionando o arame). Como a seção do conduíte passa por um furo excêntrico ao disco, em metade do giro do disco o conduíte (e arame) é flexionado para uma direção e a presilha autoblocante da frente segura o arame o impedindo de sair do dispositivo em direção à região de soldagem, sendo que a presilha de trás (do lado do rolo de arame) está livre para permitir que o arame seja puxado para dentro do dispositivo. Na outra metade do giro do disco, a operação é invertida. Neste caso, quando o conduíte (e arame) é retificado (alinhado) a presilha da frente fica livre e a de trás prende o arame. Assim a parte do arame puxada na metade de giro anterior é impulsionada em direção à região de fusão, mas não pode retornar em direção ao rolo de arame. As presilhas permitem o movimento do arame só na direção da região de fusão. Assim, a repetição do ciclo de giro do disco no tempo determina a frequência de flexão e retificação da seção do conduíte e conseqüentemente do arame de adição gerando uma alimentação pulsada do mesmo. O comprimento do arame puxado para dentro do mecanismo em metade do ciclo é impulsionado para fora na outra metade, ou seja, a amplitude de pulsação, é determinada pela diferença de comprimento do arame dentro da seção livre do conduíte quando flexionado e retificado.

Para fazer a pulsação da alimentação de arame, Kiev (1994) também utilizou um sistema com variação do comprimento da trajetória percorrida pelo arame entre o alimentador e a tocha. No caso, parte do comprimento do conduíte que guia o arame do alimentador até a tocha é curvada dentro de uma cavidade plana (canal) formada por dois apoios, um fixo e outro móvel. Quando o apoio móvel se movimenta fechando a cavidade, o arame é retificado (alinhado) e assim impulsionado para frente, já que existe a restrição de movimento para trás pelos roletes do alimentador, e então tem sua velocidade de alimentação momentaneamente aumentada, ou seja, ocorre um pulso de alimentação que se sobrepõe à velocidade de alimentação provida pelos roletes tracionadores do alimentador. Quando o apoio móvel retorna à posição de abertura o conduíte e o arame recuperam a curvatura (pela própria memória de forma do arame devido ao bobinamento anterior no rolo ou por dispositivo auxiliar com molas ou guias curvas elásticas) e então o arame recua. A P-AA é resultado de repetições sucessivas do movimento do apoio móvel, cujo ato de abrir e fechar é obtido por mecanismo excêntrico acionado de forma elétrica,

pneumática ou hidráulica. Assim, a frequência de pulsação de arame é determinada pela frequência de abre e fecha do apoio móvel e a amplitude de pulsação pela extensão da curvatura do arame dentro da cavidade e pelo grau de retificação obtido. Esta invenção foi concebida preferencialmente para processos cujo arame é também eletrodo, como a soldagem MIG/MAG, ou seja, para alimentação de arame feita internamente à tocha.

Outra forma de realizar a P-AA é apresentada na patente de Plasch (2016), na qual o conjunto de roletes tracionadores do alimentador é movimentado de forma alternativa e linear (vibrado) na direção do comprimento do arame de adição. O movimento de pulsação neste caso é obtido por meio de um sistema mecânico do tipo biela-manivela que é acoplado ao conjunto de roletes tracionadores que por sua vez são montados em uma guia linear para oscilar linearmente em movimento alternado. Neste caso a P-AA é obtida pelo movimento do conjunto mecânico interno ao alimentador de arame em si e responsável pela alimentação do mesmo. Ou seja, para se produzir o movimento de pulsação todo o conjunto de motor e roletes tracionadores dentro do alimentador é vibrado horizontalmente, deslocando e pulsando junto o arame de adição que vai sendo alimentado em direção à região de fusão. O movimento de vibração é sobreposto ao movimento de alimentação do arame provido pelos roletes tracionadores, permitindo independência entre os movimentos de alimentação e de pulsação. A frequência de pulsação neste caso é determinada pela velocidade angular do motor que aciona o sistema mecânico do tipo biela-manivela. Já a amplitude de pulsação depende das dimensões deste mecanismo. Assim, esta invenção não pode ser utilizada com alimentadores convencionais de arame e não permite variar com facilidade a amplitude de P-AA. Esta abordagem é encontrada em duas opções de alimentadores para soldagem TIG, o TIPTIG® de origem norte americana e o TigSpeed®, comercializado pela empresa alemã EWM, que incluem como opcional um módulo para pré-aquecimento do arame. A referida pulsação nestes dois últimos casos é conseguida por meio do movimento de vibração horizontal de todo o conjunto (motor + roletes) dentro do alimentador arame, como mostra a Figura 2.2, através de um sistema motor-comes abrigado por traz do conjunto de roletes. Dentre as técnicas existentes no mercado de P-AA no TIG, talvez a TIPTIG® seja a mais conhecida. Foi patenteada por Siegfried Plasch na Áustria em 1999, mais recentemente nos Estados Unidos em 2016 (PLASCH, 2016).

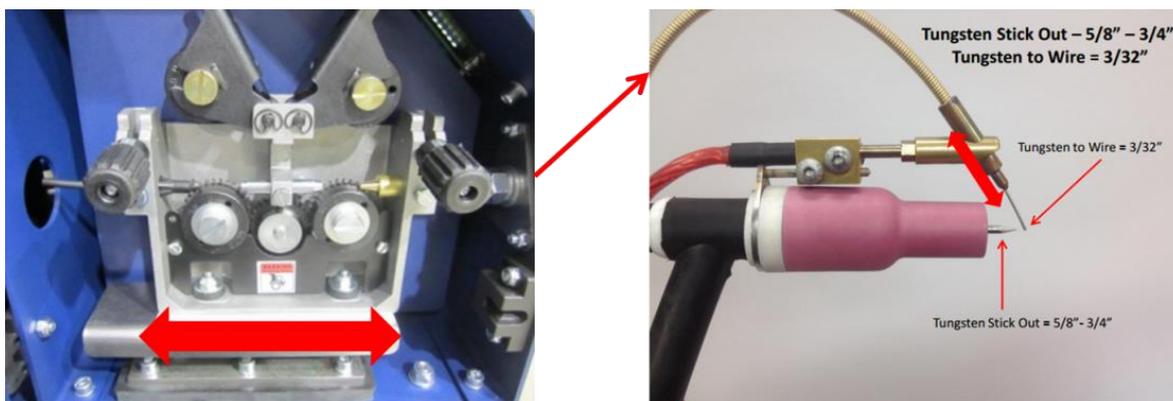


Figura 2.2 - Técnica de vibração horizontal do conjunto (motor + roletes) para pulsação da alimentação de arame (Adaptado: TIP TIG TECHNICAL MANUAL V4.6)

Mais recentemente, Volkert et al. (2018) apresentaram um sistema de transmissão de velocidades para promover a alimentação pulsada de material de adição em soldagem. O sistema é acionado por dois motores de passo baseado no princípio de funcionamento de um redutor planetário, o qual possui um sistema de engrenagens. De acordo com a velocidade relativa de rotação entre os dois motores se consegue controlar a reversão e/ou velocidade de rotação do rolete que fica acoplado ao redutor planetário. O registro de patente deste sistema foi depositado por Bonacorso e Moretti (2018).

O recurso do controle sobre a ação mecânica do arame também é explorado comercialmente na soldagem MIG/MAG, como por exemplo na técnica com modo de transferência metálica por curto-circuito controlado denominada CMT® (*Cold Metal Transfer*®), como já falado no capítulo 1. Ainda considerando essa tecnologia, um destaque deve ser dado ao “pulmão” colocado entre o alimentador de arame e a tocha especial da técnica que permite desacoplar os efeitos dos dois sistemas de movimentação de arame para possibilitar uma alimentação suave do mesmo. Este “pulmão” permite, dentro de uma seção livre de conduíte, o curvamento do arame durante as reversões do seu movimento evitando que o mesmo possa se dobrar plasticamente (permanentemente). Este “pulmão” até certo ponto atua apenas como um mecanismo passivo, ou seja, apenas para acomodar/compensar o aumento e restabelecimento do comprimento (trajetória percorrida) do arame entre o alimentador e a tocha proprietária do processo, que ocorre respectivamente devido ao recuo (velocidade de retração pelo mecanismo da tocha menos a velocidade de avanço do alimentador) e ao avanço (velocidade de tração pelo mecanismo da tocha mais a velocidade de avanço do alimentador) causado pelo sistema de P-AA. Se os limites da diferença entre essas velocidades de movimento do arame são excedidos, um sensor neste “pulmão” envia um sinal para o alimentador, que então, ajusta automaticamente a velocidade de alimentação que ele impõe ao arame.

Portanto, as invenções apresentadas nesta seção mostram sua dependência a equipamentos específicos para proporcionar a técnica de pulsação da alimentação de arame. Assim, o movimento de alimentação e de pulsação do arame são dependentes (partes de um mesmo movimento) e não podem ser controlados separadamente. Além disto, apesar da frequência de pulsação da alimentação de arame ser regulável, em alguns casos, a amplitude desta pulsação não pode ser também facilmente modificada. Esses aspectos justificam a proposta deste capítulo para atender aos Objetivos Específicos OE 2.1 e OE 2.2.

2.3 Metodologia

Em contraste ao já mencionado “pulmão passivo” da tecnologia CMT® (na seção 2.2), define-se aqui como pulmão ativo o mecanismo utilizado neste trabalho para desenvolver um sistema diferenciado de pulsação da alimentação de arame (objetivo específico deste capítulo). Este mecanismo, diferentemente do CMT®, utiliza um “pulmão” mecanicamente sempre ativo. Isto é, ele não acomoda/compensa o movimento de P-AA como no CMT®, mas o produz pela imposição de movimentos de flexão frequente e alternada de uma seção livre de conduíte (colocada entre o alimentador de arame e a tocha do processo) que conduz o arame concentricamente, e que se executada dentro de certos limites não o dobra plasticamente (permanentemente).

Desta forma, a técnica do “pulmão ativo” teria como base a variação de parte do comprimento do percurso do arame de adição por flexão frequente e alternada e em um plano longitudinal entre o alimentador de arame e à tocha do processo, ou seja, fora destes, o que conferiria portabilidade ao dispositivo e sua adaptabilidade a equipamentos já existentes.

Na Figura 2.3 é ilustrado esquematicamente de acordo com suas partes constituintes, de cima para baixo, os quatro momentos-chave que caracterizam o conceito do “pulmão ativo”, no qual o arame está chegando do alimentador com alimentação contínua (1) para promover o arame chegando ao local de fusão com alimentação pulsada (2). No primeiro momento, com a luva de condução (3) na posição intermediária, a seção livre do conduíte (4), delimitada para deslizar entre as guias de deslizamento (5) e flexionar entre os pares de roldanas loucas (6), e, assim, o arame que é conduzido concentricamente no comprimento livre (7) fica retificado, ou seja, a alimentação de material chega ao local de fusão com a ponta do arame em posição de avanço. No segundo momento, com a luva de condução (3) em movimento para um lado, a seção livre do conduíte (4) é curvada para este lado até a amplitude de flexão (8) selecionada e, assim, o arame que é conduzido concentricamente segue por um comprimento de trajetória estendido (maior que o comprimento livre (7)), ou seja, a alimentação de material chega ao local de fusão com a ponta do arame em posição de recuo. Como o arame é livre para deslizar dentro do conduíte, fisicamente

o que ocorre é um aumento momentâneo do comprimento da trajetória que o arame tem de percorrer, o que, para uma dada velocidade de alimentação contínua selecionada no alimentador, resulta momentaneamente em menos arame chegando ao local de fusão. Em seguida, no terceiro momento, com a luva de condução (3) na posição intermediária novamente, a seção livre do conduíte (4) e, assim, o arame que é conduzido concentricamente no comprimento livre (7), ficam retificados outra vez, ou seja, a alimentação de material chega ao local de fusão com a ponta do arame em posição de avanço mais uma vez. Sendo o arame livre para deslizar dentro do conduíte, fisicamente o que acontece é um restabelecimento momentâneo do comprimento da trajetória que o arame tem de percorrer, o que, para uma dada velocidade de alimentação contínua selecionada no alimentador, resulta momentaneamente em mais arame chegando ao local de fusão. No quarto momento, com a luva de condução (3) em movimento para o lado oposto ao do segundo momento, a seção livre do conduíte (4) é curvada para este lado até a amplitude de flexão (8) selecionada (que pode ser diferente entre os lados em função da excentricidade ou pela característica do movimento do mecanismo de condução utilizado) e, assim, o arame que é conduzido concentricamente segue por um comprimento de trajetória estendido (maior que o comprimento livre (7)) mais uma vez, ou seja, a alimentação de material chega ao local de fusão com a ponta do arame em posição de recuo outra vez.

Com o arame chegando do alimentador com alimentação contínua (1), entre o alimentador e o dispositivo para pulsar a alimentação de arame, existe uma restrição a qualquer movimento contrário ou a favor da alimentação contínua promovida por seus roletes tracionadores. De tal modo, resta ao arame, na saída do dispositivo, assumir um movimento de alimentação em pulsos, resultado da combinação de movimentos de avanço e recuo sequenciais do arame chegando ao local de fusão com alimentação pulsada (2) sobrepostos ao movimento de alimentação contínua provido pelo alimentador. Assim, globalmente, a quantidade de arame que chega ao local de deposição por fusão por unidade de tempo, ou seja, a taxa de deposição de material, não é alterada e se mantém equivalente à velocidade de alimentação de arame selecionada no alimentador dado o diâmetro do arame alimentado. A velocidade do arame entrando e saindo do local de fusão é reduzida (no recuo do arame) e aumentada (no avanço do arame) localmente, mas globalmente suas atuações de reduzir e aumentar a velocidade de alimentação se anulam. Portanto, entre os pulsos de avanço e os pulsos de recuo não ocorre parada da alimentação de arame como em outros mecanismos. Então os movimentos de alimentação (pela velocidade de alimentação selecionada no alimentador convencional) e de P-AA (pela frequência e pela amplitude de flexão da seção livre do conduíte (4) selecionadas no dispositivo) são independentes e de tal modo, podem ser controlados separadamente.

A frequência (9) do ciclo de P-AA se repete no dobro da frequência do movimento alternativo (10) da luva de condução (3) entre as posições de amplitude de flexão (8) selecionadas para cada

lado. A amplitude de P-AA (11) é diretamente proporcional à amplitude de flexão (8) da seção livre do conduíte (4) selecionada para cada lado de movimentação da luva de condução (3), dado um comprimento livre (7), que pode ser alongado ou encurtado por meio respectivamente da separação ou aproximação entre os pares de roldanas loucas (6) para ajuste fino da amplitude de P-AA (11) que chega ao local de fusão (quanto maior o comprimento livre (7) menor a amplitude de P-AA (11) e vice-versa).

A frequência do movimento alternativo (10) da luva de condução (3) pode ser obtida pela ação de mecanismos diversos, tais como eletromecânico (motor elétrico angular acionando um par pinhão-cremalheira para condução da luva ou motor elétrico angular acionando um disco para condução da luva), eletromagnético (motor magnético linear acionando diretamente a condução da luva) e pneumático (pistão pneumático acionando diretamente a condução da luva). Pela concepção do dispositivo com atuação na flexão da seção livre do conduíte (4) pode se alcançar níveis de frequência do ciclo de P-AA (9) elevados, já que a cada ciclo de sua atuação a luva de condução (3) e, assim, a seção livre do conduíte (4) e, então, parte do arame, passam duas vezes por posições opostas da amplitude de flexão (8), ou seja, a frequência (9) do ciclo de P-AA é o dobro da frequência do movimento alternativo (10) da luva de condução (3).

Assim, o conceito que seria utilizado para conceber o dispositivo para a alimentação de arame do presente trabalho permitiria que ele fosse utilizado com alimentadores e tochas convencionais, ou seja, com alimentadores e tochas que não possuam quaisquer formas de P-AA intrínsecas (internas) ao seu funcionamento, ou seja, bastam alimentadores com apenas seleção da velocidade de alimentação contínua e tochas sem qualquer sistema de tracionamento de arame. A conexão do dispositivo a estes equipamentos seria realizada de maneira padrão (engates rápidos ou similares) de um lado na saída do alimentador de arame por meio do conector para alimentador (12) e do outro lado na entrada do bico de alimentação (13) por meio do conector para alimentação (14), sendo possível, então, fazer a P-AA externamente à tocha.

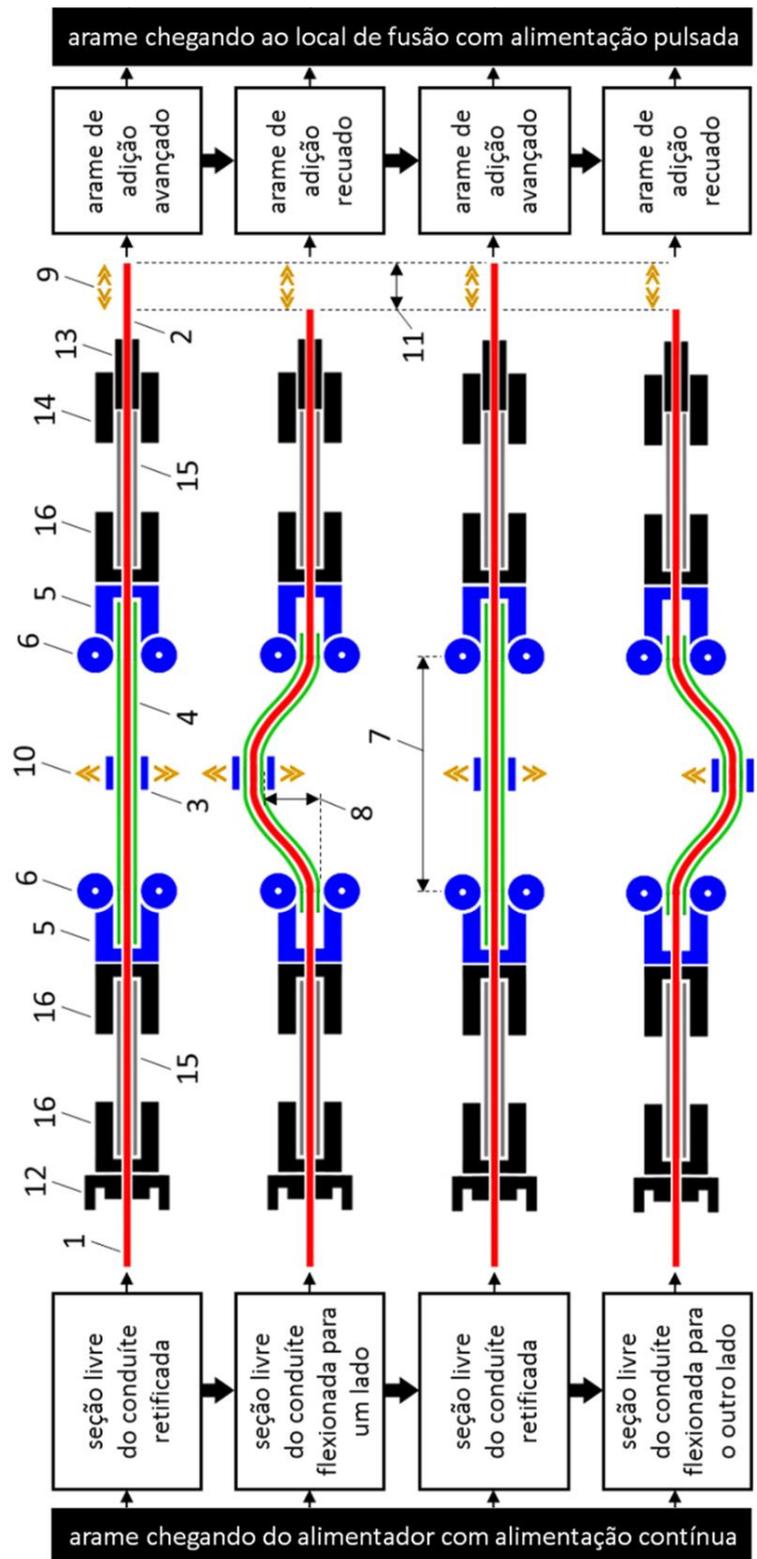


Figura 2.3 - Esquema em corte longitudinal do dispositivo para P-AA em vistas sequenciais dos quatro momentos-chave que caracterizam sua atuação em um ciclo de pulsação

Para viabilizar a concepção do “pulmão ativo” como um equipamento para pulsar a alimentação de arame, seriam propostas três fases de execução, como esquematiza a Figura 2.4.

Na primeira fase, um protótipo conceitual com propulsão por eletroímã seria concebido. Seu desenvolvimento consistiria de duas etapas, uma primeira para que fosse feita a montagem da estrutura mecânica, englobando a usinagem, seleção e montagem dos componentes, e uma segunda para fosse feito o projeto de controle eletrônico. Após seu desenvolvimento, seria realizada uma avaliação de desempenho, observando a resposta quanto à frequência e amplitude de P-AA na saída do protótipo. Após confirmada a viabilidade da técnica na fase 1, a segunda fase de execução abrangeria a concepção de um segundo protótipo, denominado de funcional. Desta forma, utilizando a mesma técnica, o protótipo funcional contaria com outro mecanismo de acionamento, um motor linear magnético. De forma similar ao que foi feito na primeira fase, seria realizada uma avaliação de desempenho observando a resposta quanto à frequência e amplitude de pulsação da alimentação de arame na saída do protótipo. Na terceira fase, seria desenvolvido um protótipo piloto (denominado aqui de pulsador) visando a característica adaptativa a qualquer fonte ou cabeçote alimentador convencionais, utilizando o motor linear como atuador. Seria realizada também uma análise de desempenho deste equipamento, incluindo a verificação sobre a influência das formas de pulsação e o movimento do sistema de atuação do pulsador sobre a ponta do arame próximo à região de alimentação.

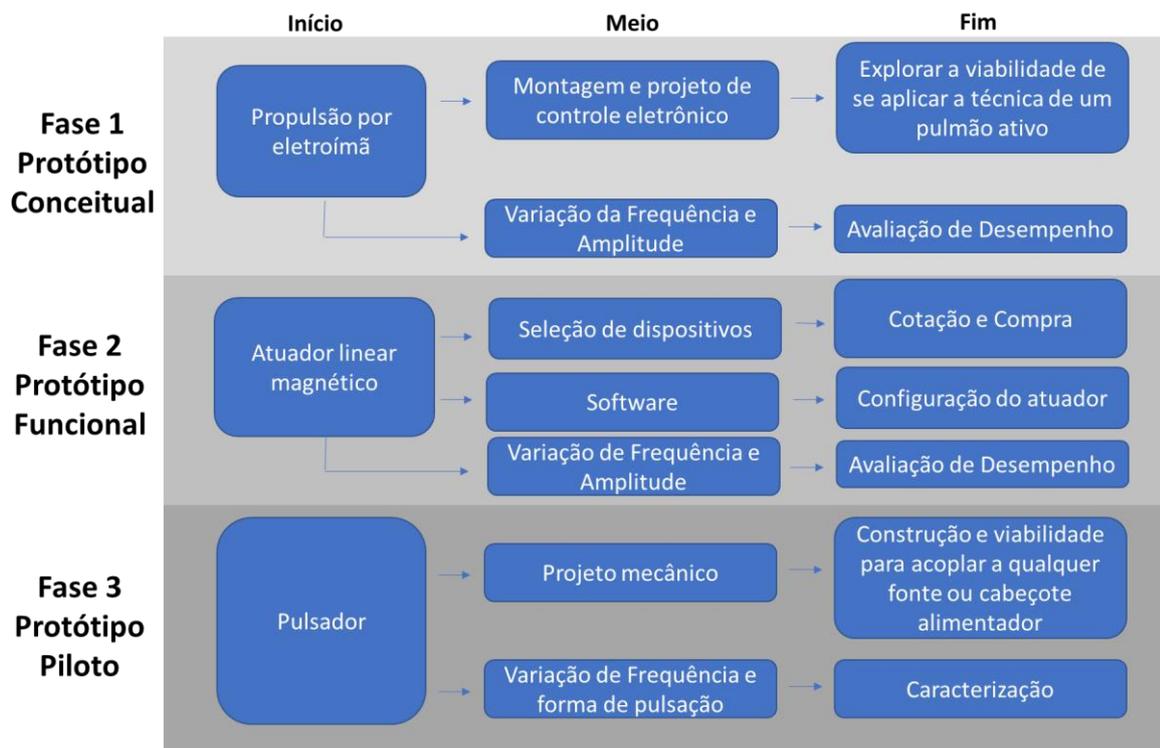


Figura 2.4 – Planejamento metodológico para o desenvolvimento do sistema de pulsação da alimentação de arame

2.4 Fase I - Protótipo conceitual com propulsão por eletroímã

2.4.1 Projeto e desenvolvimento

O protótipo para acionamento eletromagnético foi desenvolvido a partir do princípio de repulsão e atração entre o campo magnético de solenoides e ímãs permanentes, esquematizado na Figura 2.5. No centro dos solenoides, um eixo deslizante é responsável por impor um movimento transversal (flexão) ao conduíte. Este eixo é constituído por dois tarugos cilíndricos de ferro fundido nodular (usinados com tolerância deslizante em termos de diâmetro). Cada cilindro é colocado no interior de um solenoide. Nas suas extremidades, são colocados ímãs permanentes. Por serem os cilindros de material altamente ferromagnético, eles têm a função de concentrar as linhas de campo geradas pelo solenoide, aumentando a interação dos campos magnéticos com as dos ímãs permanentes. Desta forma, a resultante das interações magnéticas entre os dois propulsores (solenoides e ímãs permanentes) se somam, aumentando a ação da força transversal resultante sobre o conduíte (detalhamento mostrado na Figura 2.6). Quando o conduíte é flexionado pela ação do eixo deslizante (como mostram as vistas (b) e (c)), consequentemente o arame que está passando em seu interior também sofre alteração no curso, recuando em relação à linha de referência, resultando em uma determinada amplitude de pulsação longitudinal da alimentação do arame na saída. O sistema é montado sobre uma base de alumínio (esquema mostrado na Figura 2.7), que possui rasgos onde são fixados duas guias e dois solenoides, permitindo que as distâncias entre eles sejam alteradas.

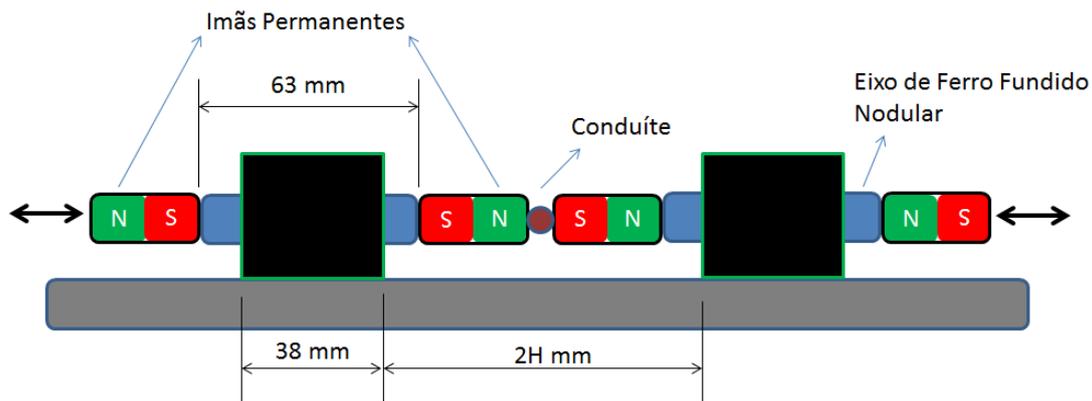


Figura 2.5 - Vista frontal esquemática do protótipo conceitual

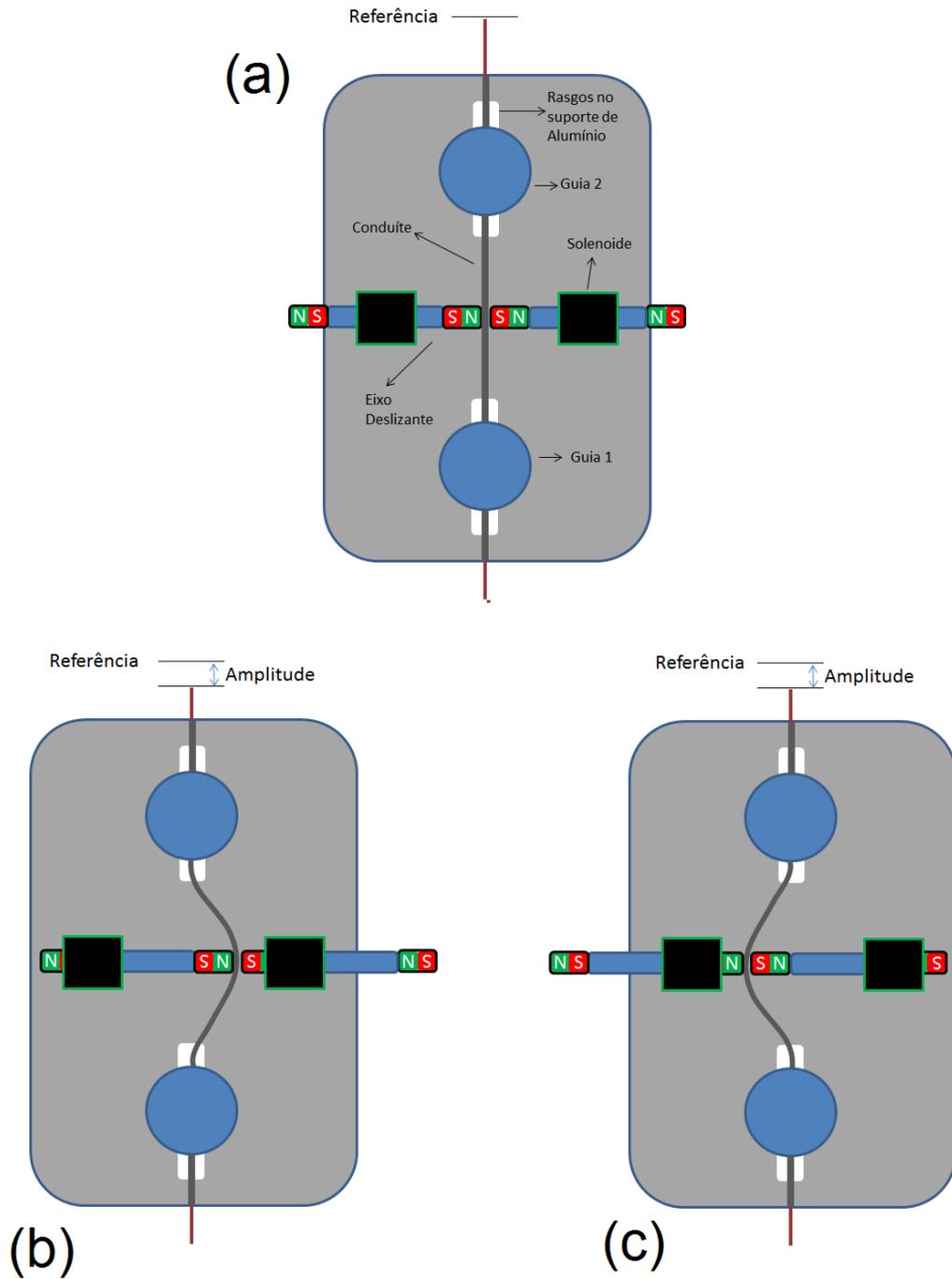


Figura 2.6 – Vista superior esquemática do protótipo conceitual exemplificando a atuação do eixo deslizante na flexão do conduíte e a resposta sobre a ponta do arame na saída do mesmo

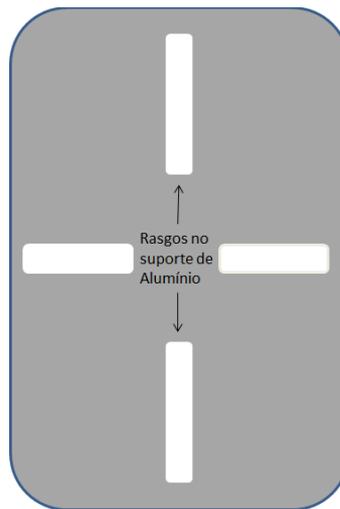


Figura 2.7 - Base de alumínio para o desenvolvimento do protótipo, evidenciando a existência de rasgos para regulagem da posição das guias e solenoides e dimensões aproximadas de 65 mm e 80 mm respectivamente

No caso deste protótipo com propulsão por eletroímã (e também do protótipo funcional que será mostrado na seção 2.5.1), a amplitude de pulsação da ponta do arame é uma variável dependente da distância entre as guias 1 e 2 (Figura 2.6), correspondente à distância representada pela variável L da Figura 2.8, e da distância entre a posição de máxima flexão do conduíte e a posição natural do conduíte (sem flexão), correspondente à distância representada pela variável H da Figura 2.8. Desta forma, a amplitude pode ser estimada pelas Equações 1, 2 e 3.

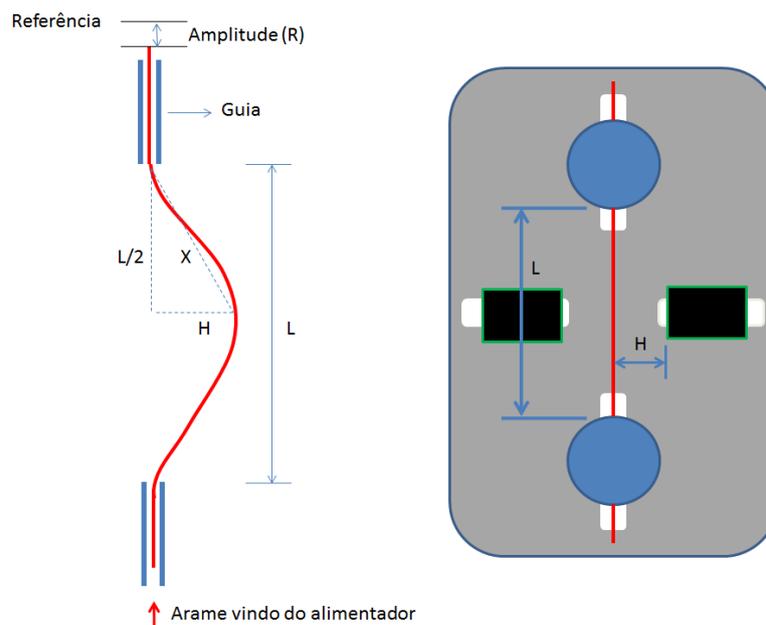


Figura 2.8 - Esquema teórico da relação de flexão do conduíte e o deslocamento do arame na saída do protótipo conceitual

Considerando $L/2$ a distância percorrida pelo arame dentro da metade da secção (comprimento) livre do conduíte com o oscilador em repouso e X a metade da distância percorrida pelo mesmo quando o atuador magnético empurra a secção livre do conduíte, tem-se que:

$$R = X - L/2 \quad (2.1)$$

Pela geometria da montagem, a relação entre X , L e H pode ser aproximada à de um triângulo retângulo, em que L e H são os catetos e X a hipotenusa (considera-se uma montagem com folgas mínimas, o que deixaria apenas o comprimento da secção livre do conduíte para deslizar/flexionar). Sendo assim, pelo triângulo retângulo esquematizado tem-se a Equação 2.2.

$$X^2 = (L/2)^2 + H^2 \quad (2.2)$$

Considerando que o comprimento da secção livre do conduíte (L) é conhecido e que a amplitude aplicada para pulsação (flexão) do conduíte (arame) é controlada (conhecida), o comprimento de recuo do arame R é então redefinido pela Equação 2.3. Ou seja, em função do deslocamento H , consegue-se controlar a amplitude de pulsação do arame.

$$R = \sqrt{(L/2)^2 + H^2} - L/2 \quad (2.3)$$

Na literatura não se encontram informações claras relacionadas aos valores de amplitude de pulsação que os processos comerciais com pulsação longitudinal mecânica da ponta do arame trabalham ou são capazes de fornecer. Há indícios de que a faixa de amplitude de pulsação varia de 2,5 mm a 6 mm (RUDY, 1982). Portanto, as guias e solenoides no protótipo foram montados de forma que a distância entre eles atendesse teoricamente a uma faixa de amplitude (R) de pulsação de arame na saída de 0 a 5 mm. Sendo assim, as distâncias H e L assumiram respectivamente 27,5 mm e 170 mm. Uma peça usinada a partir de um bloco de alumínio foi colocada na entrada do arame, possibilitando que o arame fosse travado (engastado), simulando a condição do protótipo conectado ao alimentador de arame (cujos roletes tracionadores travariam o arame, não o deixando ser puxado por este lado). Desta forma, o movimento de flexão da seção livre conduíte refletiria na P-AA somente na saída (Figura 2.9). Assim, um bico de contato utilizado para tochas MIG/MAG foi montado na saída do protótipo de pulsação para melhorar o direcionamento e visualização da amplitude de P-AA e posteriormente facilitar a execução da análise de desempenho.

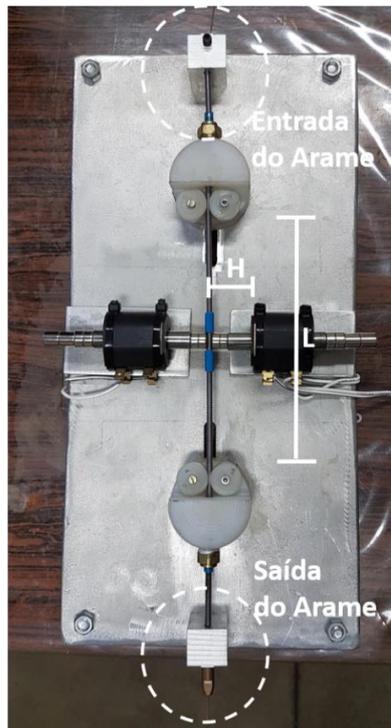


Figura 2.9 – Detalhes construtivos do protótipo conceitual, sendo $H = 27,5$ mm e $L = 170$ mm

O sistema de propulsão do protótipo conceitual é basicamente constituído por 3 subsistemas: o controle, o acionamento e o atuador. O controle utilizado foi desenvolvido em malha aberta. Para isto, utilizou-se um microcontrolador Arduino® com função de enviar sinais de comando (pulso, direção e habilitação) para o subsistema de acionamento. O comando de pulso (sinal PWM) seria utilizado para controlar a tensão de alimentação das bobinas, ou seja, selecionando um valor de PWM no microcontrolador. Desta forma, um valor de tensão proporcional a ele seria disponibilizado para as bobinas. Como a tensão de alimentação das bobinas era 24 V e a fonte de potência também possuía este valor, o sinal PWM selecionado foi máximo. O sinal de direção tem função de comandar a inversão de polaridade nas bobinas, ou seja, comando bidirecional (0 ou 1) dentro do sistema de controle. O sinal de habilitação tem função de ativar ou inativar o driver do sistema de acionamento. O projeto do sistema de acionamento é mostrado esquematicamente na Figura 2.10. Ele é composto por duas placas, uma denominada “Driver”, cuja função é primeiramente evitar que a parte elétrica do sistema de potência possa causar algum dano ao sistema de controle, assim como também, receber os comandos do sistema de controle repassá-los ao sistema de potência. A segunda placa, denominada de “Ponte H” (subsistema de potência), tem a função de energizar as bobinas (atuador) nos terminais B1 e B2 da Figura 2.11 com nível de tensão e polaridade, conforme os comandos repassados pelo Driver. Os terminais S1 e S2 de cada bobina (Figura 2.11) são ligados

em paralelo, de forma que a interação de forças atuantes sobre o eixo deslizante seja somada, aumentando assim, a força para flexão do conduíte e arame.

Os sistemas de controle (Arduino®) e acionamento (placa do “Driver” e placa da “Ponte H”) foram montados em uma caixa controladora, como mostrado na Figura 2.12. Dois botões foram fixados na caixa controladora para permitir que a frequência de P-AA fosse ajustada durante o funcionamento do protótipo. É importante salientar que a frequência de P-AA é determinada pelo tempo de reversão da polaridade dos solenoides, já previamente inserido nas linhas de código no microcontrolador. A cada vez que o botão verde é pressionado, a frequência é incrementada em 1 Hz, e decrementada em 1 Hz pelo botão vermelho.

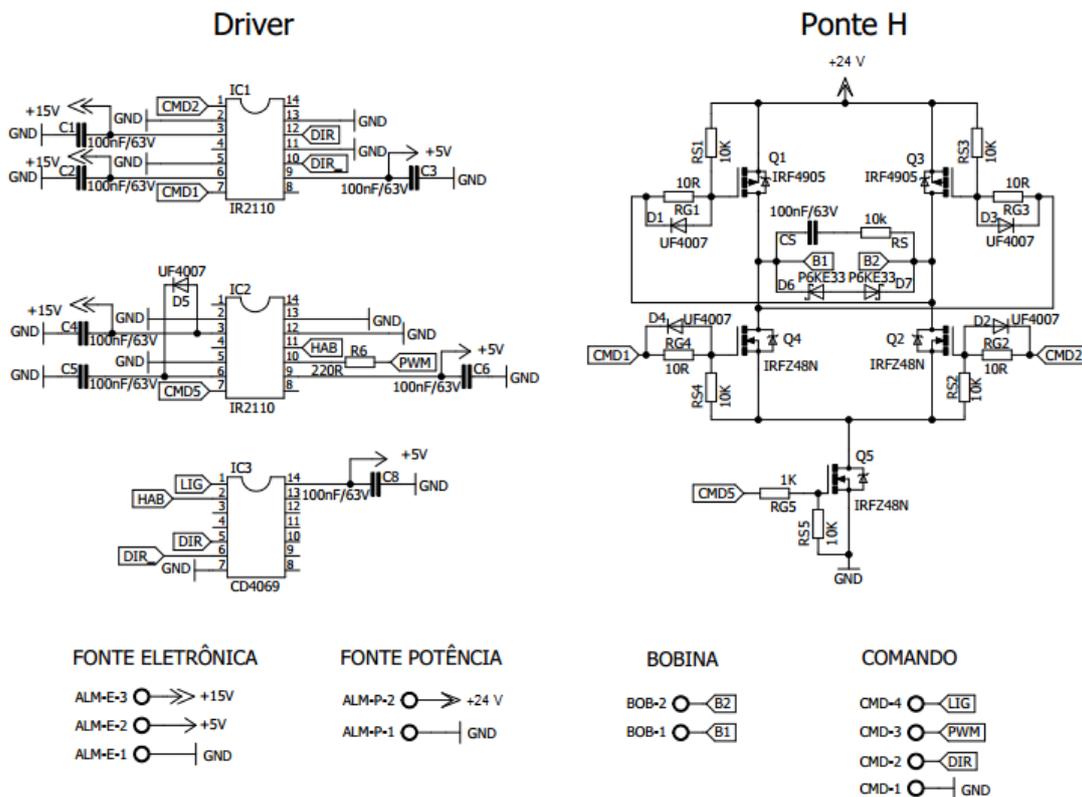


Figura 2.10 - Esquema elétrico do sistema de controle para os solenoides

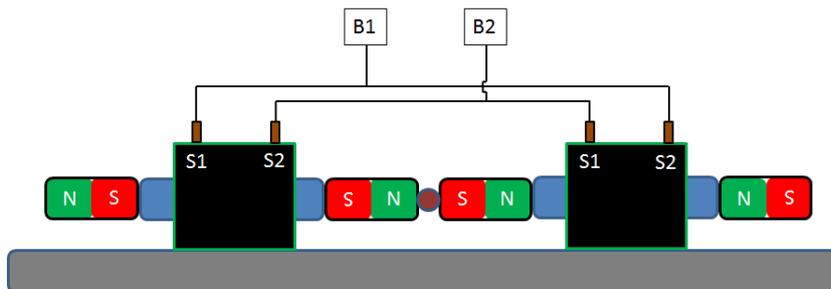


Figura 2.11 - Esquema de ligação paralelo entre os solenoides, em que, S1 e S2 são respectivos bornes de conexão do solenoide

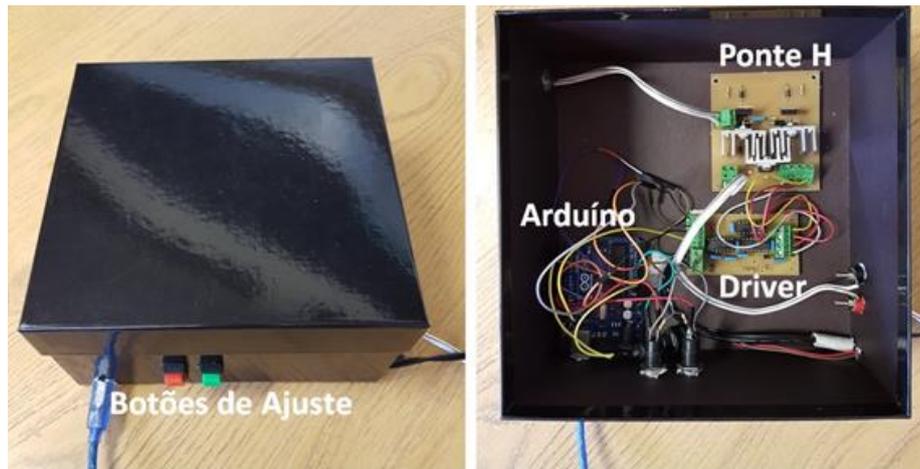


Figura 2.12 – Caixa controladora do sistema de propulsão

2.4.2 Avaliação de desempenho do protótipo conceitual

Para a avaliação de desempenho, foi montada uma bancada experimental para filmar em alta velocidade (500 fps e 1280 x 512 pixels) a amplitude e frequência de P-AA na saída do protótipo, como mostra a Figura 2.13. Sob o bico de contato foi colocada uma folha de papel milimetrado (escala) para facilitar a medida de amplitude do movimento. O arame selecionado para os testes foi da classe AWS 70S-6 com diâmetro de 1 mm. A frequência de acionamento dos solenoides foi regulada sequencialmente em 2 Hz a 28 Hz com degrau de 2 Hz. A Figura 2.14 mostra dois quadros obtidos durante a filmagem na condição de 16 Hz de acionamento da pulsação. Para este caso, nota-se uma amplitude de pulsação de aproximadamente 5 mm.



Figura 2.13 - Bancada experimental para filmagem da amplitude de pulsação longitudinal da alimentação de arame

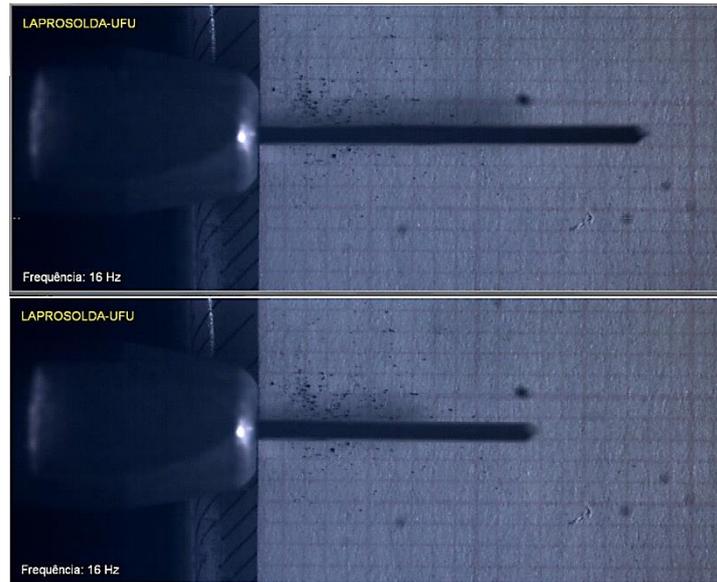


Figura 2.14 - Quadros obtidos durante a filmagem em alta velocidade (500 fps) da saída do arame na regulagem de 16 Hz (posições de avanço máximo e mínimo da ponta do arame)

Os resultados para amplitude de pulsação mensurada em cada frequência regulada no sistema de controle do protótipo conceitual são mostrados na Figura 2.15. Para as condições 2, 4 Hz, 6 Hz, 8 Hz e 10 Hz a amplitude resultante na saída ficou constante em aproximadamente 3,5 mm. Para a condição 12 Hz, 14 Hz, 16 Hz e 18 Hz há um aumento na amplitude de pulsação do arame, chegando a alcançar 5 mm. A partir de 20 Hz, a amplitude de pulsação sofre uma redução à medida que se aumenta a frequência de pulsação da alimentação do arame.

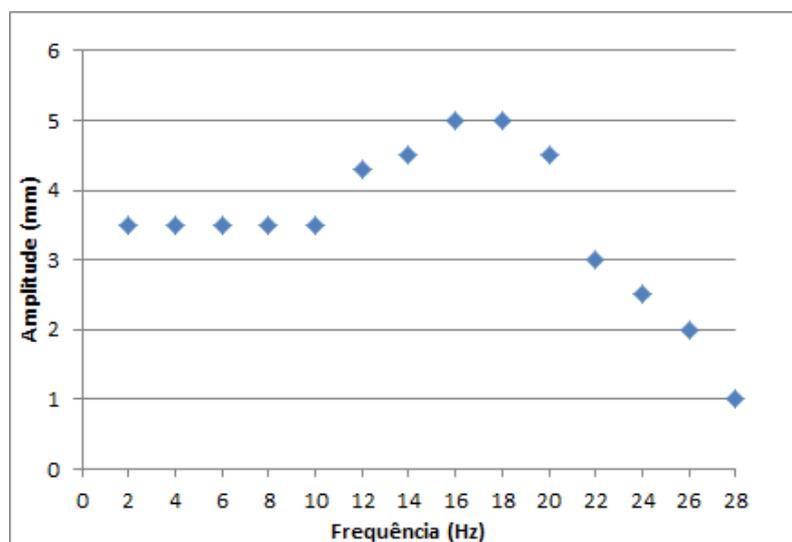


Figura 2.15 - Amplitude de P-AA mensurada para cada frequência selecionada no sistema de controle

Para explicar a variação de amplitude em relação à frequência são mostradas três situações na Figura 2.16. Deve-se lembrar que as Equações 2.1, 2.2 e 2.3 são calculadas na condição estática, não levando em consideração comportamentos dinâmicos. O dinâmico vai ser afetado pela massa, atrito, impulso e velocidade dos objetos. Os efeitos resultantes são o vencimento da inércia no tempo de acionamento, que permitiria alcançar a amplitude máxima calculada.

Para baixas frequências de acionamento, situação (a) da Figura 2.16, a força imprimida pelos solenoides sobre o eixo deslizante faz com que ele inicie seu movimento, flexionando o conjunto (conduíte + arame) até rapidamente alcançar o ponto de amplitude $H = 27,5$ mm. Este tempo é inferior ao tempo que ele deveria permanecer na posição de máxima amplitude, respeitando a frequência regulada no controle. No entanto a força que os solenoides exercem sobre o eixo deslizante não é capaz de mantê-lo na posição $H = 27,5$ mm, já que, há uma força contrária sendo exercida pelo arame e conduíte para voltar a seu estado inicial (efeito mola). Assim, o conjunto ocupa uma posição H inferior (ponto indicado na Figura 2.17). Como demonstrado pela Equação 2.3, o valor da variável H tem influência sobre a amplitude do arame na saída do protótipo, explicando os valores de menores valores de amplitude para os testes nas frequências de 2 Hz a 10 Hz.

Para frequências intermediárias, situação (b) da Figura 2.16, o comportamento dinâmico do protótipo contribui para o aumento da amplitude. A diminuição do tempo para reversão do movimento faz que, quando ainda o conjunto arame-conduíte está assumindo posições próximas ou iguais a $H = 27,5$ mm (máximo), o movimento seja invertido. Desta forma e de acordo com a Equação 2.3, com o aumento de H a amplitude de pulsação da ponta do arame também aumenta, explicando os valores obtidos para os testes de 12 Hz a 18 Hz da Figura 2.15. Em altas frequências, situação (c) da Figura 2.16, o eixo deslizante não tem tempo suficiente para completar o movimento, assumindo posições de H menores ao passo que se regula uma frequência maior no controle. Sendo assim, a amplitude de pulsação na ponta do arame decresce, como acontece nos testes de 20 Hz a 28 Hz da Figura 2.15.

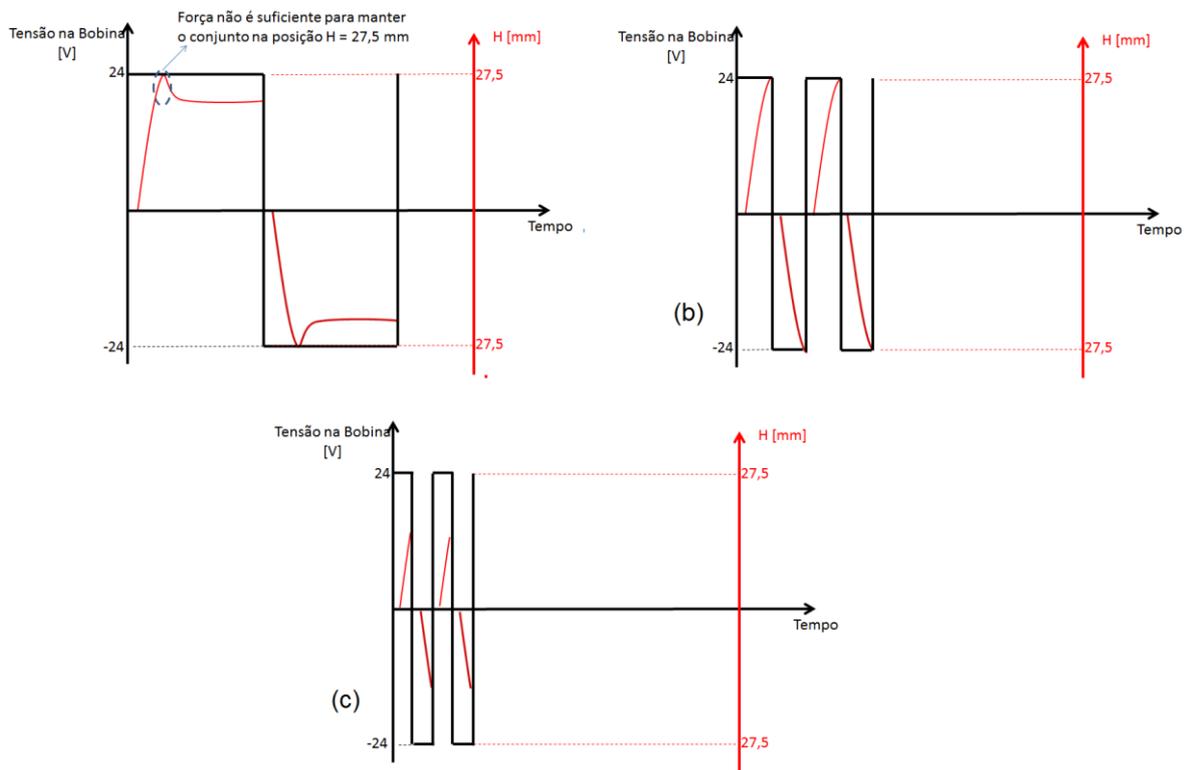


Figura 2.16 - Comportamento da posição do conjunto (conduíte + arame) no protótipo frente à frequência selecionada no controle; (a) Frequências baixas; (b) Frequências intermediárias; (c) Frequências altas

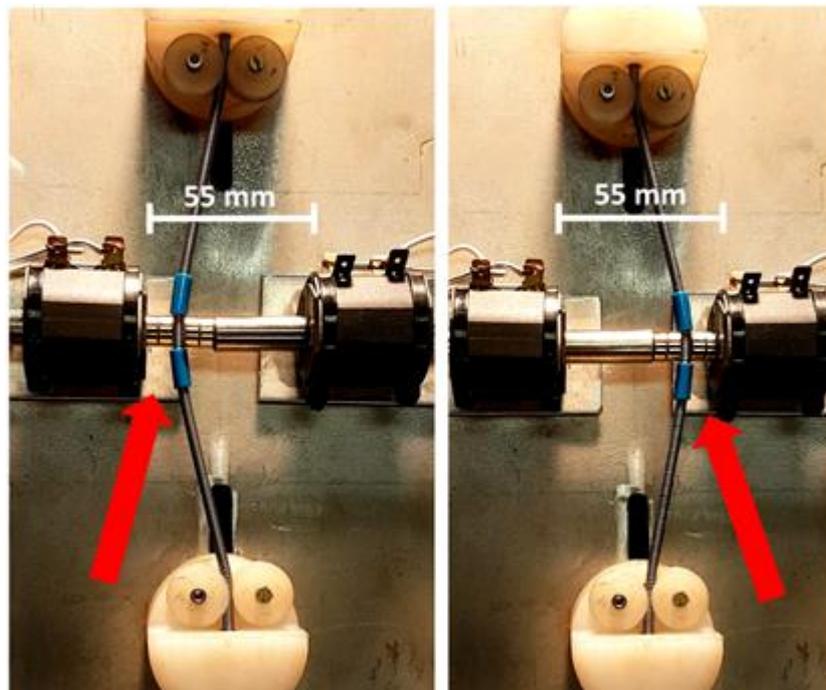


Figura 2.17 - Posições de flexão do conduíte para frequências de 2 a 10 Hz

Em seguida, o protótipo conceitual foi conectado a um alimentador de arame, como mostrado na Figura 2.18. Para verificar se a alimentação do arame não comprometeria em algum aspecto o funcionamento do sistema de propulsão, o arame foi continuamente alimentado e monitorado por meio de filmagem em alta velocidade. Desta forma, confirmou-se a premissa do “pulmão ativo” em não comprometer a velocidade de alimentação global pela atuação do sistema, salvo pela redução e aumento instantâneos da velocidade de alimentação durante o recuo e avanço do arame (que se anulam, como já mencionado no item 2.3 deste capítulo). Assim, o conceito da pulsação segundo este mecanismo sobrepõe-se ao movimento de alimentação contínuo e, assim, não altera a velocidade de alimentação do arame selecionado pelo usuário no alimentador.

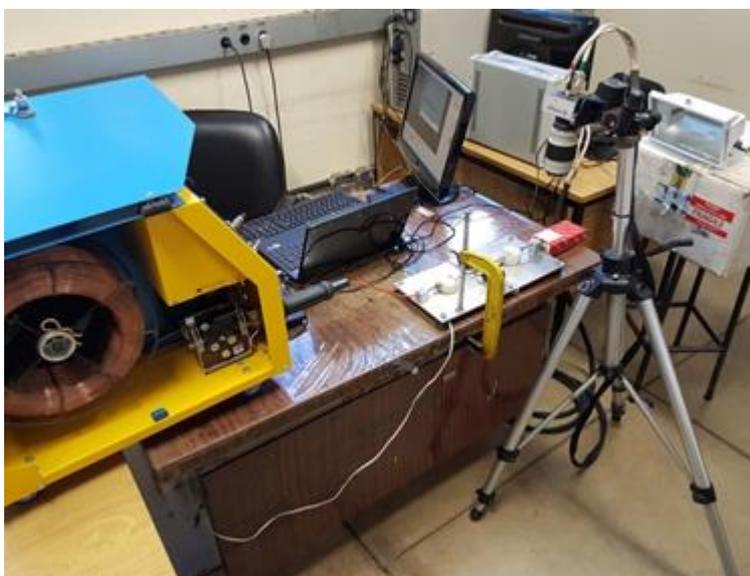


Figura 2.18 - Alimentador de arame conectado ao protótipo conceitual

Por fim, para finalizar a análise de desempenho do protótipo conceitual, foi conectado em sua saída um conduíte longo com aproximadamente 3,5 m de comprimento, como mostrado na Figura 2.19. Este procedimento teve o objetivo de simular situações ocorrentes em ambientes de soldagem, em que curvas podem ser impostas ao cabo até sua chegada à região de alimentação. Foi imposta sobre o conduíte uma curva acentuada (180°), ou seja, uma condição ruim a qual conduítes de alimentação de arame podem ser submetidos. Desta forma, avaliou-se a influência de curvas no conduíte sobre a amplitude de pulsação na ponta do arame. Foram escolhidas as condições de pulsação de 6 Hz, 14 Hz e 18 Hz para serem comparadas aos resultados obtidos com as filmagens sobre a ponta do arame na saída do protótipo quando não foi empregada curva no conduíte. Nesta etapa, não se habilitou a alimentação de arame.



Figura 2.19 - Conduíte longo e curvado 180° fixado na saída do protótipo conceitual

Os resultados obtidos são mostrados na Figura 2.20. Os valores de amplitude sofreram alteração, quando comparados aos obtidos sem a presença do conduíte longo e curvado. Para a condição de 6 Hz, a amplitude foi em torno de 42% menor do que quando o conduíte não foi utilizado. Já para condição de 14 Hz e 18 Hz, o percentual foi menor, ficando em torno de 10% menor. Sendo assim, as folgas existentes entre o arame e o interior do conduíte podem acomodar o arame e contribuir para a atenuação da amplitude de pulsação próximo à região de alimentação. Logo, para evitar esta atenuação é importante que o cabo da tocha (ou conduíte de alimentação de arame no caso de uma alimentação por arame-frio) seja configurado de forma a evitar curvas acentuadas ou “barrigas” durante sua trajetória. Outro ponto fundamental é a utilização de conduítes com diâmetro interno próximo à bitola do arame, a fim de diminuir as folgas entre o arame e o conduíte que também poderiam atenuar a amplitude. Ou seja, caso o arame utilizado seja por exemplo de 0,8 mm, o ideal seria utilizar um conduíte especificado por fabricantes dentro da faixa de 0,6 mm a 0,8 mm. Se o arame utilizado for de 1,0 mm, utilizar um conduíte especificado dentro da faixa de 0,8 mm a 1,0 mm. E caso o arame for de 1,2 mm, o conduíte deveria ser especificado dentro da faixa de 1,0 mm a 1,2 mm.

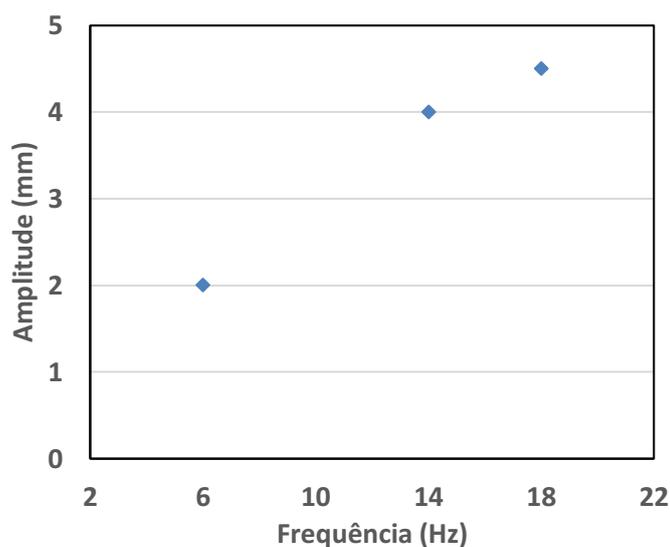


Figura 2.20 - Amplitude de pulsação mensurada nas frequências 6 Hz, 14 Hz e 18 Hz com o conduíte longo e curvado conectado ao protótipo conceitual

2.5 Fase II - Protótipo funcional com atuação por motor linear magnético

2.5.1 Projeto e desenvolvimento

O protótipo conceitual permitiu a prova de conceito do mecanismo e validação desta técnica para se pulsar a alimentação de arame. Com vista para o desenvolvimento de um equipamento que permitisse ampla flexibilidade nos modos de se pulsar, onde fosse possível selecionar com maior precisão amplitude, velocidades e aceleração do avanço e recuo do arame, fez-se necessário buscar alternativas para o atuador. É importante salientar que não há restrição quanto à seleção de atuadores de caráter pneumático, hidráulico ou até mesmo rotativo para ser usado neste mecanismo de pulsação. No entanto, ainda nesta linha de propulsão por atuadores eletromagnéticos, verificou-se a possibilidade de se utilizar atuadores comerciais que utilizam o princípio da conversão eletromagnética, denominados motores lineares magnéticos. Este dispositivo chamou atenção pela alta precisão no controle da movimentação (repetibilidade de posição de $\pm 0,05$ mm), e uma capacidade de aplicação de uma força máxima de 41,6 N, que seria capaz de flexionar o conjunto conduíte-arame. Foi adquirido um motor linear magnético (P01-23x80/40x100-LC), juntamente a seu servo drive de acionamento (B1100 Drive Series), ambos do fabricante LinMot, como mostrado na Figura 2.21. Para alimentação destes dispositivos são utilizadas duas fontes chaveadas (24 V e 48 V), ambas conectadas ao servo drive. O software de controle do fabricante (LinMot Talk) é instalado em um computador e sua comunicação com o servo drive é realizada por meio de uma porta serial. Os detalhes da ligação são mostrados na Figura 2.22. Maiores detalhes sobre a configuração do software são mostrados no apêndice A.



Figura 2.21 – Motor linear e servo drive utilizados no desenvolvimento do protótipo funcional

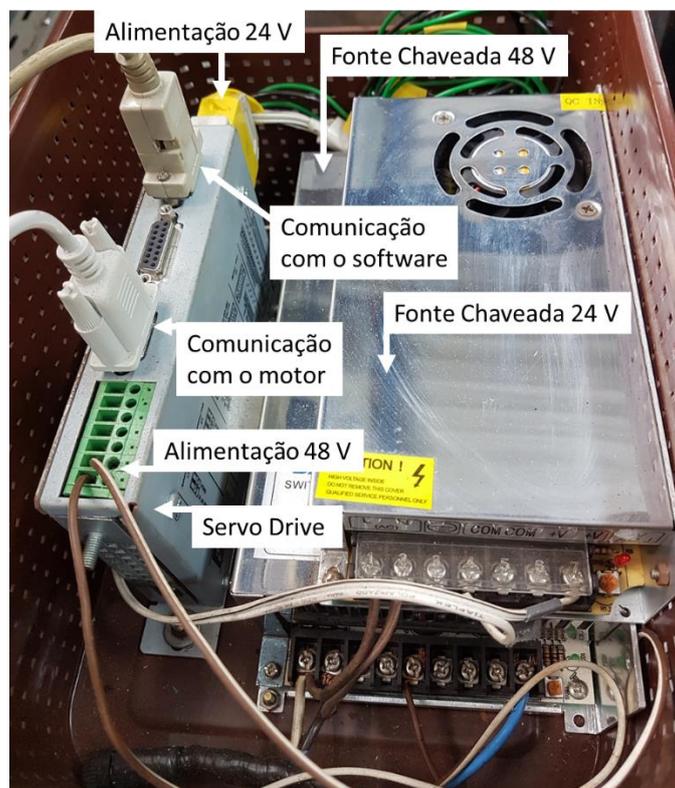


Figura 2.22 – Montagem do servo drive e respectivas alimentação e comunicação

Para construção do protótipo funcional foi utilizada a mesma base de alumínio do protótipo conceitual mostrada na seção 2.4.1. Sendo assim, a propulsão que antes era realizada pelos eletroímãs, é feita com o motor linear, ou seja, o mecanismo do “pulmão ativo” continua sendo o mesmo, salvo a mudança do atuador. Para fixação do motor na base do protótipo, foi usinado um flange a partir de um bloco de alumínio. Os detalhes do protótipo podem ser visualizados na Figura 2.23.

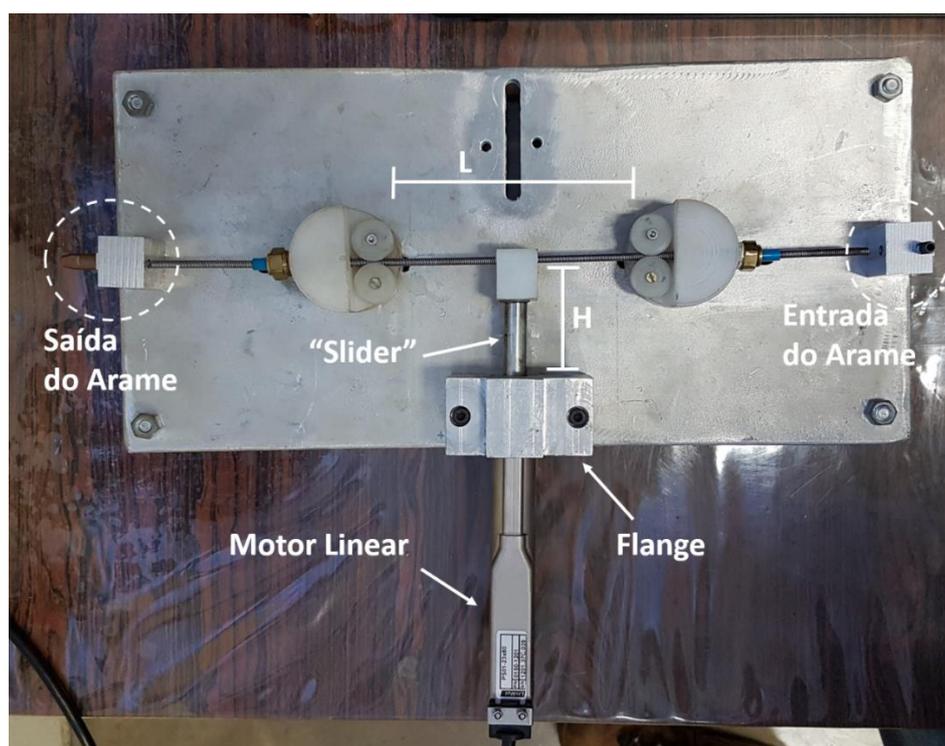


Figura 2.23 – Detalhes construtivos do protótipo funcional

2.5.2 Avaliação de desempenho do protótipo funcional

De forma similar como foi feito para o protótipo com propulsão por eletroímã, foi montada uma bancada experimental (Figura 2.24) para filmar em alta velocidade (500 fps e 1280 pixels x 512 pixels) a amplitude e frequência de P-AA na saída do protótipo funcional, para que fosse avaliado seu desempenho. O arame selecionado para os testes foi da classe AWS 70S-6 com diâmetro de 1 mm. Inicialmente, a distância fixada entre as guias do protótipo foi $L = 170$ mm (Figura 2.23). A frequência de acionamento foi regulada na faixa de 2 Hz a 34 Hz com degrau de 2 Hz. O software do motor linear permite que sejam regulados o deslocamento (em mm), a velocidade, a aceleração e a desaceleração com que o movimento do “slider” será executado pelo motor linear. Diferentemente do protótipo conceitual, cuja regulação da amplitude de pulsação da alimentação de arame era realizada mecanicamente pela variação da distância H entre as

bobinas, o protótipo funcional permite que essa regulagem seja feita diretamente pelo software do motor linear. Desta forma, a fim de avaliar a amplitude de pulsação na saída do protótipo, a distância $2H$ foi regulada em 35 mm, 41 mm e 55 mm, como mostrado no gráfico da Figura 2.25. A amplitude de pulsação se manteve constante para todas as frequências avaliadas, ou seja, não foram encontradas variações como no protótipo conceitual.



Figura 2.24 - Bancada experimental para avaliar o desempenho do protótipo funcional

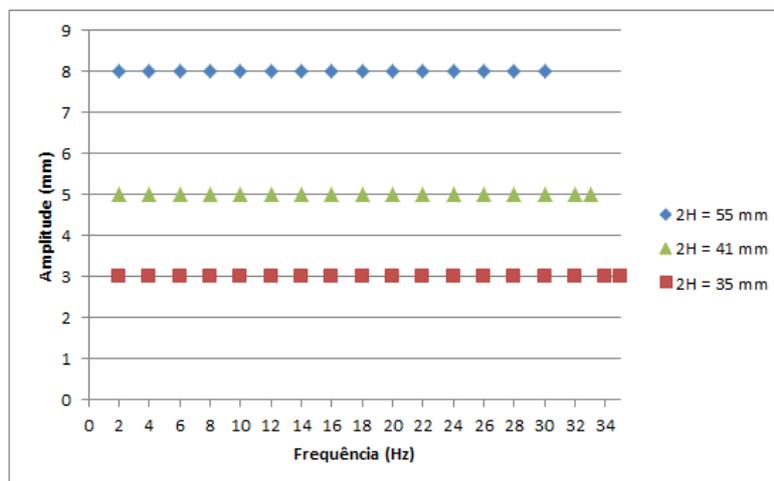


Figura 2.25 - Amplitude de pulsação da alimentação de arame mensurada para cada frequência selecionada no software de controle, para montagem do protótipo com $L = 170$ mm

Pensando em um dispositivo para pulsar a alimentação de arame em processos de soldagem a arco, acoplável externamente ao cabeçote alimentador, seria interessante que o equipamento fosse o mais leve e menor possível, do ponto de vista de portabilidade, manuseio e

fixação do equipamento. Neste sentido, seria razoável reduzir a distância entre as guias (L). Vale lembrar que essa disposição espacial do conjunto faria com que a força necessária para que o atuador flexionasse o conjunto (conduíte-aramé) fosse maior, o que seria inviável para o caso do protótipo conceitual.

Devido à maior força de propulsão do motor linear quando comparada ao eletroímã utilizado, seria pertinente avaliar seu desempenho frente à redução da distância entre as guias (L). Portanto, utilizando-se os rasgos na base de alumínio aos quais as guias estavam fixadas, foi possível reduzir a distância entre elas para um valor de 130 mm. Sendo assim, as mesmas distâncias 2H avaliadas anteriormente para $L = 170$ mm, foram avaliadas para $L = 130$ mm em função da frequência de pulsação (2 Hz a 34 Hz), como mostrado no gráfico da Figura 2.26. Nesta situação, a amplitude de pulsação também se manteve constante para uma mesma distância 2H, em todas as frequências avaliadas. É possível observar um aumento de amplitude quando comparado aos valores obtidos quando a distância entre as guias foi de $L = 170$ mm. É importante lembrar, conforme demonstrado pela equação 2.3, que a distância L também altera o valor do recuo, justificando este aumento de amplitude.

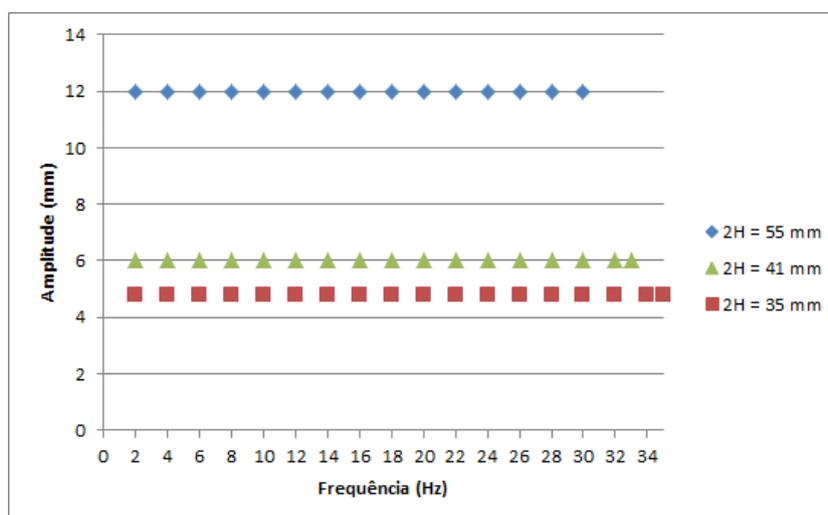


Figura 2.26 - Amplitude de pulsação da alimentação de arame mensurada para cada frequência selecionada no software de controle, para montagem do protótipo com $L = 130$ mm

Vale também ressaltar que todas as filmagens foram adquiridas em um tempo de 7 segundos de funcionamento do motor. Pelas Figuras 2.25 e 2.26 pode-se notar que, nas frequências mais altas de atuação do motor e maiores deslocamentos do “slider” (2H), o motor não consegue executar o movimento (ausência de marcador). O motor possui um sistema de autoproteção, ou seja, quando os valores de corrente superam os limites de segurança do dispositivo devido à sua alta requisição de funcionamento, ele desarma. Desta forma, considerando uma situação de

soldagem, em que o tempo de arco aberto pode variar muito dependendo do tamanho do cordão a ser soldado, pode-se prever que a máxima frequência de trabalho do motor poderá variar dependendo do tempo de atuação do motor, ou seja, um maior tempo de funcionamento resultaria em maior aquecimento do motor e conseqüente perda de eficiência, levando à ativação do sistema de autoproteção. Assim como o tempo de arco aberto, o maior diâmetro do arame e comprimento do conduíte entre a saída do dispositivo até à região de alimentação, aumentariam a força que o motor deveria imprimir para flexionar o conjunto arame-conduíte. O arame mais espesso possui maior rigidez e um conduíte mais longo aumenta o atrito entre o arame e o interior do conduíte pela maior superfície de contato entre eles. Conseqüentemente, estes dois fatores contribuiriam para o aquecimento do motor em menor regime de funcionamento. Apesar de não ter sido sistematicamente verificado, constatou-se que trabalhando com arames de 1,0 mm e 1,2 mm e frequências de até 16 Hz, o atuador mostrou ser capaz de funcionar durante aproximadamente 50s.

2.6 Fase III - Protótipo piloto: Pulsador

2.6.1 Projeto e desenvolvimento

Segundo a análise de desempenho do protótipo funcional, o motor apresentou boa funcionalidade e maior flexibilidade no ajuste dos parâmetros de pulsação. Visando a concepção de um equipamento acoplável a qualquer cabeçote alimentador, foi projetado e construído um equipamento para pulsar a alimentação de arame utilizando o motor linear como atuador, como ilustra o projeto da Figura 2.27. Os detalhes internos do equipamento são mostrados na Figura 2.28.



Figura 2.27 – Vistas frontal e em perspectiva para o projeto do equipamento pulsador

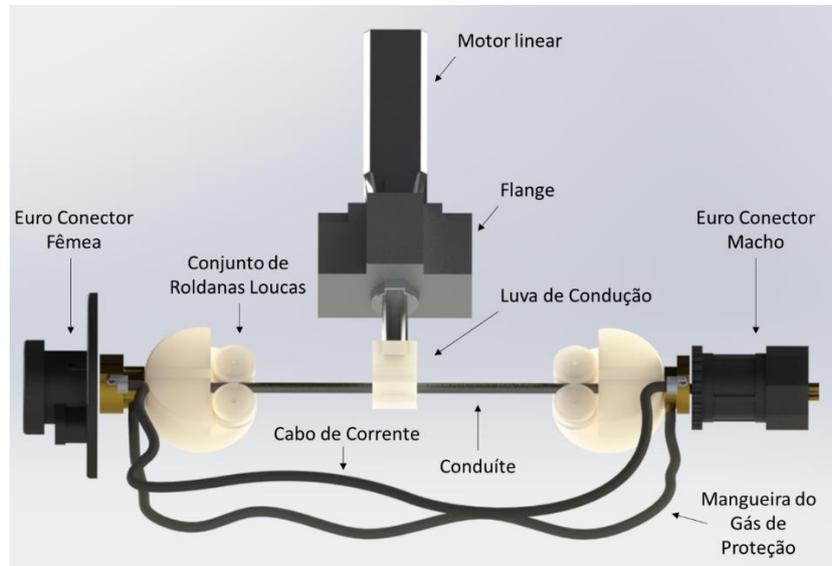


Figura 2.28 – Detalhamento dos componentes do equipamento pulsador

Este dispositivo pode ser conectado a qualquer equipamento alimentador com conexão universal EuroConector. Da mesma forma, ele pode ser conectado a um cabeçote alimentador do processo MIG/MAG, já que, o gás de proteção e a corrente fornecida pela fonte passam por dentro do dispositivo. Assim, basta que qualquer tocha convencional para soldagem MIG/MAG com conexão universal EuroConector seja conectada na outra extremidade do dispositivo. Na Figura 2.29 é mostrada uma foto real do equipamento desenvolvido conectado a um alimentador convencional TIG e na Figura 2.30, a um cabeçote alimentador do processo MIG/MAG.

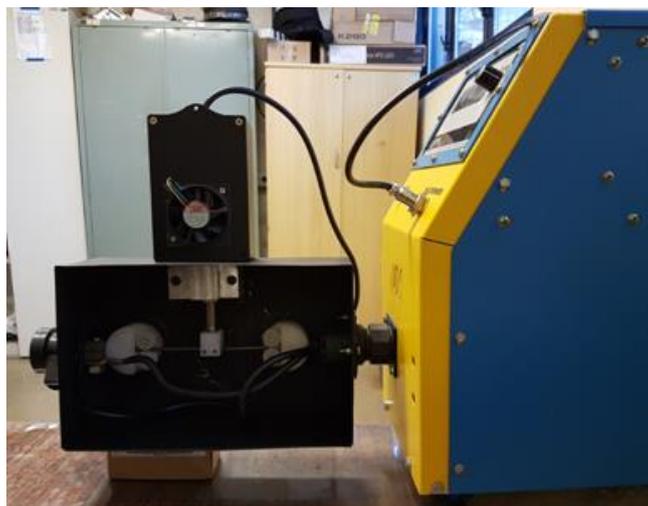


Figura 2.29 - Acoplamento do dispositivo de pulsação na saída de um alimentador de arame convencional para o processo TIG



Figura 2.30 - Acoplamento do dispositivo de pulsação na saída de um alimentador de arame convencional do processo MIG/MAG

2.6.2 Avaliação de desempenho do Pulsador

O pulsador permite ampla flexibilidade para se programar a forma de atuação do mecanismo sobre a flexão do conduíte. Por consequência, a forma como o movimento de avanço e retração do arame na saída do pulsador pode ser controlada. Para as aplicações abordadas neste trabalho, que serão apresentadas nos capítulos seguintes, foram utilizadas duas formas de movimentação do motor: trapezoidal e triangular.

Na Figura 2.31 é apresentado um esquema de funcionamento da forma de atuação trapezoidal e sua respectiva influência sobre o movimento do arame. Os pontos de máximo recuo do arame são alcançados nos momentos de máxima flexão do arame (como já mostrado na seção 2.3). Esses momentos representam os instantes em que o “slider” do motor linear alcançou o curso máximo e mínimo, cujos valores são fornecidos ao software (os detalhes de implementação dos valores são mostrados no apêndice A). Nestes instantes, o software permite também que seja implementado um tempo de parada (em milissegundos). Desta forma, se consegue controlar o tempo em que o arame permanece recuado. A velocidade e aceleração de deslocamento do “slider” entre as posições de máxima flexão, também devem ser fornecidas ao software. Para se conseguir essa forma de atuação trapezoidal, a velocidade e aceleração reguladas no software devem ser máximas. O limite especificado pelo fabricante permite 4 m/s de velocidade e 180 m/s² de aceleração, sem massa extra no sistema.

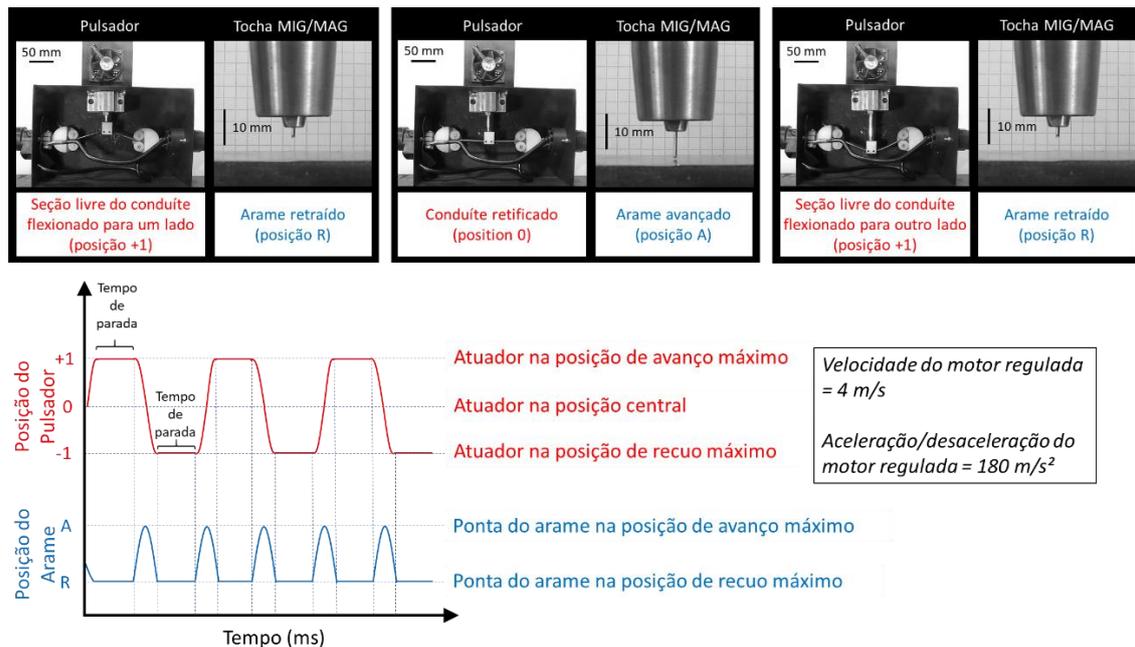


Figura 2.31 - Diagramas de posição versus tempo da luva de condução do pulsador e da ponta do arame com forma de atuação trapezoidal

Um dos parâmetros fundamentais para o desenvolvimento dos capítulos 3 e 4 foi a frequência de pulsação da alimentação do arame. Um dos caminhos para se conseguir este ajuste seria introduzir formas de onda no campo “time curve settings” do software “LinMot Talk” do motor linear. No entanto, por limitação da versão B1100 do servo drive, o uso desta função não é permitido. Outro meio encontrado para realizar o ajuste da frequência na forma de pulsação trapezoidal foi através do tempo de parada lateral regulado no software. Foi criada uma planilha de cálculo (Figura 2.32), cuja função foi determinar o tempo de parada lateral a ser colocado no software com base na equação de um movimento uniformemente variado. Sendo assim, como entrada devem ser fornecidos como parâmetros: a frequência desejada; o deslocamento a ser realizado pelo “slider” (também relacionado à amplitude de pulsação desejada); a aceleração; e o atraso no movimento. Este último foi levantado experimentalmente, devido ao fato da equação não levar em consideração a força de restrição imprimida pela flexão do conjunto conduíte-arame, o que resultaria no atraso do movimento. Desta forma, os dados de saída da planilha foram fornecidos ao software para possibilitar a regulagem de amplitude e frequência de pulsação da alimentação de arame próximo à região de alimentação, com a forma de atuação trapezoidal.

Forma de pulsação trapezoidal			
Dados de Entrada:		Dados de Saída:	
Frequência Desejada (Hz)	8	Tempo Teorico do "slider" (ms)	23,57
Deslocamento (mm)	50	Tempo Real do "slider" (ms)	29,97
Aceleração (m/s ²)	180		
Atraso no movimento (ms)	6,4	Tempo de Parada (ms)	32,53
Cálculos baseados na equação: $s = s_0 + v_0t + \frac{1}{2}at^2$			

Figura 2.32 – Planilha de cálculo para determinação do tempo de parada lateral na forma de atuação trapezoidal

Na Figura 2.33 é apresentado um esquema da forma de atuação triangular e sua respectiva influência sobre o movimento do arame. Diferentemente da forma anterior, o movimento de avanço e retração do arame é gradativo e não possui pausa no recuo, ou seja, o tempo de parada implementado no software é zero. Uma nova planilha de cálculo foi criada como é mostrada na Figura 2.34. Sua função é determinar a velocidade e aceleração a serem implementadas no software com base nas equações de um movimento uniformemente variado. Como parâmetros de entrada, devem ser fornecidos: a frequência desejada; o deslocamento a ser realizado pelo “slider”; e o atraso no movimento (assim como já explicado anteriormente). Sendo assim, os parâmetros de saída da planilha podem ser fornecidos ao software para controle da frequência e amplitude de pulsação da alimentação de arame, com a forma de atuação triangular.

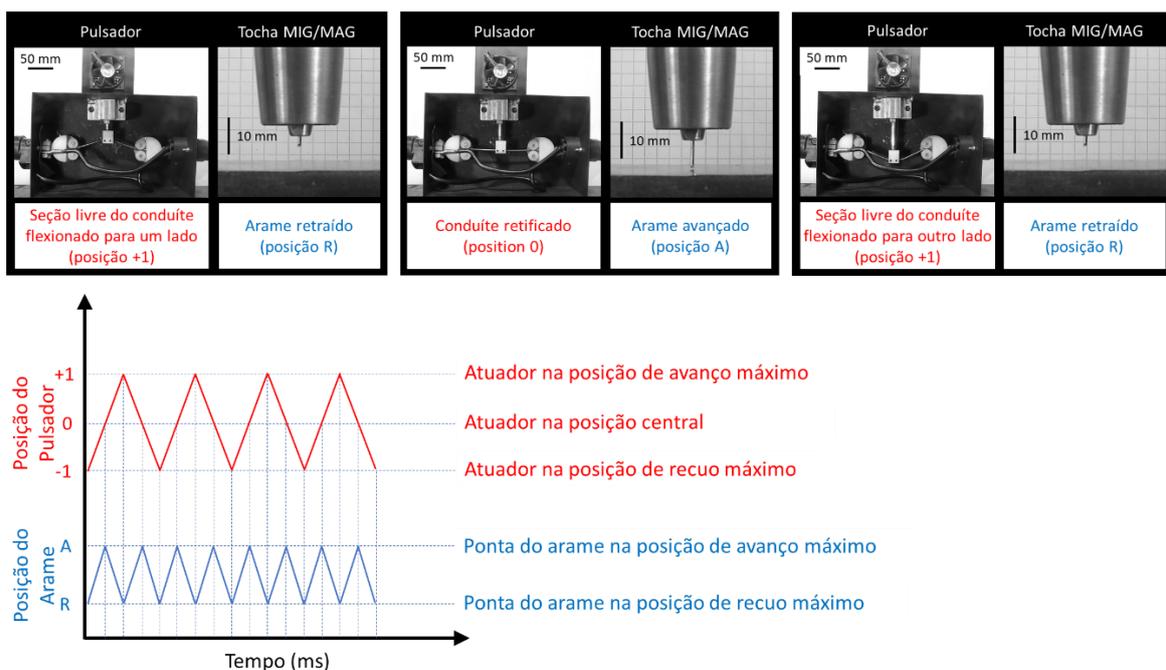


Figura 2.33 - Diagramas de posição versus tempo da luva de condução do pulsador e da ponta do arame com forma de atuação triangular

Forma de pulsação triangular			
Parâmetros de Entrada:		Parâmetros de Saída:	
Deslocamento (mm)	50	Velocidade (m/s)	1,78
Frequência Desejada (Hz)	8	Aceleração (m/s ²)	31,77
Atraso do Movimento (ms)	6,4		
$v^2 = v_0^2 + 2 \cdot a \cdot (S - S_0)$			
Cálculos baseados nas equações:		$s = s_0 + v_0 t + \frac{1}{2} a t^2$	

Figura 2.34 – Planilha de cálculo para determinação da velocidade e aceleração na forma de atuação triangular

Para caracterizar a relação entre a velocidade de deslocamento do atuador (introduzida no software do equipamento) e a velocidade de avanço do arame próximo à região de alimentação, foram realizadas filmagens da ponta do arame (diâmetro de 1 mm) com uma câmera comum (240fps), com uma tocha de soldagem de 3,5 m conectada ao equipamento. A amplitude de pulsação foi regulada em 7 mm. Para a forma de pulsação triangular, a faixa de frequência de pulsação avaliada foi de 3 Hz a 15 Hz com degrau de 3 Hz. Enquanto que, para a forma de pulsação trapezoidal, foram escolhidas duas frequências para a avaliação (3 Hz e 9 Hz), visto que a velocidade e aceleração ajustada é sempre a mesma, independente da frequência utilizada. Nas Figuras 2.35 e 2.36 são apresentados quadros obtidos e respectivos tempos (em ms) que o arame levou para chegar até sua posição de máximo avanço, e posteriormente, recuar até sua posição inicial.

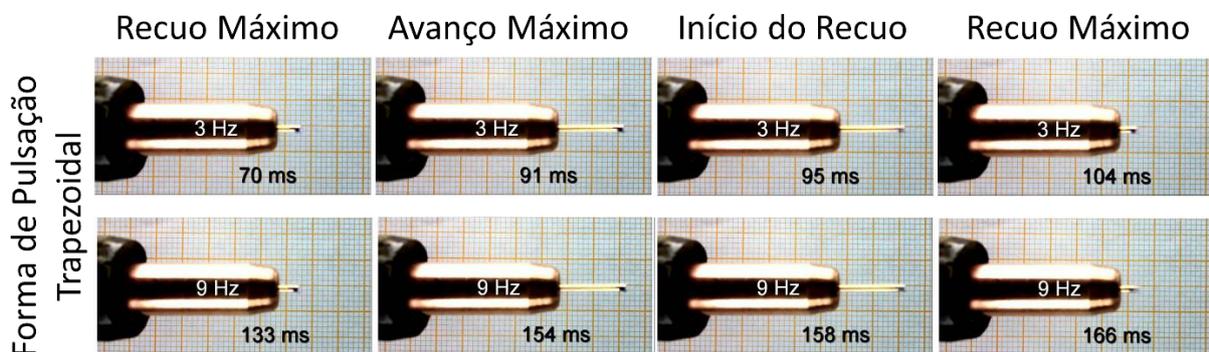


Figura 2.35 – Quadros obtidos da ponta do arame durante seu avanço e recuo para a forma de pulsação trapezoidal

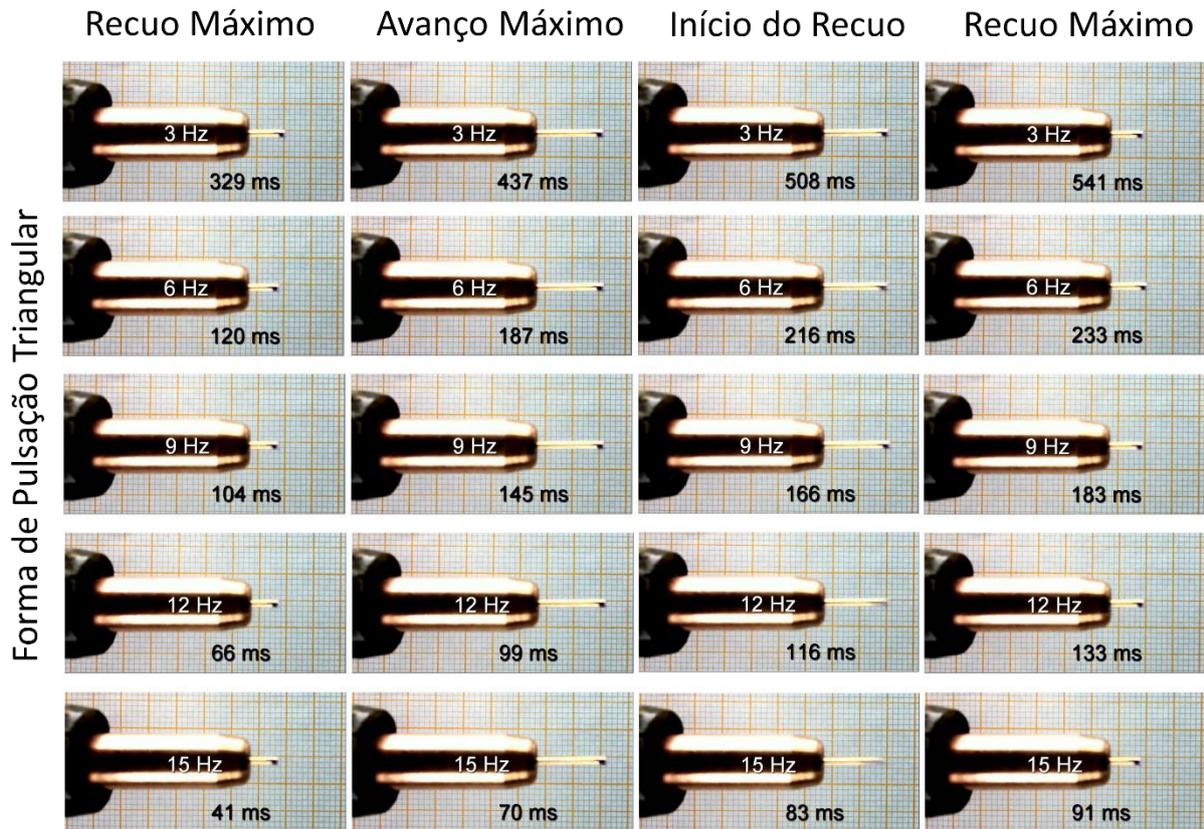


Figura 2.36 – Quadros obtidos da ponta do arame durante seu avanço e recuo para a forma de pulsação triangular

A partir dos frames capturados e compreendidos entre o recuo e avanço máximos do arame para as duas formas de pulsação, foi possível levantar as curvas da trajetória em função do tempo durante seu movimento de avanço. As curvas são apresentadas na Figura 2.37 Assim, foi ajustado um polinômio de terceiro grau (ajuste que melhor se adequou aos pontos avaliados com $R^2 = 0,99$). A partir da primeira derivada, foi possível mensurar a velocidade máxima do movimento no ponto de inflexão da curva. Na Figura 2.38(a) são apresentadas as velocidades máximas durante o avanço do arame e as respectivas velocidades implementadas no equipamento em toda a faixa de frequência avaliada para a forma triangular. Pode-se perceber um comportamento praticamente linear para ambas velocidades, assim como há uma redução de velocidade de aproximadamente dez vezes na ponta do arame em relação à velocidade de atuação do equipamento. Já na Figura 2.38(b), são apresentadas as velocidades máximas durante o avanço do arame e as respectivas velocidades implementadas no equipamento em toda a faixa de frequência avaliada para a forma trapezoidal. Neste caso, a velocidade máxima durante o avanço do arame e a velocidade implementada no software foram as mesmas para as duas frequências avaliadas, assumindo respectivamente 0,68 m/s e 4 m/s.

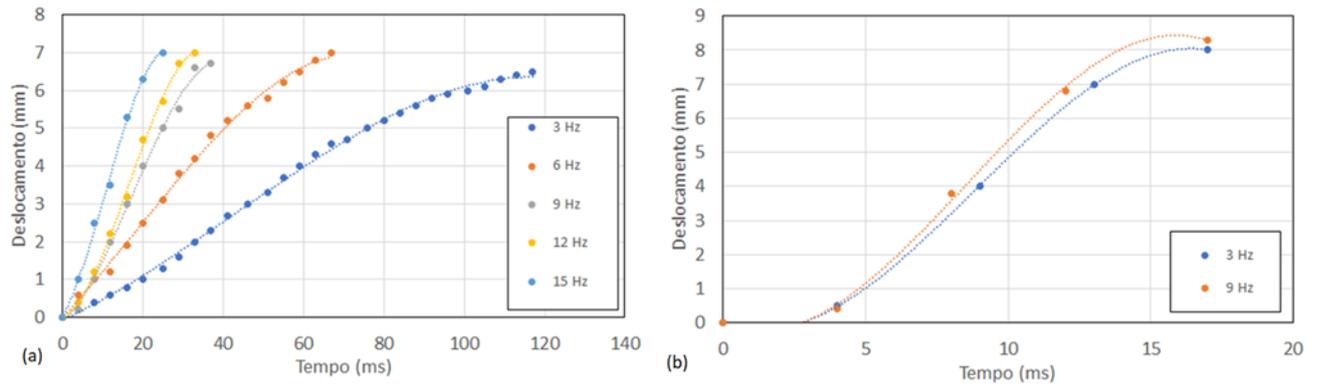


Figura 2.37 – Curvas de deslocamento do arame durante seu avanço de acordo com a faixa de frequência avaliada: (a) Forma de pulsação triangular; (b) Forma de pulsação trapezoidal

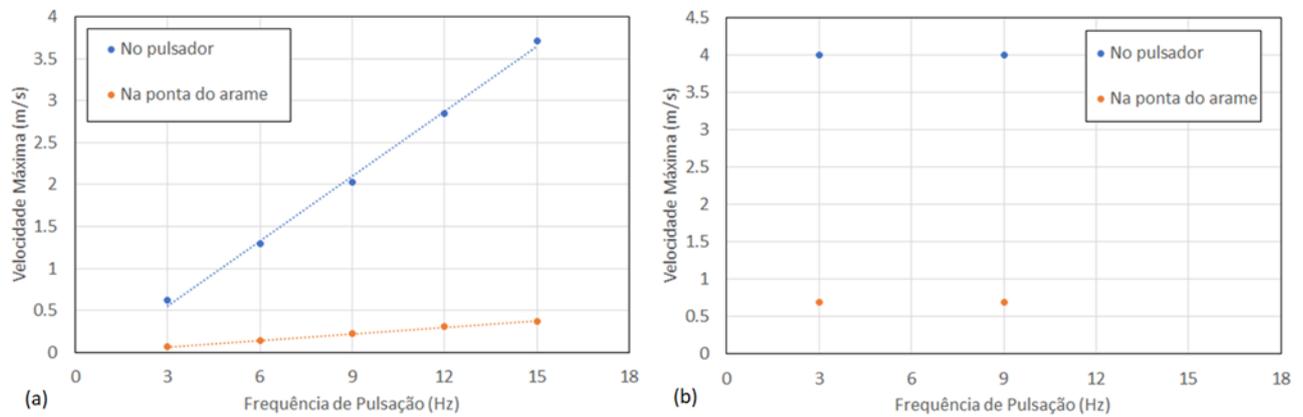


Fig. 2.38 – Velocidade máxima da ponta do arame e velocidade implementada no equipamento de acordo com a faixa de frequência avaliada: (a) Forma de pulsação triangular; (b) Forma de pulsação trapezoidal

Para finalizar a caracterização do movimento, na Figura 2.39 são apresentados os tempos mensurados em que o arame permanece na posição de máximo avanço (T_{MA}), para cada frequência e forma de pulsação avaliada. Para isto, foram analisadas cinco sequências completas de avanço-retorno sucessivos. Verifica-se que o T_{MA} decresce com o aumento da frequência para a forma triangular e é praticamente o mesmo para a trapezoidal. Isto mostra que o T_{MA} está diretamente relacionado com a velocidade de movimento do motor linear. Isto ocorre em razão do próprio fundamento da técnica do “pulmão ativo” aqui proposta, na qual o movimento de avanço do arame se dá quando o condúite está na posição retificada (central). Assim, quando o atuador passa por essa posição com uma velocidade maior, se espera um menor T_{MA} .

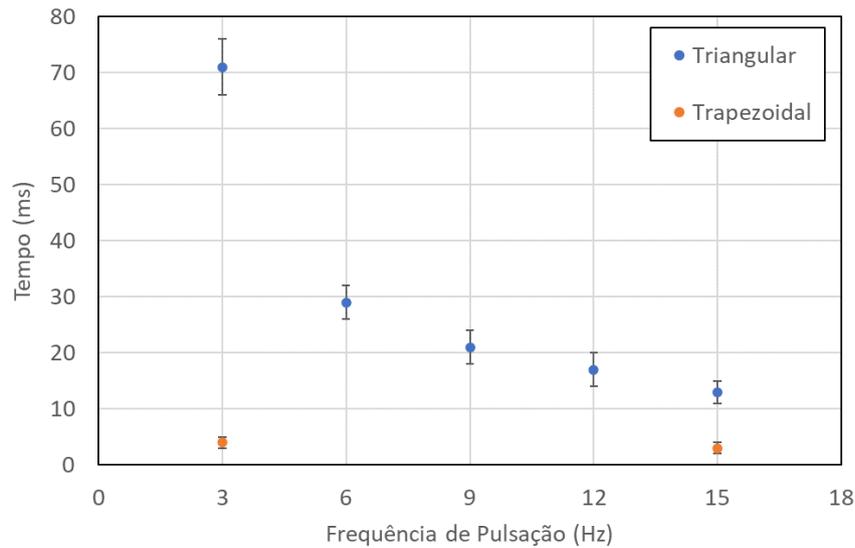


Figura 2.39 – Tempo de permanência da ponta do arame na posição de máximo avanço em função da frequência e forma de pulsação

Realizada a caracterização do pulsador, há duas limitações importantes a serem destacadas. A primeira limitação é a atuação do mecanismo estar restrita a arames de diâmetro máximo 1,2 mm. Embora o equipamento permita que o conduíte interno seja facilmente trocado de acordo com o diâmetro do arame a ser utilizado, arame de maiores bitolas apresentam maior resistência ao movimento de flexão. Sendo assim, pelas características técnicas deste motor linear, ele não possui força suficiente para executar o movimento. A segunda limitação é a possibilidade da disposição espacial do cabo da tocha/conduíte e a especificação do conduíte atenuem a amplitude de pulsação próximo à região de alimentação, fazendo com que o controle do equipamento sobre a amplitude de pulsação fique em função destes dois fatores. Desta forma, ao se utilizar cabos de tochas, ou conduítes com maiores comprimentos, deve-se evitar ao máximo imposição de curvas ou barrigas. Para garantir o correto ajuste da amplitude de pulsação na execução das soldagens que serão discutidas nos capítulos 3 e 4, após a montagem de todas as bancadas e fixação da tocha e/ou conduíte de alimentação, foi mensurado a amplitude de pulsação da ponta do arame próximo à região de alimentação com ajuda de uma câmera simples e um fundo de escala.

CAPÍTULO III

PULSAÇÃO DA ALIMENTAÇÃO DE ARAME-ELETRODO NO PROCESSO MIG/MAG

3.1 Introdução, Questões Científicas/Tecnológicas e Objetivos Específicos

Na soldagem, assim como acontece em outros campos da manufatura, os processos derivativos estão em intenso desenvolvimento. Eles são implementados, muitas das vezes, devido à sua capacidade de atuar sobre fenômenos que governam importantes resultados, como a formação do cordão de solda. Dentre os processos de soldagem tradicionais, o MIG/MAG tem sido geralmente aceito e preferido devido às suas vantagens operacionais, conseguindo entregar produtividade, facilidade de automação, robustez e qualidade em aplicações. Ao longo dos anos, este processo tem ganhado destaque pela grande quantidade de processos derivativos que, por sua vez, possuem funções específicas. Dentre estas funções, a de melhorar o controle sobre a transferência metálica foi possível pelo desenvolvimento das fontes, que de forma eletrônica e/ou mecânica, conseguiram atuar na formação e transferência das gotas, assim como no aporte de calor entregue à junta.

Como mencionado no Capítulo 1, o CMT® talvez seja o processo derivativo mais conhecido que utiliza de um controle eletrônico e mecânico para controlar a transferência metálica por curto-circuito no processo MIG/MAG. Ainda neste contexto, a tecnologia MicroMIG® do fabricante SKS Welding® também se apresenta como um processo derivativo que atua na transferência metálica. Diferentemente do CMT®, ela combina o controle mecânico de avanço e retrocesso do arame para realizar o curto-circuito e, entre cada curto, um controle eletrônico para destacar gotas com corrente pulsada (maiores detalhes serão apresentados na seção 3.2).

Embora estes sistemas se mostrem capazes de atuar na transferência e proporcionar vantagens ao processo, necessitam de equipamentos específicos. Visto o equipamento aqui desenvolvido, o presente capítulo apresenta aplicações originais para a técnica de pulsação da alimentação do arame-eletrodo utilizando o pulsador com uma fonte convencional, mas sem se utilizar o princípio do controle sobre corrente e tensão da fonte. Desta forma, buscam-se respostas para algumas Questões Científicas/Tecnológicas (QCT):

- QCT 3.1 – A pulsação da alimentação de arame seria capaz de interferir no desempenho do processo?
- QCT 3.2 – A pulsação da alimentação de arame seria capaz de influenciar na frequência, tamanho, geometria, direcionamento, velocidade de chegada da gota à poça?
- QCT 3.3 – A pulsação da alimentação de arame seria capaz de alterar a transferência (meio) das gotas e geometria do cordão (produto)?
- QCT 3.4 – Como equacionar o efeito da pulsação da alimentação de arame sobre o balanço de forças na transferência metálica?
- QCT 3.5 – Qual o efeito do impulso mecânico sobre a transferência metálica e geometria do cordão com a fonte de soldagem no modo tensão constante e corrente constante?
- QCT 3.6 – Seria possível aplicar a pulsação da alimentação de arame para criar um curto-circuito regular com arco longo a partir de um globular, sem controle sobre os sinais elétricos da fonte?

Essas Questões Científicas/Tecnológicas direcionam aos Objetivos Específicos (OE) do capítulo, a saber:

- OE 3.1 – Verificar se a pulsação aplicada ao arame-eletrodo é capaz de interferir no desempenho do processo em diferentes modos de transferência metálica.
- OE 3.2 – Avaliar e quantificar a influência do impulso mecânico devido à pulsação da alimentação de arame sobre a dinâmica de transferência metálica, quando existente.
- OE 3.3 – Avaliar a influência da pulsação aplicada ao arame-eletrodo sobre o aspecto geométrico do cordão de solda.
- OE 3.4 – Explorar a aplicação da pulsação da alimentação de arame para criar um curto-circuito regular com arco longo.

3.2 Revisão Bibliográfica

3.2.1 Forças que governam a transferência metálica no processo MIG/MAG

A transferência metálica no processo MIG/MAG é um fenômeno complexo, já que é influenciada por vários fatores, como por exemplo pelo material, diâmetro do eletrodo, gás de proteção, pela intensidade e polaridade da corrente de soldagem, pelo comprimento do arco, entre outros. Esta transferência ocorre por meio de gotas de metal fundido geradas na ponta do arame-eletrodo, que por sua vez, possuem diferentes tempos de crescimento, dimensões e frequência de destacamento. Essas gotas ficam a todo tempo submetidas à ação de uma série de forças que podem atuar favoravelmente ou não ao seu destacamento. A gota é transferida quando o somatório das forças de destacamento supera o somatório das forças de retenção (modelo conhecido como Equilíbrio de Forças Estáticas) (SCOTTI; PONOMAREV, 2008), como mostra esquematicamente a Figura 3.1.

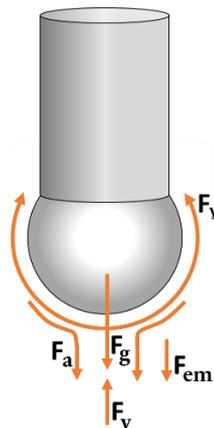


Figura 3.1 – Forças governantes da transferência metálica no processo MIG/MAG, onde F_g - força gravitacional; F_{em} - força eletromagnética; F_γ - força devido à tensão superficial do metal fundido; F_a - força de arraste dos gases; F_v - força de vaporização. Adaptado de Scotti e Ponomarev (2008)

Scotti e Ponomarev (2008) também afirmam que o mecanismo de destacamento se altera quando a corrente de soldagem supera um certo valor (corrente de transição), passando a atuar predominantemente sobre a transferência das gotas, denominado de Instabilidade de Pinch. Devido à complexidade em se modelar o comportamento real de cada força e até mesmo pela possibilidade da existência de mais forças estarem atuando concorrentemente, os dois mecanismos ainda não são comprovados na prática. Em uma das seções deste capítulo é proposto um equacionamento para o efeito da pulsação sobre o balanço de forças na transferência

metálica em questão. Como subsídio à compreensão deste tópico, é necessária uma atenção especial sobre duas forças: a gravitacional e a devido à tensão superficial.

A força gravitacional (F_g) é originada pela ação da gravidade sobre a gota, dependendo assim, de sua massa. A dimensão da gota e densidade do material são de suma importância para o cálculo da sua magnitude. Ao assumir a gota como uma esfera de diâmetro d_g , a Equação 3.1 poderia quantificar a força gravitacional agindo sobre ela, onde ρ é a densidade do metal líquido e g é a aceleração da gravidade. Dependendo da posição de soldagem, ela pode atuar favoravelmente, como é o caso de uma solda realizada na posição plana (eletrodo a 0°) até a posição do eletrodo em um plano horizontal (eletrodo a 90°), ou desfavoravelmente, quando o eletrodo assume uma posição angular de 90° a 180° , ou seja, das posições de soldagem horizontal e vertical até a sobrecabeça. É importante salientar que o efeito da F_g continua agindo mesmo depois que a gota se destacou (SCOTTI; PONOMAREV, 2008).

$$F_g = \frac{\pi}{6} \cdot d_g^3 \cdot \rho \cdot g \quad (3.1)$$

Na soldagem, sabe-se que há uma incerteza em se determinar o valor da tensão superficial, que depende da composição, temperatura do metal e do meio, e do próprio formato real da gota. A dificuldade se torna ainda maior, já que a gota está sujeita a várias forças. Segundo Xiao e Ouden (1997), em razão de ser uma característica fundamental do estado líquido da matéria, a tensão superficial é determinante na formação das gotas, no comportamento do metal fundido da poça, bem como sua sustentação em um passe de raiz ou mesmo na própria formação do cordão de solda, caracterizando sua geometria.

Pela razão da tensão superficial estar presente em vários fenômenos ocorrentes nos processos, alguns pesquisadores têm se dedicado a estudá-la. Baixo (1999) em concordância com Matsunawa e Ohji (1982) aponta que na região de interface entre duas fases ou meios diferentes, há uma fina camada com energia superficial livre maior que a região do interior, justificado pelo rearranjo nas ligações atômicas. Sendo assim, no interior de um líquido, os átomos ou moléculas são atraídos em todas as direções, ou seja, a força resultante sobre cada um deles é pequena ou nula, enquanto que, na superfície, geram uma resultante de força para o interior, já que a densidade molecular é maior dentro de um líquido do que, por exemplo, em um gás ou plasma.

Trazendo para a situação da soldagem, Scotti e Ponomarev (2008) citam que a gota em desenvolvimento tem sua área superficial também em crescimento. Logo, haverá demanda de energia para criar esta nova área. Esta energia se chama energia livre de superfície, cuja unidade no SI é J/m^2 ou N/m . Numericamente, pode-se demonstrar que a tensão superficial (γ) é igual à

energia livre de superfície, ambas sendo propriedades de um material, em função da temperatura e do meio. Durante o crescimento da gota na ponta do arame, surge então uma resultante de atração na gota para o interior do líquido, ou seja, no sentido do arame. A força que faz com que a gota seja retida no arame recebe o nome de força devido à tensão superficial ($F\gamma$). O valor desta força pode ser determinado pela Equação 3.2, onde d_g é o diâmetro da gota.

$$F\gamma = \pi \cdot d_g \cdot \gamma \quad (3.2)$$

É possível encontrar trabalhos na literatura, em que os autores utilizam diferentes técnicas na tentativa de quantificar a tensão superficial. Em ensaios prévios, Rayleigh (1879) observou a pulsação periódica no formato das gotas de água, o que permitiu a quantificação da tensão superficial pela Equação 3.3, a qual seria a única responsável pela restauração do equilíbrio da gota na forma de esfera, onde: γ = tensão superficial; ρ = densidade do metal líquido; V_g = volume da gota; t = período de pulsação da gota.

$$\gamma = \frac{3 \cdot \pi \cdot \rho \cdot V_g}{8 \cdot t^2} \quad (3.3)$$

Baseado no estudo realizado por Rayleigh (1879), Subramaniam et al. (1998) mensuraram a tensão superficial de um arame de alumínio 4047 com o processo MIG pulsado a partir de filmagem em alta velocidade utilizando a técnica de perfilografia a laser. A justificativa para uso do modo pulsado, é conseguir melhor controle sobre dimensão e velocidade das gotas comparativamente ao convencional. Assim o autor conseguiu medir o tempo de pulsação das gotas, e estimar o volume das gotas como esferoides. Os resultados encontrados ficaram entre 540 a 700 x 10⁻³ N/m.

Também de forma experimental, Xiao e Ouden (1997) tentaram quantificar a tensão superficial de uma liga de aço carbono com o processo TIG a partir da frequência de pulsação da poça de fusão. Em seus experimentos, avaliaram três tipos de gases de proteção. Na Figura 3.2 são apresentados os resultados obtidos. Nota-se para uma mesma temperatura, que a adição de oxigênio no gás diminuiu sensivelmente a tensão superficial. Também é possível perceber uma tendência de diminuição da tensão superficial com o aumento de temperatura para o argônio e o hélio, enquanto que para o oxigênio, houve uma tendência de aumento.

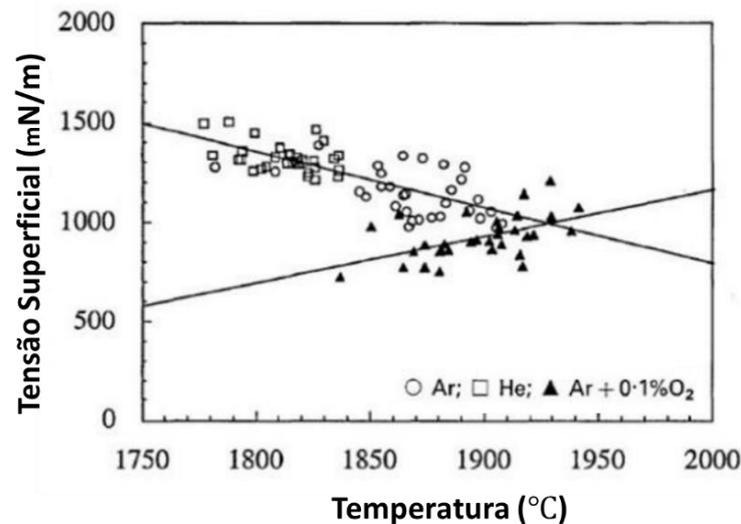


Figura 3.2 - Medida experimental de tensão superficial e temperatura da poça para diferentes gases de proteção (XIAO; OUDEN, 1997)

Keene (1993), abordou em seu trabalho uma extensa revisão sobre estudos já realizados, compilando assim, informações acerca da magnitude da tensão superficial de materiais puros. Na Figura 3.3 são apresentados os valores de tensão superficial para o alumínio e o ferro mostrados pelo autor. Embora Subramaniam et al. (1998) tenham encontrado dificuldade para se determinar a temperatura da gota em razão do método utilizado, comparando seus resultados de tensão superficial aos de Keene (1993), apesar de estarem bastante próximos em alguma faixa, se verifica a dificuldade em se determinar o valor exato da tensão superficial, mostrando que em função da adição de elementos de liga, ele pode variar bruscamente. Essa dificuldade também se confirma quando é comparado, também, os valores de tensão superficial entre Xiao e Ouden (1997) e Keene (1993). Por exemplo para uma temperatura de 1800°C, os valores encontrados por Xiao e Ouden (1997) foram em torno de 700 mN/m (para Ar+0,1%CO₂) e 1350 mN/m (para He), enquanto Keene (1993) encontrou valores próximos de 1750 mN/m. Sendo assim, além da adição de elementos de liga, a composição do gás que envolve o metal líquido se mostrou determinante na magnitude da tensão superficial.

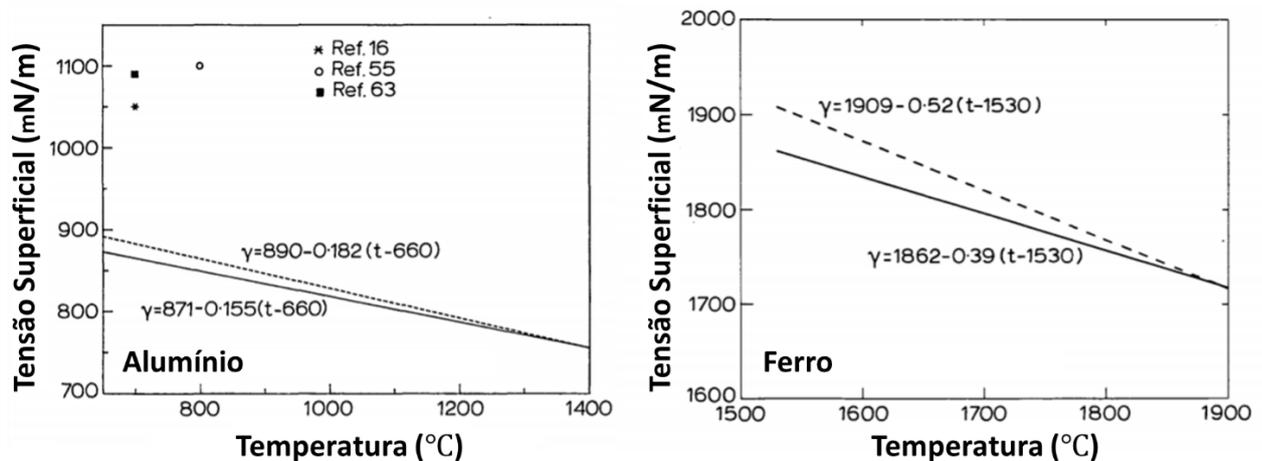


Figura 3.3 - Tensão superficial de materiais puros (alumínio e ferro), segundo a revisão de Keene (1993)

Em um trabalho mais recente, Monier et al. (2016) propõe experimentalmente mensurar a temperatura e a tensão superficial durante a soldagem com material de adição e base S235 e processo MIG/MAG pulsado (gás de proteção Ar+8% CO₂). A técnica utilizada foi baseada na sincronização do sistema de filmagem em alta velocidade para observação da pulsação das gotas e o sistema do pirômetro para aquisição da temperatura das gotas. Os valores encontrados para a tensão superficial ficam entre 1,28 N/m e 1,35 N/m. O autor afirma que graças a equação de Rayleigh (1879), estes valores foram muito próximos ao da literatura. Quanto à estimativa de temperatura, o autor conclui que para uma análise qualitativa exata, há necessidade de uma calibração precisa do dispositivo para minimizar as incertezas. Outra fonte de erro seria a incerteza pela falta de conhecimento sobre os valores de emissividade. De qualquer forma, a exata quantificação da tensão superficial não é trivial.

3.2.2 Fusão do arame em MIG/MAG

Segundo Scotti e Ponomarev (2008), alguns fatores são de extrema importância para compreender a geração de calor no arco de plasma e nas regiões anódica e catódica (que depende da polaridade), estando diretamente relacionados à taxa de fusão do arame-eletrodo (consumo). Há outra parcela do calor que é proveniente do efeito Joule, ou seja, da passagem de corrente pela extensão livre do eletrodo a partir do bico de contato. Para representar e quantificar essas duas parcelas de calor, a Equação 3.4 vem sendo utilizada por diversos autores, onde α e β são dependentes das composições químicas do gás de proteção e do eletrodo, da polaridade e do diâmetro do eletrodo, I_s é a corrente de soldagem. A parcela $(\alpha \cdot I_s)$ está associada ao

aquecimento proveniente do arco (conexões anódicas e catódicas e coluna de plasma) e a parcela ($\beta \cdot L_{el} \cdot I_s^2$) ao aquecimento por efeito Joule.

$$C = \alpha \cdot I_s + \beta \cdot L_{el} \cdot I_s^2 \quad (3.4)$$

Em um processo de soldagem, é de extrema importância manter um equilíbrio entre a velocidade de alimentação do arame e a sua velocidade de fusão para se garantir uma boa estabilidade. Quando se trabalha com fonte no modo de operação em tensão constante, isso não se torna crítico, devido ao fenômeno intrínseco de autocontrole ou auto regulação do comprimento de arco (DUTRA, 1989). Já que o consumo está intimamente ligado à corrente (que fica livre para variar), instantaneamente se houver alguma variação no comprimento do arco, ela diminuirá para arcos mais longos ou aumentará para arcos mais curtos, diminuindo e aumentando respectivamente a taxa de fusão do arame. Com isso, o comprimento de arco tende a voltar para o tamanho original.

Em contrapartida, ao se trabalhar com a fonte no modo de operação em corrente constante, há necessidade de se determinar a proporção de velocidade de alimentação e fusão para a correta manutenção do comprimento de arco, e desta forma, garantir estabilidade ao processo. Outro cuidado que deve ser levado consideração ao se trabalhar neste modo é em relação ao estabelecimento do processo de soldagem, em outras palavras, a abertura do arco. Para isso, as fontes eletrônicas contam com uma programação de corrente e tensão para abertura, que geralmente recebem o nome de corrente de curto-circuito e tensão de abertura. Desta forma, a fonte monitora a tensão, e quando esta passa a assumir um valor menor que tensão de abertura (pré-selecionada normalmente em 5 a 8 V), é liberada a corrente de curto-circuito (também pré-selecionada), facilitando assim, a abertura do arco.

3.2.3 Fatores que governam a formação do cordão de solda

A complexidade envolvida no estudo dos fatores determinantes na formação do cordão de solda é considerável. De acordo com Scotti e Ponomarev (2008), a formação do cordão de solda é regida por dois efeitos, a saber, o efeito térmico e o efeito mecânico, como mostra de forma esquemática a Figura 3.4.

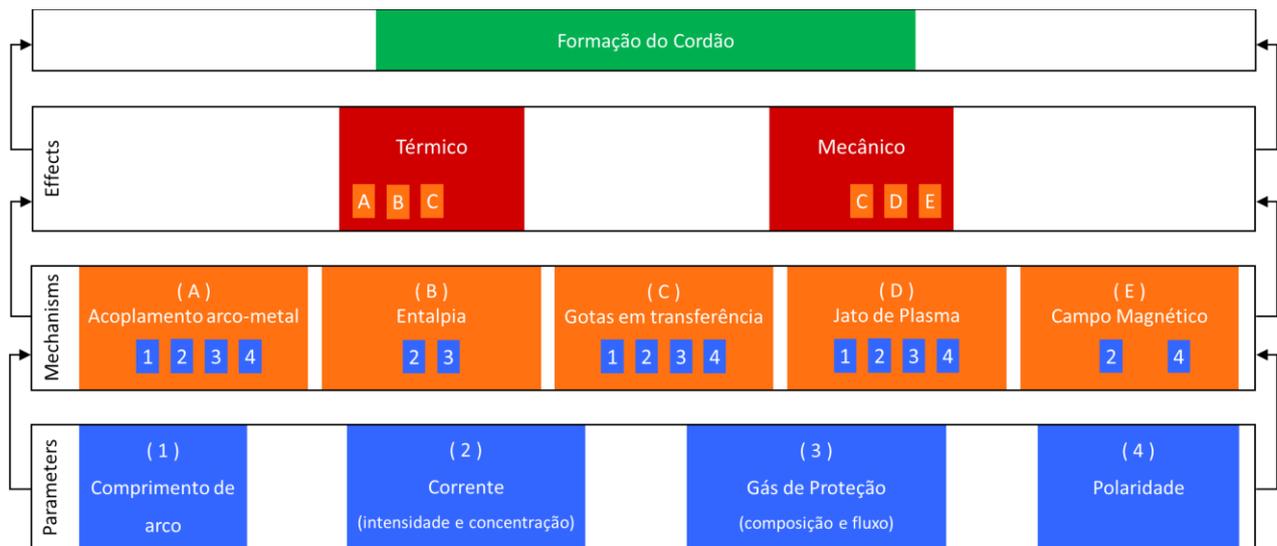


Figura 3.4 - Representação hierarquizada do fenômeno de formação do cordão no processo MIG/MAG. Adaptado de Scotti e Ponomarev (2008)

Em se tratando dos mecanismos, para o acoplamento arco-metal, Scotti e Ponomarev (2008) discutem que devido à alta concentração localizada de corrente nesta região, há uma elevada queda de tensão e elevada geração de calor. Parte deste calor é utilizado para fundir localmente a peça, enquanto que a outra parcela é difundida para o restante da mesma. A entalpia representa a energia que o gás teve de absorver para passar do estado gasoso ao plasmático. Através da convecção forçada, esta energia é transferida na forma de calor para a peça.

Ainda segundo Scotti e Ponomarev (2008), o mecanismo das gotas em transferência tem sua parcela sobre o efeito térmico. Elas por si só carregam calor, que também é transferido para o metal base. Ou seja, quanto maior a produção, maior deveria ser a profundidade de um cordão de solda. No entanto, deve-se atentar à ocorrência de outro efeito, chamado de interposição da poça. Isto é, quando o volume da poça passa a atrapalhar a entrega de calor para o metal base (dificultando a ação térmica no fundo da poça), reduzindo o rendimento de fusão.

Considerando agora o efeito mecânico, ele se manifesta por meio de três mecanismos. O primeiro deles (jato de plasma), atua empurrando o metal líquido à frente e para os lados da poça fundida, facilitando a ação térmica das manchas catódicas (considerando a polaridade CC+) no metal base. O segundo é devido à pressão dos campos magnéticos gerados criados pela corrente sendo conduzida no arco. Essa pressão também age sobre a superfície da poça, sendo capaz de empurrá-la. O terceiro é devido às gotas impingindo sobre o metal de base. Ao se chocarem com a superfície da poça, transferem sua quantidade de movimento, conhecido também por momentum.

Nestes termos, momentum (ou impulso, ou quantidade de movimento), parâmetros quantificáveis, é frequentemente referido com um dos fatores que governam a formação do cordão

de solda (energia entregue pelo impacto das gotas). A energia transferida pelo choque mecânico das gotas com alta velocidade (consequentemente alta energia cinética), é absorvida pela poça com potencial de provocar depressão da mesma e, com isto, a ação térmica do arco se dar de forma mais efetiva, facilitando a penetração. Mas, por si só, momentum não expressa sua relação com o tempo e o volume de ação das gotas. Uma transferência metálica com gotas grandes pode ter um alto valor de momentum (M), mas não necessariamente exercer uma ação significativa na penetração do cordão de solda.

Scotti e Rodrigues (2009) propuseram expressar e quantificar a energia da gota entregue à poça de fusão. De acordo com os autores, seria razoável pensar em uma maneira melhor de expressar o efeito da gota sobre a formação do cordão através do número de vezes que o momentum de cada gota é transferido para a poça num certo intervalo de tempo. Sendo assim, estes autores propuseram o conceito de Momentum Efetivo (M_e), calculado conforme a Equação 3.5. Este parâmetro é baseado no conceito físico da quantidade de movimento linear (dado pelo produto da massa m_g pela velocidade v_f da gota ao chegar na poça) associado à frequência de destacamento das gotas (f_d), resultando em uma força discreta. A divisão pela velocidade de soldagem (V_s) tem por função considerar o tempo de ação dessa força sobre uma determinada área.

$$M_e = \frac{m_g \cdot v_f \cdot f_d}{V_s} [kg/s] \quad (3.5)$$

Concorrentemente ou não, outro mecanismo capaz de atuar na formação do cordão de solda, ainda não mencionado na Figura 3.4, é referenciado na literatura como o fluxo de Marangoni, um fenômeno nomeado em homenagem ao físico italiano Carlo Marangoni, que originalmente estudou a transferência de massa ao longo da interface entre dois fluidos devido a um gradiente de tensão superficial. Segundo Dass e Moridi (2019), o fluxo de Marangoni ocorre devido a um fenômeno de transferência de calor convectivo dentro da poça de fusão. Heiple et al. (1983) postularam que as forças de Marangoni geradas devido às diferenças na tensão superficial e na temperatura da poça de fusão aumentam a circulação de sua massa. De acordo com a teoria deles, esse movimento ocorre principalmente das regiões de baixa para alta tensão superficial, levando a mudanças na poça e, portanto, na penetração da solda. De acordo com Mills (1998), uma vez que existe um grande gradiente de temperatura entre o centro e as bordas da poça de fusão, um gradiente de tensão superficial é estabelecido e causa a circulação de fluidos (das regiões de baixa para alta tensão superficial). No entanto, a natureza do gradiente de tensão superficial determinará o padrão de circulação do fluxo. Geralmente, para metais puros e com baixo teor de oxigênio e enxofre, a tensão superficial tem uma correlação inversa com a

temperatura, resultando em um fluxo do centro para as bordas. A adição de oxigênio e enxofre como elementos de liga é capaz de alterar a relação entre temperatura e tensão superficial, ou seja, eles se tornam diretamente proporcionais. Assim, um fluxo interno pode ser estabelecido na poça de fusão. Na soldagem TIG autógena auxiliada por fluxos ativos sólidos aplicados sobre a superfície do metal de base, esse mecanismo é amplamente discutido por Fujii et al. (2008), Xu et al. (2007) e Modenesi (2015) a fim de justificar cordões de solda mais profundos e mais estreitos obtidos com a mesma energia de soldagem. Esses fluxos contêm elementos químicos capazes de alterar o comportamento da tensão superficial da poça e, portanto, seus padrões de massa e convecção de calor. Essa variação do processo TIG é geralmente chamada de *Active Flux TIG (A-TIG)*.

Vale ressaltar que, para um processo com adição de metal, Choo et al. (1992) chamaram a atenção para o fato de que as gotas em transferência também induzem o fluxo de Marangoni na poça de fusão. Para demonstrá-lo, eles propuseram um modelo físico para simular a interação entre a gota e poça no processo MIG/MAG. Com base no fato de que as gotas podem ter diferentes tensões superficiais e densidade em relação à poça, eles demonstraram que a força de tensão superficial gerava o fluxo mais forte quando comparada às forças de flutuabilidade e agitação induzidas pelas mesmas gotas em queda. Segundo eles, esse fluxo de Marangoni induzido pelas gotas também pode controlar a direção e a intensidade do fluxo do fluido. Se a gota tiver uma tensão superficial maior que a poça, o fluxo da superfície será direcionado para dentro e um loop de fluxo profundo será criado (e o contrário também é válido), como mostrado na Figura 3.5. Portanto, eles sugerem que o papel desempenhado pelo fluxo de Marangoni induzido pelas gotas não deve ser deixado de lado ao analisar o fluxo de metal fundido no processo MIG/MAG. Eles também concluem que o momentum de uma gota ao cair não foi suficiente para fazê-la penetrar na poça. No entanto, é importante mencionar que eles não avaliaram uma possível influência de várias gotículas que sequencialmente atingem a poça de fusão.

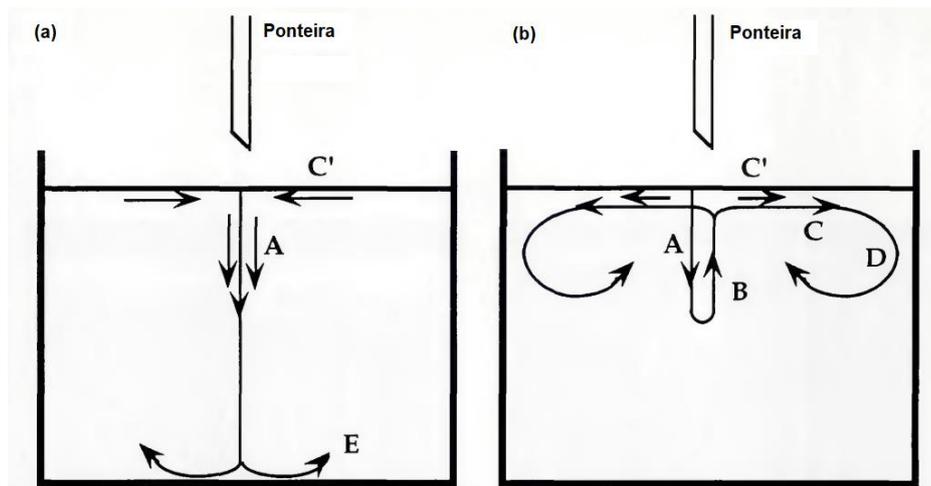


Figura 3.5 – Representação esquemática do comportamento da gota sobre o fluxo de Marangoni em uma célula experimental. (a) Fluxo 1 - $\gamma_{gota} > \gamma_{po\c{a}}$; (b) Fluxo 2 - $\gamma_{gota} < \gamma_{po\c{a}}$. A = fluxo de penetração devido à queda da gota e/ou efeito Marangoni. B = fluxo ascendente devido à flutuabilidade. C = difusão do fluxo no estágio final devido ao efeito Marangoni. C' = espalhamento ou convergência do fluxo devido à estágios iniciais do efeito Marangoni. D = fluxo toroidal na borda da célula. E = fluxo de giro na parede da célula devido à colisão da gota na parede. Adaptado de Choo et al. (1992)

Em concordância, Davies et al. (2000) demonstram que a transferência das gotas no processo MIG/MAG tem grande influência no comportamento do fluxo convectivo induzido na poça. Para isto, propuseram uma modelagem computacional para avaliar a influência da diferença de tensão superficial entre a gota e a poça sobre o fluxo na poça, modificando a concentração de enxofre nas gotas. Desta forma, os autores conseguiriam variar a tensão superficial nas gotas, e assim, sua diferença relativa com a da poça. Trazendo para a prática, seria esperado que uma gota com maior temperatura que a poça, teria consequentemente, menor tensão superficial. Não somente, realizam também um procedimento experimental de soldagem para comprovar seu estudo. Assim, concluem que o fluxo induzido pela tensão superficial relativa entre a gota e a poça só tem influência para soldagens com correntes inferiores à 150 A. Para correntes de aproximadamente 200 A, o aumento do momentum das gotas passa a governar o fluxo padrão e sobrepõe ao efeito da tensão superficial. O modelo proposto por Jaidi e Dutta (2001) também demonstrou que o fluxo e comportamentos dinâmicos da poça no processo MIG/MAG possuem grande influência sobre a geometria final da poça de fusão e zona afetada pelo calor.

Ainda sobre o comportamento do fluxo na poça, Jaidi e Dutta (2004) estudaram por meio de um modelo tridimensional, a interação das forças que podem gerar uma turbulência na poça, mudando o perfil de convecção, e possivelmente, alterando a geometria e zona termicamente afetada do cordão de solda. O modelo utiliza basicamente 3 módulos. O módulo 1 é utilizado para

calcular a temperatura da gota, o módulo 2 para calcular o campo de força de Lorentz. O resultado destes são usados como entrada para o módulo 3, em que se calcula os campos de velocidade e temperatura na poça. Desta forma, os autores conseguiram modelar e estimar a influência das forças envolvidas na soldagem sobre o fluxo devido à turbulência na poça, assim como a influência sobre a geometria da poça.

Jaidi e Dutta (2004) discutem que o efeito da queda das gotas no MIG/MAG e a difusividade térmica intensificada como um resultado da turbulência tenderia a tornar a poça mais profunda, como mostrado na Figura 3.6. Ela apresenta a zona fundida (região acima da isoterma de 1500°C) e zona termicamente afetada (região entre 1500°C e 723°C) com e sem turbulência. Com turbulência, devido à intensificação da difusividade térmica, a máxima temperatura da superfície da poça, assim como gradientes de temperatura em sua superfície diminuem, alteram a convecção de Marangoni. Por sua vez, isso resulta na diminuição no transporte de energia térmica em direção às bordas da poça, diminuindo a largura da poça e portanto, maior energia térmica está disponível para difusão, tendendo a aumentar a penetração do cordão para um poça turbulenta. Contrapondo a Davies et al. (2000), Jaidi e Dutta (2004) encontram evidências de que o efeito Marangoni tem uma parcela importante na formação do cordão mesmo em correntes superiores a 150 A para o processo MIG/MAG.

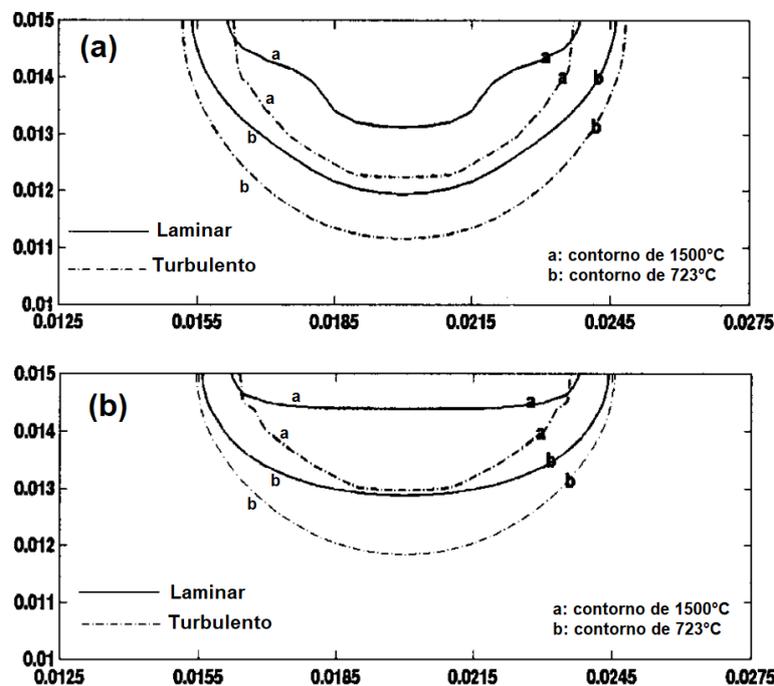


Figura 3.6 – Resultado computacional para a modelagem laminar e turbulenta da zona fundida e zona termicamente afetada mostradas em uma seção transversal. (a) para a condição de parâmetros: $I = 210$ A; $U = 30$ V; Diâmetro do eletrodo = 0,6 mm. (b) para a condição de parâmetros: $I = 232$ A; $U = 26$ V; Diâmetro do eletrodo = 0,8 mm. Para as duas condições: $V_s = 6,5$ mm/s. Adaptado de Jaidi e Dutta (2004).

3.2.4 Processos derivativos com controle sobre a transferência metálica e atuação sobre o movimento do arame-eletrodo em soldagem MIG/MAG

As fontes de soldagem modernas se beneficiaram com o desenvolvimento da eletrônica com a introdução de tiristores, transistores, inversores, entre outros componentes. A tecnologia dos inversores ampliou a gama de ajustes nas fontes de soldagem, tornando-as adequadas para aplicações em robôs e possibilitando uma resposta digital dos milissegundos aos nanossegundos e um controle inteligente dos processos. Por causa dessa rápida resposta digital, o inversor alterou drasticamente as características de controle do arco (UEYAMA, 2010).

Kah et al. (2012) apresentaram uma revisão acerca dos princípios que estão por trás dos novos processos MIG/MAG, destacando a melhoria principal em termos do controle da transferência das gotas e controle sobre a corrente, a tensão, a alimentação de arame e o gás de proteção. Desta forma, fazem uma comparação de cada processo derivativo com o convencional e entre as diferentes abordagens. Em alguns destes processos, os alimentadores de arame utilizam o movimento constante do arame, enquanto que a fonte aplica o controle eletrônico sobre os sinais de corrente e tensão. Novos desenvolvimentos sincronizaram o controle eletrônico da fonte com o movimento do arame para otimizar o modo com que o material fundido é transferido. Kah et al. (2012) denominaram essa modalidade como transferência de gotas mecanicamente assistida (“Mechanically assisted droplet transfer”), e mencionam em seu trabalho MicroMIG® e o CMT®.

Para a versão MicroMIG®, o fabricante aponta como vantagem do processo a redução de respingos e do aporte térmico, como melhor controle sobre a penetração. Neste processo, a transferência é intercalada com a presença de curto-circuito e uma sequência de gotas por voo livre. A forma de onda de corrente é apresentada na Figura 3.9. Os números indicativos foram mantidos de acordo com a marcação do fabricante, apesar de não estar condizente com a explicação contida no site do fabricante (SKS WELDING SYSTEMS, 2019), como também é observado por Marques (2017).

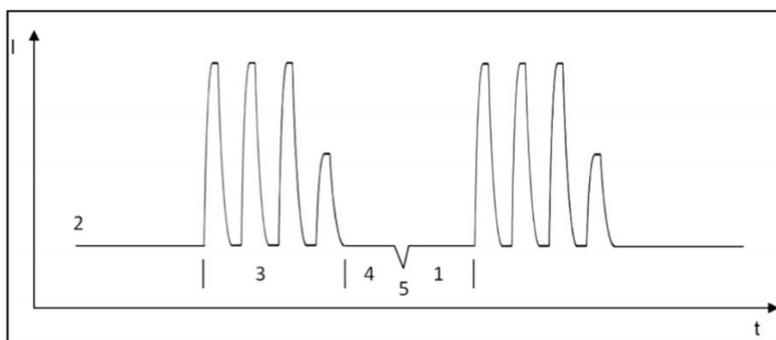


Figura 3.9 - Forma de onda utilizada pelo mecanismo do processo MicroMig® (SKS WELDING SYSTEMS, 2019)

Em sua revisão, Marques (2017) esclarece o funcionamento do processo MicroMIG®. De acordo com a Figura 3.9, na região indicada pelo (3) tem-se uma sequência de pulsos de corrente responsável pela formação e transferência de gotas por voo livre. O último pulso da sequência, de menor amplitude, fornece energia suficiente para gerar uma gota, mas não o suficiente para causar o destacamento. Sob um baixo valor de corrente, o arame é avançado na direção da poça. Com o contato, a gota formada é então depositada na poça e o arame inicia o movimento de recuo. Após a reabertura do arco, o arame continua sendo retraído por um tempo pré-definido. Em seguida com a reversão no sentido do arame se dá o início de um novo ciclo de pulsação da corrente. Em uma soldagem com alimentação dinâmica, à medida que se aumenta velocidade de arame regulada para a soldagem, também é necessário aumentar a frequência de transferência, que é determinada pelos movimentos de avanço e recuo do arame. Essa movimentação em alta frequência gera desgaste excessivo do motor e, sob essa justificativa, foram adicionados os pulsos de corrente intercalados aos curtos, objetivando reduzir a frequência de inversão no movimento do arame.

O único trabalho científico encontrado na literatura sobre o processo MicroMIG® foi o proposto por Pogonyi et al. (2018). Eles apresentaram um estudo de caso típico em uma indústria automobilística, que é a soldagem de aços de elevada resistência. Neste cenário, o uso de processos convencionais para soldagem de chapas revestidas (galvanizadas), usualmente causam danos no revestimento, o que pode causar corrosão e custos adicionais de manutenção. Assim estes autores aplicam alguns processos derivativos, dentre eles o MicroMIG®, provando que esse processo pode ser aplicado para este tipo de soldagem sem causar danos no revestimento, devido ao menor aporte térmico.

Já na tecnologia CMT®, já consolidada e difundida, o controle da transferência metálica é feito através do início e duração do curto-circuito e métodos mecanicamente assistidos. Seu funcionamento foi descrito nos capítulos 1 e 2, no entanto, maiores detalhes sobre o completo funcionamento e aspectos construtivos do sistema CMT® foram muito bem explicados por Marques (2017) em sua revisão. Um dos objetivos do autor foi criar fundamentos para a construção de um equipamento a partir de tecnologia própria, possibilitando um controle sobre a transferência metálica no curto-circuito baseado no mesmo princípio do CMT®. Para isso, além de realizar um estudo minucioso sobre as estratégias de controle da técnica, propôs uma discussão acerca dos fenômenos físicos envolvidos na transferência metálica do CMT®.

Dando continuidade ao trabalho de Marques (2017), Rodrigues (2019) desenvolveu um sistema destinado à soldagem MIG/MAG com alimentação dinâmica, que permite alterar o perfil de movimentação do arame e os níveis de corrente, possibilitando que vários parâmetros sejam modificados em todas as etapas da transferência metálica. Desta forma, assim como no

processo MicroMIG®, conseguir-se-ia mais de um tipo de transferência metálica em uma mesma soldagem. Assim, o autor avalia duas possibilidades de aplicação para o equipamento.

Na primeira, aplica o processo propriamente denominado AD-P (alimentação dinâmica e pulsada) em revestimento metálico na posição vertical. Como resultado, embora a combinação de modos de transferência em um mesmo procedimento tenha possibilitado um melhor ajuste da faixa de potência de atuação do processo desenvolvido, o autor não encontra diferenças significativas na diluição. No entanto, em testes exploratórios na posição plana, ele verifica um aumento da diluição devido ao aumento da proporção do modo pulsado/AD.

Na segunda aplicação, embora denominada por Rodrigues (2019) de exploração da técnica de mergulho visando operações de manufatura aditiva, ele não apresenta experimentos com deposição com mais de uma camada. Desta forma, esta parte de seu trabalho fica resumida a um estudo exploratório sobre a aplicação desta técnica sobre o comportamento térmico da poça e aspectos superficiais e geométricos do cordão. A técnica baseada no mergulho, a qual o autor se refere, está basicamente fundamentada no controle do período de curto-circuito e arco aberto. Embora tenha observado uma tendência de redução de temperatura da poça e uma perda gradativa na uniformidade do cordão com o aumento do tempo de mergulho, o autor conclui que esta técnica pode ser promissora para o controle térmico do depósito e ressalta a necessidade de testes futuros para melhor comprovar sua aplicabilidade.

Todos os mecanismos e trabalhos citados acima utilizam o controle mecânico do movimento do arame em sincronismo com o controle sobre os sinais elétricos da fonte. Alguns trabalhos na literatura mostram também a aplicação do mecanismo de atuação sobre a alimentação de arame sem sincronismo, ou seja, independente dos sinais elétricos da fonte. Lebedev et al. (2016) estudaram a influência da pulsação do arame-eletrodo sobre a formação do cordão de solda e sobre a perda de material sobre a forma de fumos e respingos, em faixas de corrente e tensão típicas do processo MIG/MAG. O equipamento utilizado pelos autores para pulsar parece estar diretamente atrelado ao controle de velocidade de alimentação da fonte. Sendo assim, eles variam a frequência de pulsação entre 1 Hz e 60 Hz, e calculam uma velocidade média de alimentação, a qual depende da frequência e tempos em que o arame se movimenta na velocidade de pico e base. Os autores verificaram que a frequência de destacamento das gotas aproximam da frequência de P-AA e conseguiram estimar um ponto ótimo onde o efeito mecânico prevalece sobre a transferência e pode melhorar tanto os aspectos de estabilidade (menor perda de material), assim como controlar a geometria do cordão baseada nos parâmetros de regulação da pulsação.

Guo et al. (2018) aplicaram a P-AA no processo arame tubular subaquático na tentativa de controlar a transferência metálica e melhorar a qualidade da solda. A proposta consistiu em variar

a frequência de pulsação em testes com 10 Hz, 20 Hz e 30 Hz, e dentro de cada frequência, variar também o que os autores denominam de fator operacional de pulso, no qual são variados os tempos de duração e velocidades de aproximação e recuo, semelhante ao que foi feito por Lebedev (2016). No entanto, Guo et al. (2018) mantiveram constantes os demais parâmetros de soldagem para todos os testes. Comparando os resultados aos da condição com alimentação de arame constante, a transferência metálica e a aparência do cordão foram melhoradas adotando a P-AA, especialmente para frequências em torno de 30 Hz e 40 Hz. Segundo os autores a frequência de pulsação tem mais efeito sobre as mudanças no processo do que o fator operacional de pulso. Não obstante, aprofundando na pesquisa, Guo et al. (2019) verificaram que para um mesmo modo de pulsação da alimentação e mesma frequência, a formação do cordão e estabilidade do processo eram melhores sob as condições de velocidade de retirada do arame mais lenta, assim como menor recuo.

A pulsação da alimentação de arame apesar de não ser uma técnica nova e ainda pouco explorada no meio científico, se mostra um tema atual, em que pesquisadores estão propondo diferentes mecanismos e avaliando aplicações visando a melhoria dos processos, o que justifica um vasto campo para pesquisa de desenvolvimento de processos derivativos em soldagem.

3.3 Planejamento de Execução: Abordagens

O planejamento de execução utilizado neste capítulo foi baseado em três abordagens, como esquematizado na Figura 3.10. Nas três se aplicou a técnica de pulsação da alimentação no arame-eletrodo. Na primeira abordagem (seção 3.3.1), essa técnica foi utilizada para atuar na transferência metálica fornecendo um impulso mecânico para gota. Desta forma, esperar-se-ia controlar sua frequência de destacamento e volume. A proposta foi variar amplitude e frequência de pulsação e modo de operação da fonte, possibilitando explorar possíveis influências sobre o desempenho do processo, dinâmica de transferência e formação do cordão de solda. Já na segunda abordagem (seção 3.3.2), a técnica foi utilizada para atuar na transferência metálica de forma a transferir a gota por tensão superficial com alto comprimento de arco. Para este estudo, foram variados frequência e modo de operação da fonte. Com isto, buscou-se explorar a viabilidade de se conseguir um curto-circuito regular com alto comprimento de arco, observando os aspectos de regularidade da transferência e aspectos geométricos dos cordões de solda. Por fim, na terceira abordagem (seção 3.3.3), a técnica de se pulsar a alimentação de arame foi aplicada sobre a transferência goticular. Para o estudo foram variados frequência, amplitude e modo de operação da fonte. A finalidade foi observar os aspectos da dinâmica de transferência, desempenho do processo e geometria dos cordões de solda.

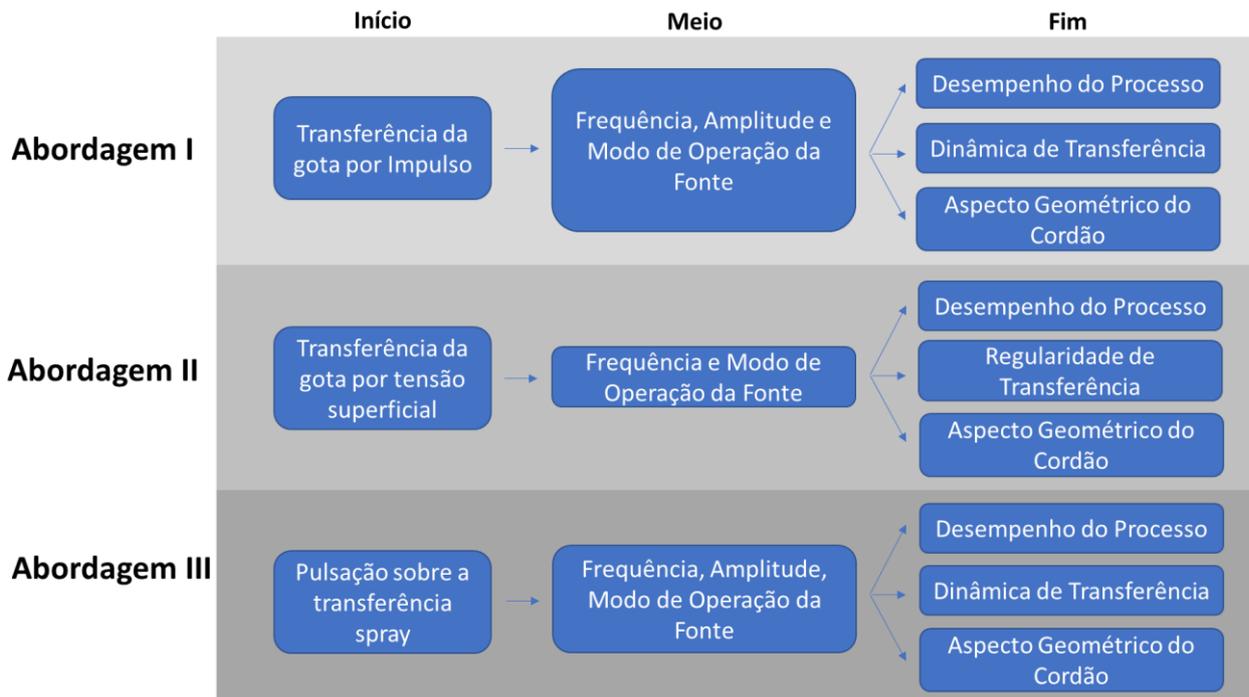


Figura 3.10 – Planejamento de execução para aplicar a pulsação da alimentação sobre o arame-eletrodo

3.3.1 Abordagem I: Aplicação da pulsação da alimentação de arame-eletrodo para induzir transferência de gota por impulso

3.3.1.1 Metodologia para avaliar a Abordagem I

Nessa primeira abordagem do capítulo, a proposta foi aplicar a pulsação do arame-eletrodo sobre a transferência metálica globular (baixa corrente e com alto comprimento do arco). Seria esperado que com a atuação mecânica do arame fosse possível modificar os aspectos das gotas em transferência (volume e velocidade) e, desta forma, atuar na formação do cordão de solda. Scotti e Ponomarev (2008) citam que a formação do cordão de solda é governada por dois efeitos, a saber, efeito térmico e efeito mecânico. O segundo efeito dependeria de três mecanismos: (a) pressão dos campos magnéticos criados pela corrente sendo conduzida pelo arco; (b) pressão do próprio jato de plasma impingindo sobre o metal líquido; (c) impacto das gotas impingindo sobre o metal de base. Sendo assim, os mecanismos (a) e (b) poderiam sofrer variações, já que, a área de acoplamento do arco na poça estaria mudando em função do movimento do arame, assim como a corrente (por exemplo, para o caso de uma fonte operando no modo tensão constante, em que ela cresce quando o arame aproxima-se da poça, e diminui durante seu recuo). No entanto, o foco deste estudo está sobre o mecanismo (c), que atua diretamente sobre a dinâmica da gota.

Como apresentado na seção 3.2, a ideia de pulsar a alimentação do fio tem sido explorada até certo ponto como uma tentativa de se melhorar o processo MIG/MAG. No entanto, há uma carência em trabalhos que estudam os fenômenos envolvidos por trás desta abordagem derivativa, o que pode ser um ponto fundamental para seu sucesso em aplicações dentro da fabricação soldada. Ou seja, tão importante quanto propor diferentes mecanismos para performar sobre a alimentação do arame (um dos objetivos do capítulo 2), é fundamental procurar o entendimento de como essa abordagem pode afetar a formação do cordão de solda e, por conseguinte, os fatores que a governam (objetivo da abordagem 1 deste presente capítulo).

Para isso, foram propostos testes na etapa preliminar, nos quais se comparariam a soldagem MIG/MAG com regulação para se obter transferência globular em condições com e sem pulsação da alimentação de arame. Para avaliar o efeito da P-AA sobre o desempenho do processo, variou-se amplitude e frequência. Para fins de análises, usar-se-ia os aspectos dos oscilogramas de tensão e corrente e das geometrias dos cordões, através dos parâmetros largura, penetração e altura do reforço.

Para fins de quantificação da influência do impulso mecânico (devido à P-AA) sobre a dinâmica de transferência metálica, planejou-se testes confirmatórios, onde seriam avaliados os aspectos das gotas em dois modos de operação da fonte (corrente constante - CC e tensão constante - UC), assim como também os possíveis fatores que poderiam estar governando a formação do cordão de solda em termos de penetração. Para as análises, usar-se-ia os aspectos das filmagens em alta velocidade das transferências e geometria do cordão através da penetração.

3.3.1.2 Etapa Preliminar

a) Procedimento experimental e insumos

Para realização dos experimentos, foi utilizada a fonte multiprocessos modelo DIGIPlus A7 e o cabeçote alimentador STA-20 da IMC-Soldagem, como mostrado na Figura 3.11. De acordo com o fabricante, este equipamento possui um processador ARM de 32 bits que permite que o equipamento trabalhe com diversas modalidades de soldagem, como convencional, pulsado, modo de operação MIG/MAG em tensão constante ou corrente constante, MIG/MAG CA, entre outros. A Tabela 3.1 apresenta as principais características técnicas deste equipamento.



Figura 3.11 – Fonte IMC DIGIPlus A7 (fabricante IMC-Soldagem)

Tabela 3.1 – Especificações técnicas da fonte DIGIPlus A7

Capacidade de Corrente	450 A
Tensão de Alimentação trifásica	220/380/440 V
Tensão em Vazio (configurável de fábrica)	50/68/85 V
Corrente a 100% de fator de carga	280 A
Potência nominal	10 kVA
Faixa de corrente	5 a 450 A
Corrente nominal por fase (220/380/440)	26/15/13 A
Ripple de corrente	8 ^a
Fator de potência	0,94

O sistema de aquisição para monitoramento dos sinais de corrente e tensão é mostrado na Figura 3.12. Este sistema é composto por um condicionador de sinais (desenvolvido por uma equipe do Laprosolda-UFU. Maiores detalhes são encontrados no trabalho de Machado (2011), transdutor de corrente por efeito Hall (modelo HTA 600-S da marca LEM), placa de aquisição da National Instruments® (modelo NI USB-6009 com resolução de 14 Bits) e o programa LabView para controle da aquisição. O sistema permite capturar os dados a uma frequência de 5 kHz, armazenando-os em formato de arquivo .txt, de forma que possam ser interpretados por um programa de processamento de dados.

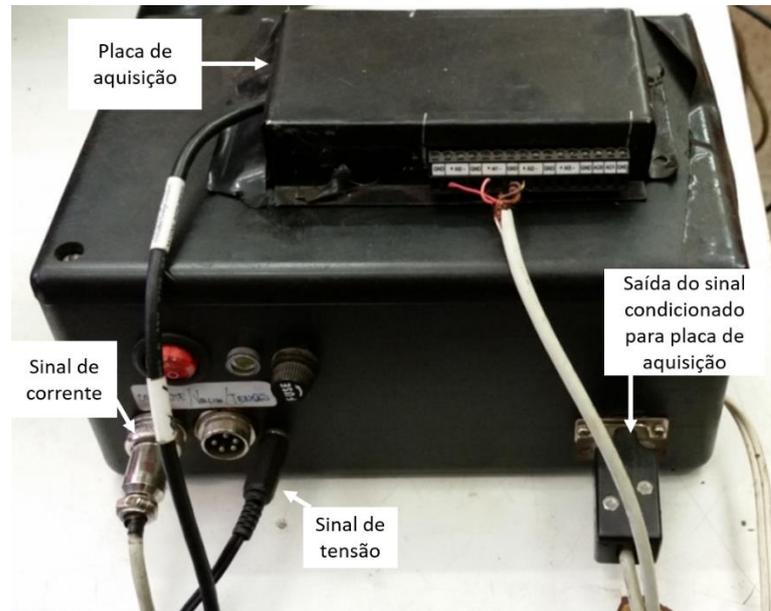


Figura 3.12 – Detalhes de conexão para o condicionador de sinais e a placa de aquisição

A temperatura da tocha foi controlada por uma unidade de refrigeração Mecalor MCA-3-RI de condensação a ar ambiente, com capacidade nominal de 3000 kW/h, mostrada na Figura 3.13. A temperatura regulada foi de 23°C.



Figura 3.13 - Unidade de Refrigeração Mecalor

As filmagens em alta velocidade foram realizadas por meio de uma câmera comercial de alta velocidade (Fastec Imaging HiSpec 5, com 8 GB de memória interna). A taxa de captura utilizada foi de 2000 quadros/s, com velocidade do obturador em 1/200000. Para ampliação da imagem, usou-se uma lente teleobjetiva (Micro-Nikkor 200 mm), distância focal de 200 mm com abertura

regulada em $F/4$. A distância da imagem foi de aproximadamente 1200 mm a partir da frente da teleobjetiva. Quando a técnica de perfilografia a Laser foi empregada, utilizou-se de um laser He-Ne de 20 mW (comprimento de onda de 632,8 nm), um jogo de lentes para colimar o feixe em 50 mm de diâmetro e um filtro óptico passa banda com faixa de $632,8 \pm 5$ nm de 25 mm para bloquear a luz do arco. Alguns detalhes da montagem para a técnica de perfilografia a Laser são mostrados na Figura 3.14.

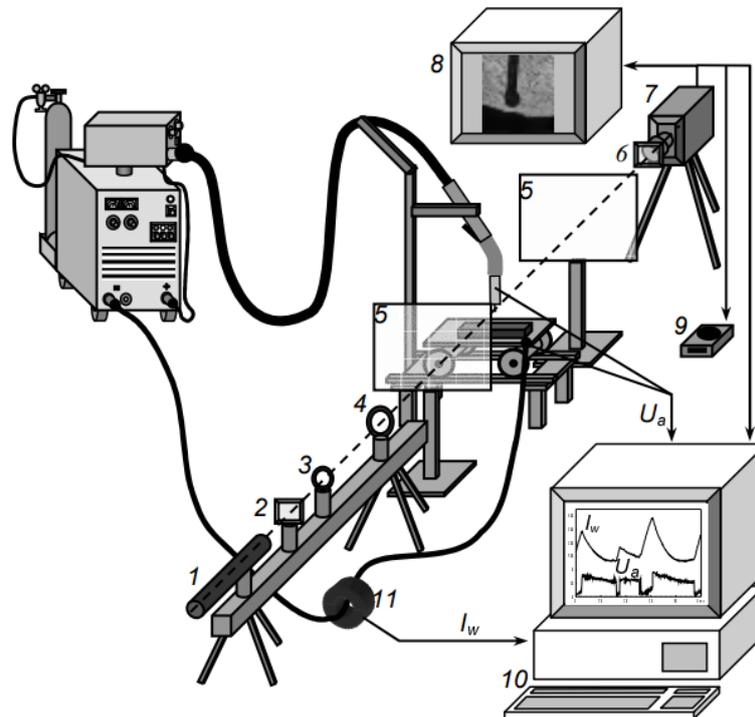


Figura 3.14 – Sistema para visualização da transferência metálica com a técnica de perfilografia a Laser (Modificado de Ponomarev et al. (2007). 1 – Fonte de Luz (Laser); 2 – Filtro neutro; 3 – Lente divergente; 4 Lente convergente; 5 – Vidro de proteção; 6 – Filtro passa-banda e filtro neutro; 7 – Câmera de alta velocidade; 8 – Monitor; 9 – Unidade de armazenamento para o vídeo; 10 – Computador; 11 – Sensor de corrente por efeito Hall.

O movimento da tocha foi realizado por um robô de 6 graus de liberdade. A bancada experimental utilizada para execução dos testes é mostrada na Figura 3.15. Foram realizadas soldagens de simples deposição com o processo MIG/MAG convencional sobre placas de teste de aço inoxidável, com dimensões de 160 mm × 28 mm × 6 mm, confeccionadas a partir de barras chatas (cordões depositados com aproximadamente 130 mm). Foi usado um arame maciço da classe AWS ER70S-6, com diâmetro 1,0 mm e a proteção do arco foi feita com uma mistura Argônio + 25%CO₂, com vazão regulada nominalmente em 14 L/min. Após a execução das soldagens, foram realizados cortes em uma secção transversal de cada uma das placas de testes.

As superfícies foram lixadas em ordem crescente de granulometria das lixas (mesh 80, 120, 320, 400 e 600) e submetidas ao ataque químico com Nital 8%. As imagens de cada secção transversal foram registradas com um microscópio óptico e as características geométricas do cordão foram medidas através do software gratuito de tratamento digital de imagens ImageJ®.



Figura 3.15 - Bancada experimental para execução dos testes preliminares

Os parâmetros de soldagem (Tabela 3.2) utilizados são típicos para se atingir uma transferência do tipo globular. Este modo de transferência metálica foi escolhido visando maior sensibilidade para se detectar o efeito da P-AA sobre o desempenho do processo, quantificado pelos sinais da corrente e tensão transitórias no domínio do tempo (oscilogramas). Chama-se atenção de que esta não é uma condição para aplicação típica do processo. Foram selecionadas cinco combinações de frequência e amplitude de pulsação a serem programados no dispositivo. É importante ressaltar que não foi utilizado nenhum controle realimentado para sincronização entre a pulsação mecânica do arame e sinais de corrente e tensão da fonte de soldagem.

Na Tabela 3.2 são apresentados os parâmetros de soldagem fixos mantidos para todos os testes propostos na Tabela 3.3. Desta forma, foram variados três níveis de frequência e utilizadas

três amplitudes de pulsação (escolhidos de acordo com a capacidade do motor. Os testes 1-A e 1-B foram realizados em uma mesma chapa, habilitando-se a pulsação a partir da metade do cordão. A primeira metade (Teste 1-A) corresponde ao teste de referência sem pulsação enquanto a segunda metade (Teste 1-B) corresponde ao teste com pulsação de amplitude 6 mm e frequência 16 Hz. Os demais testes também foram realizados habilitando-se a pulsação a partir da primeira metade do cordão. No entanto, para simplificar a nomenclatura e visto que a primeira metade de todos os testes foi sem pulsação, para os Testes 2 ao 5 foram consideradas para análise apenas a segunda metade do cordão, em que se utilizou a P-AA, mas variando seus respectivos parâmetros, como mostra a Tabela 3.3.

Tabela 3.2 - Parâmetros de soldagem fixos

Parâmetro	Valor
Velocidade de Soldagem (cm/min)	20,0
DBPC (mm)	19,0
Tensão (V)	31,5
Velocidade de Alimentação (m/min)	4,8

Tabela 3.3 - Parâmetros de pulsação selecionados para os testes (formato de pulsação trapezoidal)

Testes	Amplitude de pulsação (mm)	Frequência de pulsação (Hz)
1-A*	-	-
1-B*	6	16
2	4	16
3	2	16
4	4	26
5	4	20

b) Resultados e Discussão

Os resultados dessa etapa preliminar estão publicados na forma de artigo na revista Soldagem & Inspeção (JORGE et al.,2018).

b.1) Sinais elétricos

Na Figura 3.16 são mostrados os oscilogramas de corrente e tensão dos Testes 1-A e 1-B. Nota-se no intervalo correspondente ao Teste 1-A (de 0 a 11 s) a pulsação transiente dos sinais de forma caótica, quando a P-AA não é aplicada. Chama-se atenção para o fato de que, ao se trabalhar com a fonte tensão constante, o processo tenta corrigir automaticamente o comprimento do arco. No caso de transferência globular, mesmo sem haver a P-AA, há variação do comprimento do arco, que se torna mais curto à medida que a gota cresce (o arco fica acoplado sob a gota em formação), mudando-se para o valor máximo repentinamente ao destacar a gota. Este fenômeno é caracterizado pelos valores dinâmicos do sinal de corrente (a corrente cresce para arcos mais curtos e decresce para arcos mais longos), que é livre quando se usa a fonte no modo tensão constante (a variação de amplitude da tensão observada no oscilograma quando a pulsação da velocidade de alimentação não é habilitada reflete principalmente ruídos dos sinais, de alta frequência).

Já quando se habilitou a P-AA, a partir do intervalo de 11 segundos a 23 segundos, correspondente ao teste 1-B, também mostrados na Figura 3.16, os oscilogramas passam a ser regulares, acompanhando o movimento dinâmico da pulsação. Quando o arame é puxado, a fonte também tenta corrigir automaticamente a altura do arco, que neste caso, ficou maior. Assim o efeito ativo da corrente atua, diminuindo-a. Quando o arame é empurrado, o arco diminui (reduzindo a tensão) e a corrente aumenta. É possível perceber que o pico da corrente está sempre sincronizado com o vale da tensão, assim como os menores valores de corrente estão sempre sincronizados com os picos de tensão. Estes efeitos são reproduzidos ciclicamente na mesma frequência da pulsação. Desta forma, a comparação entre os testes 1-A e 1-B permitem sugerir que a P-AA possui efeito sobre a transferência metálica nessas condições.

Os demais testes indicados na Tabela 3.3 foram aplicados para se conhecer o efeito da amplitude e frequência de pulsação. Quando se manteve a frequência constante e variou-se a amplitude de P-AA (testes 1-B, 2 e 3 da Tabela 3.3), é interessante apontar que se reduziu as distâncias ente vales e picos da tensão com a diminuição da amplitude de pulsação, mas pouca alteração se nota em relação à corrente. Na Figura 3.17 é ilustrada esta situação comparando o Testes 1-B (6 mm de amplitude de pulsação) e o Teste 2 (4 mm de amplitude de pulsação). Quando se manteve a amplitude constante e variou-se a frequência de P-AA (testes 2, 4 e 5 da Tabela 3.3), foi possível perceber que os oscilogramas de tensão e corrente se comportam de forma similar ao apresentado na Figura 3.16, apresentando oscilações periódicas na mesma frequência de P-AA.

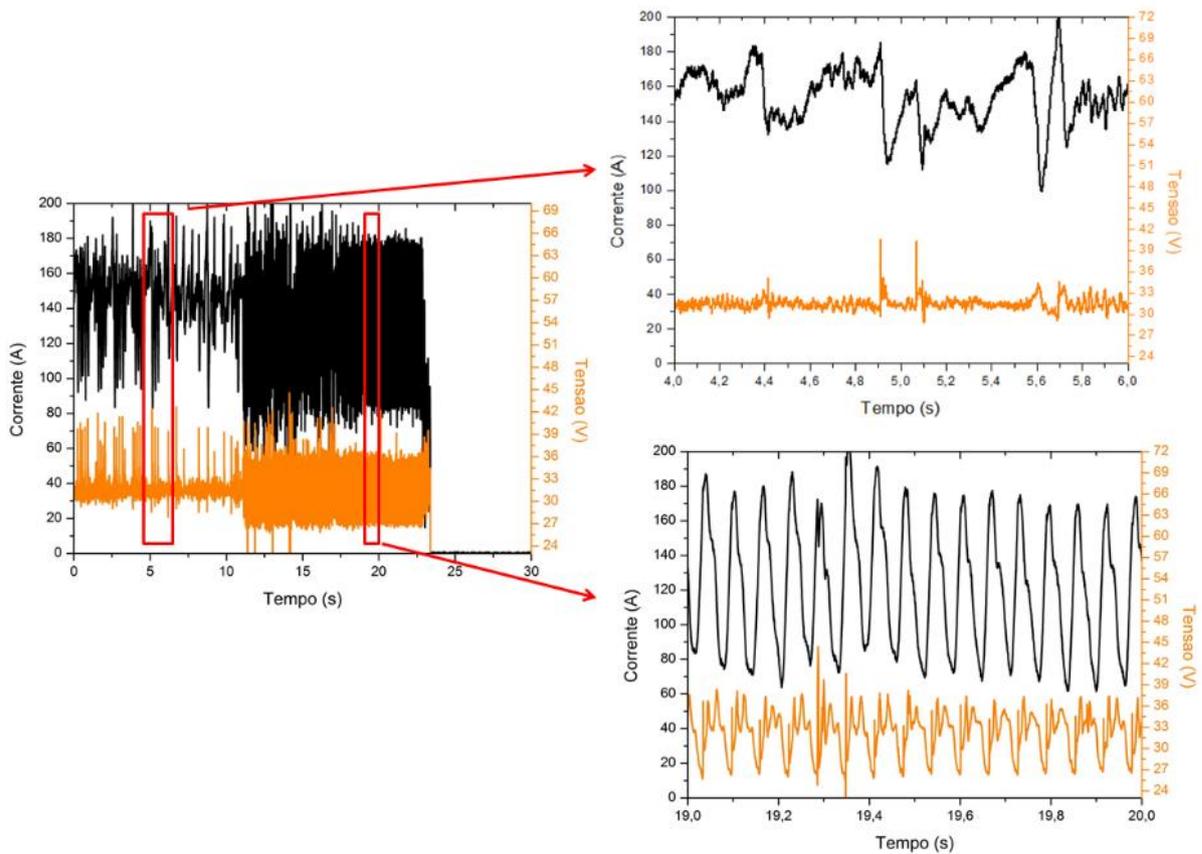


Figura 3.16 – Oscilogramas de corrente e tensão monitorados para o Teste 1-A (0 s a 11 s) e Teste 1-B (11 s a 23 s)

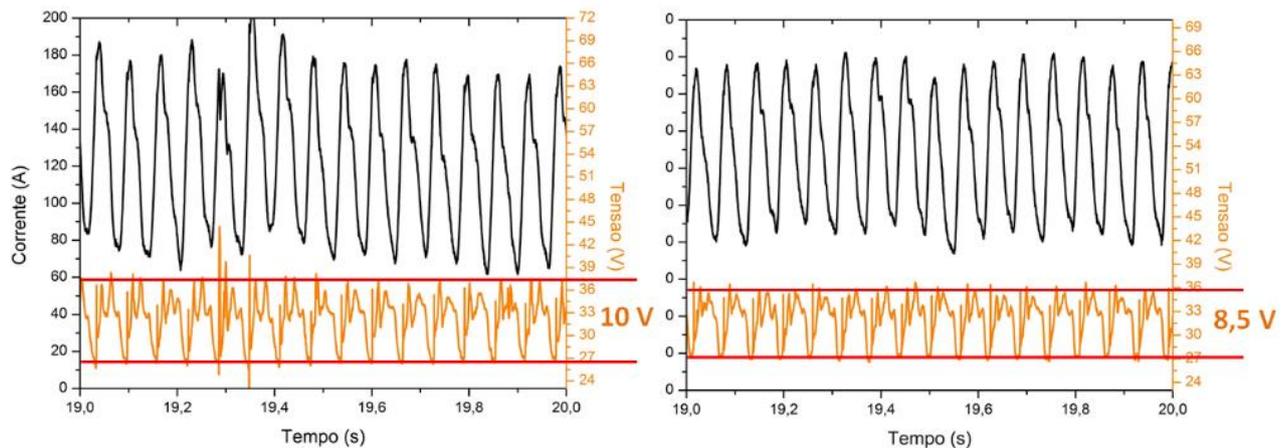


Figura 3.17 - Oscilogramas de corrente e tensão monitorados para o Teste 1-B (à esquerda) e Teste 2 (à direita)

Os valores médios e eficazes de corrente e tensão para os testes executados são mostrados na Tabela 3.4. Ao comparar os valores médios e eficazes de corrente do teste referência (Teste 1-A) e dos testes utilizando a P-AA (Teste 1-B ao Teste 5), nota-se uma redução das correntes médias e eficazes. Isto quer dizer que, para uma mesma velocidade de alimentação, a pulsação

consegue manter a mesma taxa de fusão com menores valores de corrente, evidenciando mais uma vez o efeito da P-AA sobre o desempenho do processo. É importante apontar que se a taxa de fusão é a mesma a uma corrente maior, o comprimento livre do arame-eletrodo tornou-se maior. Assim, o comprimento de arco com alimentação pulsada é menor.

Tabela 3.4 - Valores de corrente (I) e tensão (U) médias e eficazes monitorados para os testes da Tabela 3.3

Testes	I_m (A)	I_{rms} (A)	U_m (V)	U_{rms} (V)
1-A	145,7	146,8	31,5	31,6
1-B	123,7	130,2	32,1	32,3
2	126,5	131,5	32,0	32,1
3	129,6	133,7	31,9	32,0
4	129,8	132,3	32,0	32,1
5	128,7	132,0	32,0	32,1

b.2 Aspectos Geométricos do Cordão de Solda

Na Figura 3.18 é mostrado o perfil da secção transversal de cada um dos testes. Na Tabela 3.5 são apresentadas as características geométricas (valores de largura, penetração e altura do reforço) dos cordões realizados com a parametrização mostrada na Tabela 3.3. A P-AA reduziu a largura do cordão de solda em torno de 2 mm e aumentou a altura do reforço em torno de 0,5 mm, quando comparado ao cordão do Teste 1-A (sem pulsação). Nota-se também que a pulsação concentrou a penetração no centro do cordão para todos os casos, independentemente da frequência ou amplitude utilizadas, modificando a forma do cordão de solda. Estes fenômenos poderiam ser explicados por um menor comprimento de arco, o que confirmaria a hipótese do aumento do comprimento livre do arame-eletrodo quando se aplica P-AA. Um menor comprimento induz o arco a ser mais concentrado e com menor distribuição de calor pelas laterais do cordão em formação.

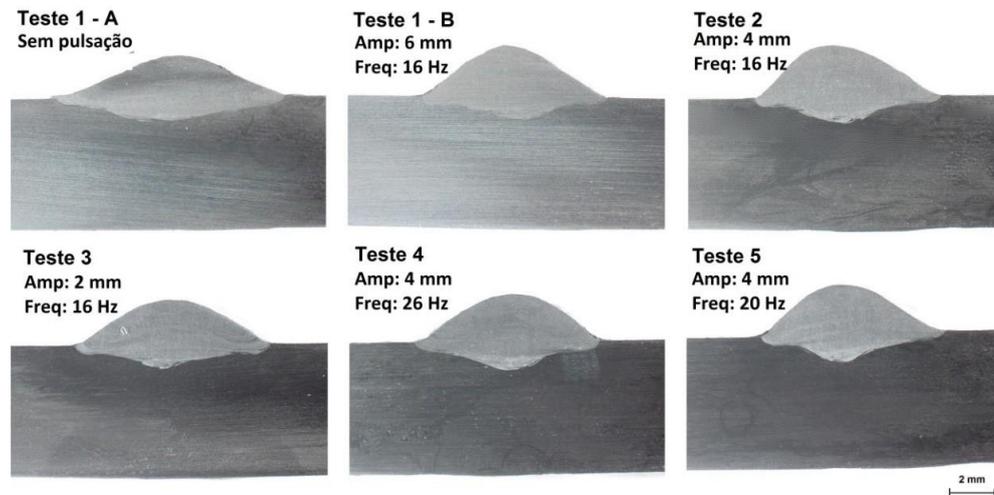


Figura 3.18 - Secções transversais representativas dos cordões de solda produzidos nas condições avaliadas

Tabela 3.5 - Valores medidos de largura, penetração e altura do reforço dos cordões de solda resultantes dos testes da Tabela 3.3

Teste	Largura (mm)	Penetração (mm)	Altura do Reforço (mm)
1-A	10,34	1,06	1,81
1-B	8,39	1,02	2,35
2	8,48	1,13	2,32
3	8,78	1,02	2,04
4	8,29	1,12	2,15
5	8,35	1,27	2,32

3.3.1.3 Etapa Confirmatória

a) Procedimento experimental e insumos

Foram realizadas soldagens de simples deposição sobre placas de teste de aço ASTM 1020, com dimensões de 160 mm x 31,75 mm x 6,35 mm (cordões depositados com aproximadamente 130 mm). A movimentação da peça foi feita por uma mesa de comando numérico de 3 graus de liberdade. Na Figura 3.19 é apresentada a bancada experimental utilizada para execução dos testes.

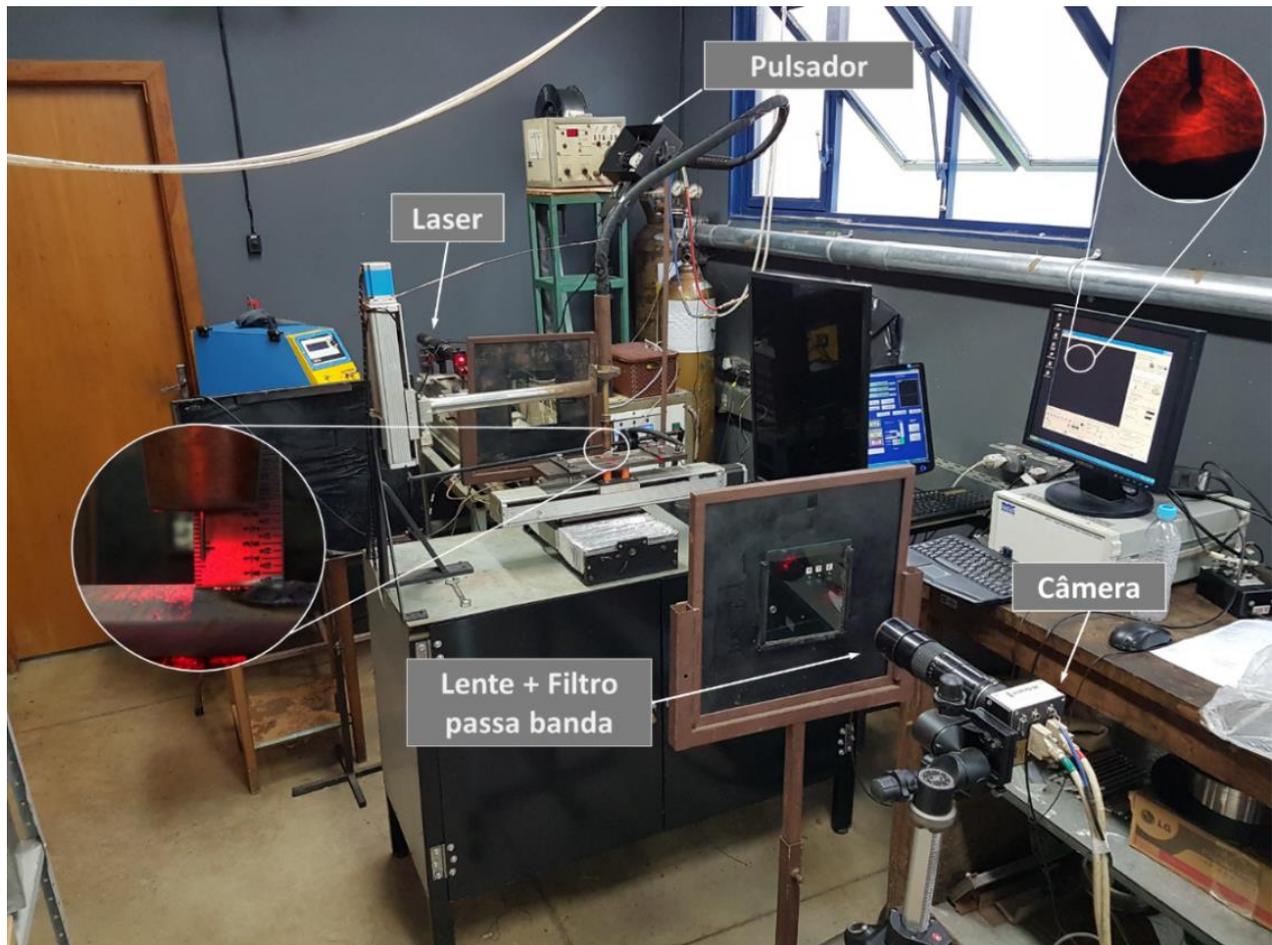


Figura 3.19 - Bancada experimental para filmagem da transferência metálica com a técnica de perfilografia

O procedimento experimental executado é apresentado na Tabela 3.6. Quando a pulsação de alimentação do arame foi aplicada, a forma de onda utilizada foi a trapezoidal (como descrita na seção 2.6.2 do capítulo 2). A frequência da pulsação de alimentação do arame foi progressivamente aumentada do teste 1 para o 4, mantendo os demais parâmetros inalterados e com a fonte regulada no modo UC. Dois testes adicionais (5 e 6), análogos aos testes 2 e 3, foram propostos para examinar a utilização da fonte regulada no modo CC em oposição ao modo UC e para avaliar as possíveis alterações no comportamento do processo com a alimentação pulsada do arame. Para ambos os modos operacionais da fonte de energia, a energia do arco foi mantida a mesma.

Tabela 3.6 - Parâmetros de soldagem/pulsação selecionados para os testes com arame maciço da classe AWS ER70S-6 (diâmetro de 1,0 mm); Gás de proteção Ar+25%CO₂, com vazão regulada em 16 L/min; $V_{\text{sold}} = 20$ cm/min; DBCP = 19 mm.

Teste	Frequência de pulsação (Hz)	Fonte	U (V)	I (A)	Um Moni (V)	Im Moni (A)	I _{rms} Moni (A)	Energia do arco (kJ/mm)
0 Hz-UC	0				33,7	153,4	154,6	1,55
8 Hz-UC	8	UC	31,5	-	33,9	148,9	153,8	1,51
16 Hz-UC	16				33,7	149,0	151,7	1,50
26 Hz-UC	26				33,9	149,0	150,5	1,53
8 Hz-CC	8	CC	-	155	35,2	154,2	154,3	1,63
16 Hz-CC	16				35,3	154,2	154,2	1,55

(*) Reg = Regulada; Moni = Monitorada

b) Resultados e Discussão preliminar

Os resultados dessa etapa confirmatória estão publicados na forma de artigo na revista *Journal of Advanced Manufacturing Technology* (JORGE et al.,2020b).

b.1) Efeito da pulsação da alimentação de arame sobre a transferência metálica

Para explorar o efeito da P-AA sobre a transferência metálica, os intervalos entre os destacamentos de cada gota foram registrados para trinta gotas consecutivas por meio dos quadros obtidos pela filmagem em alta velocidade. A média desses intervalos (T_d) representa o período de destacamento de gotas, sendo que, o valor inverso corresponde à frequência de destacamento de gotas ($f_d = 1/T_d$). Foram separados os quadros representativos de uma sequência de destacamento de oito gotas para cada um dos testes propostos. Para exemplificar, a Figura 3.20 mostra uma sequência de destacamento para quatro gotas no teste 16 Hz-UC.

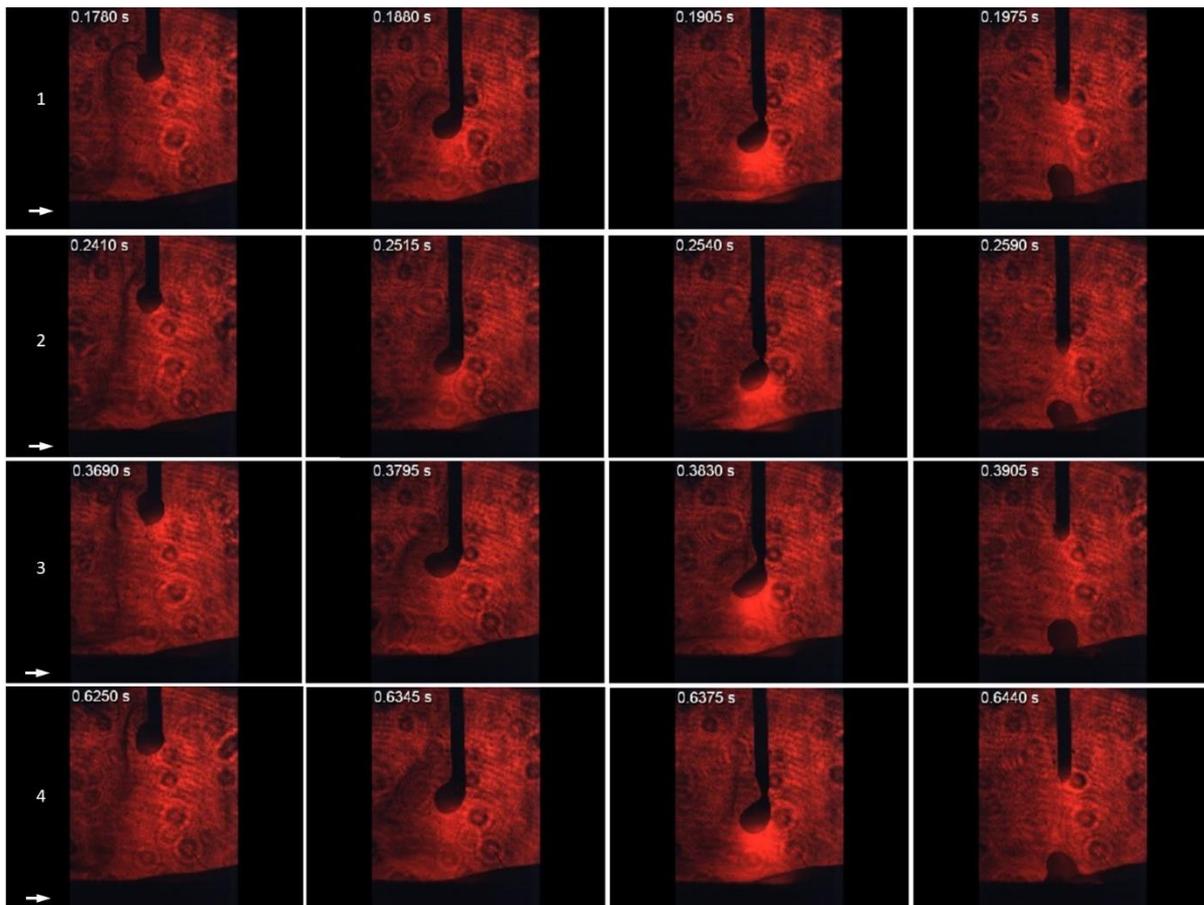


Figura 3.20 - Sequências de quadros para o destacamento de quatro gotas no teste 16 Hz-UC

Na Figura 3.21(a) são apresentados os resultados para período médio de destacamento entre as gotas em cada condição testada. É importante ressaltar que o desvio padrão, neste caso, pode ser considerado como um fator para avaliar a formação da gota e a regularidade de sua transferência. O tempo de destacamento está diretamente relacionado com o crescimento da gota. Assim, um desvio padrão alto indicaria uma maior variabilidade nos tempos de crescimento da gota, o que significa dizer maior variabilidade nos volumes das gotas transferidas para a poça. Seguindo este critério, a condição sem pulsação de alimentação do arame é caracterizada por grandes tamanhos de gotas (transferência globular) e elevada variabilidade no volume das gotas destacadas, o que é típico de uma transferência metálica sem qualquer controle. Em contrapartida, um aumento de regularidade é observado quando a pulsação foi aplicada nas frequências de 8 Hz e 16 Hz com a fonte no modo tensão constante (Fonte UC). Na Figura 3.21(b), por sua vez, é possível observar que para esses casos que a frequência de destacamento é coerente com a frequência de destacamento das gotas, ou seja, uma gota é destacada a cada ação mecânica do impulso ao final do movimento de avanço do arame. Para a frequência de pulsação em 26 Hz, a regularidade diminui, ou seja, as duas frequências não são mais compatíveis (nem sempre a ação mecânica do impulso consegue destacar a gota). A sequência de quadros mostrada na

Figura 3.22 representa um instante que a gota não consegue se destacar, mesmo sob ação do impulso. Desta forma, há uma redução na frequência de destacamento das gotas, como mostra a Figura 3.21(b), sendo observadas aproximadamente 22 gotas destacadas em um segundo de tempo analisado. Isso ocorre, pois, a ação mecânica da pulsação se torna rápida, de modo que, algumas vezes durante o movimento de avanço do arame, a gota ainda não cresceu o suficiente para se destacar.

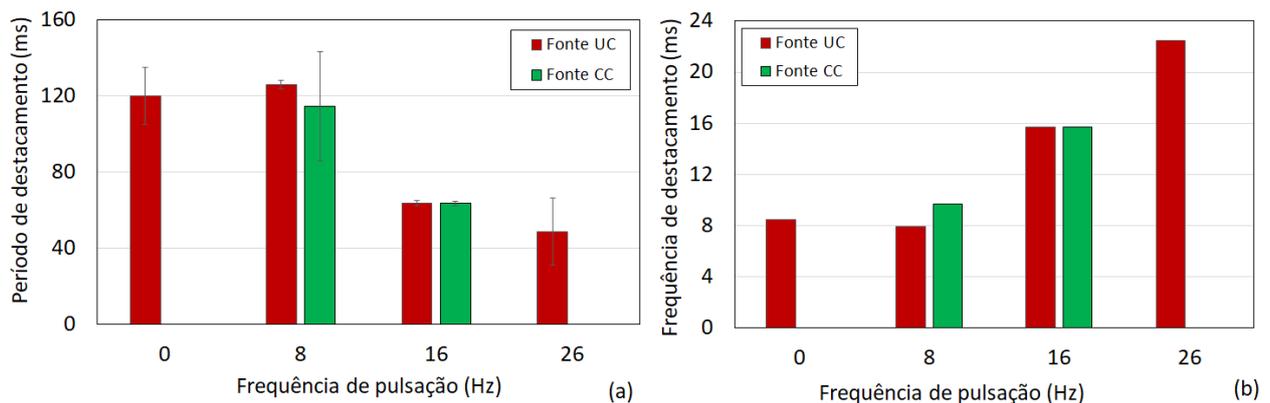


Figura 3.21 – (a) Tempo médio de destacamento da gota em função da fonte e frequência de pulsação empregada; (b) Correlação entre a frequência de destacamento da gota observada e frequência de pulsação da alimentação de arame empregada para ambos os modos operacionais da fonte

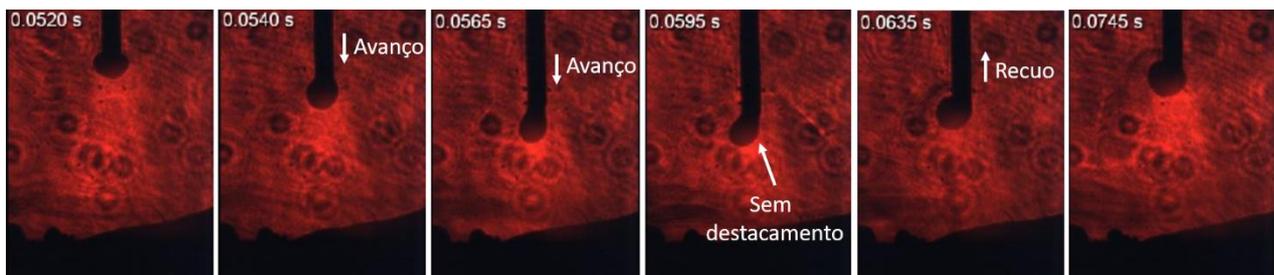


Figura 3.22 – Não destacamento da gota observado durante a transferência metálica com ação do impulso na condição de 26 Hz em fonte tensão constante (26 Hz-UC).

Ainda segundo a Figura 3.21(a), nota-se uma menor regularidade da transferência para a condição 8 Hz-CC quando comparada com a mesma frequência aplicada sobre a fonte UC. A sequência de quadros da Figura 3.23 representa um fenômeno observado durante a transferência de metal para a condição 8 Hz-CC, em que as gotas foram destacadas naturalmente uma vez atingido um tamanho crítico, com o movimento de avanço da pulsação do arame acontecendo tardiamente para afetar o desprendimento da mesma. Com a fonte no modo UC, a corrente de soldagem aumenta quando o arame avança e diminui quando está na posição de recuo. Em

contraste, a corrente é mantida a um nível estável quando se utiliza a fonte no modo CC. Esta corrente constante torna o processo de crescimento de gotículas incontrolável e a ocorrência do desprendimento não corresponde à ação do movimento de avanço do arame (destacamento prematuro). No entanto, com a frequência de pulsação a 16 Hz, a ação do movimento de avanço do arame tem rapidez suficiente para evitar destacamentos prematuros. De fato, a 16 Hz, boas regularidades de destacamento são conseguidas tanto com o modo CC como UC. A esta frequência, a ação mecânica do dispositivo de P-AA auxiliou o destacamento forçado de gotas menores.

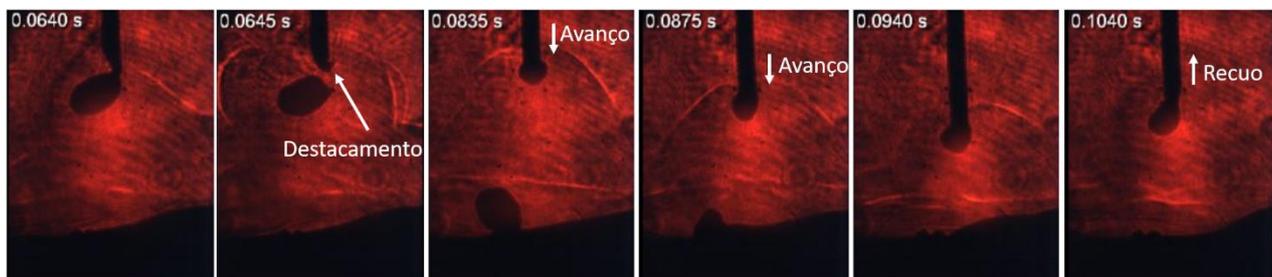


Figura 3.233 – Destacamento antecipado da gota observado durante a transferência metálica com ação do impulso na condição de 8 Hz em fonte corrente constante (8 Hz-CC)

Em razão dos parâmetros selecionados (principalmente pelo gás de proteção utilizado – Ar+25% CO₂), o modo de transferência metálica obtido foi o globular repulsivo. Para se calcular o volume das gotas, a geometria assumida para uma medição mais aproximada foi de uma elipsoide, como mostrado na Figura 3.24. Os raios menor e maior (“a” e “b”) foram medidos através do software comercial de tratamento digital de imagens ImageJ®, e o valor do terceiro raio foi considerado igual ao raio menor ($c = b$). Na Figura 3.25 é mostrada como foi feita a medição dos raios menor e maior da gota. O volume da elipsoide foi calculado de acordo com a Equação 3.6. A massa das gotas foi calculada a partir da relação entre volume e densidade do metal líquido ($m_g = \rho \cdot V_g$). Uma densidade de 7040 kg/m³ foi adotada para o aço em estado líquido (RYWOTYCKI, 2014).

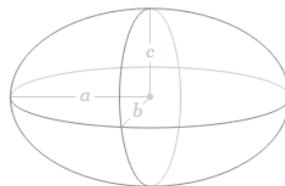


Figura 3.24 - Elipsoide de raios a,b e c

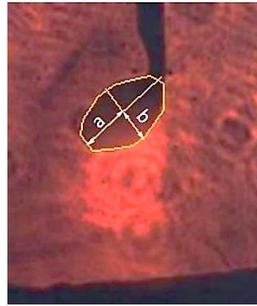


Figura 3.25 - Exemplo do método para medição da geometria da gota

$$V_g = \frac{4\pi}{3} \cdot a \cdot b^2 \quad (3.6)$$

Outro método para se estimar o volume da gota é dada pela Equação 3.7, onde v_{alim} é a velocidade de alimentação, d_g é o diâmetro da gota e T_d é o período de destacamento. Ao se multiplicar a velocidade de alimentação pela área da secção transversal do arame-eletrodo é possível calcular a taxa de fusão volumétrica do material adição. Na Figura 3.26 é apresentado o volume médio das gotas calculado pelos dois métodos discutidos anteriormente. Pode-se afirmar que os métodos são comparáveis entre si.

$$V_g = V_{alim} \cdot \frac{\pi \cdot d_g^2}{4} \cdot T_d \quad (3.7)$$

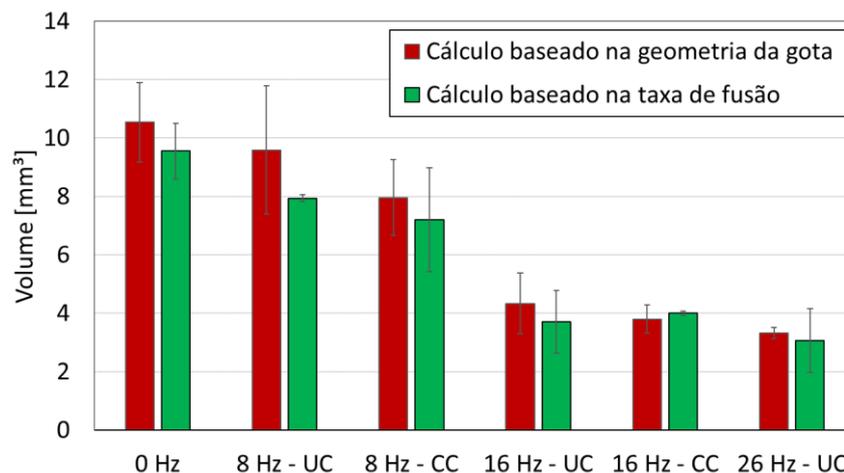


Figura 3.26 – Comparativo entre o volume da gota calculado com base na geometria da gota e na taxa de fusão em função da fonte e frequência de pulsação empregada

Na Figura 3.27 são apresentados os valores médios para ambos volume e massa das gotas em cada condição explorada, segundo o método da medição pela geometria de um elipsoide

(baseado na Equação 3.6). À medida que a frequência de P-AA aumenta, o tamanho da gota (volume e massa) diminui. Esta tendência clara confirma que a ação de impulso proporcionada pelo dispositivo induz o destacamento de gotas menores. Embora a significância estatística não seja grande (desvios padrão relativamente altos), pode-se sugerir que a gota é menor para a condição de 8 Hz-CC quando comparada com a de 8 Hz-UC. No modo CC, uma vez que as gotas se destacam independentemente da ação mecânica imposta pelo dispositivo, a frequência de destacamento é superior à frequência de pulsação, ou seja, são transferidas mais gotas com tamanhos menores (lembrando que o valor V_{alim} , conseqüentemente a taxa de fusão, foi a mesma para todos os experimentos). No entanto, o mesmo raciocínio não pode ser aplicado quando se compara o volume/massa das gotas em 16 Hz com ambos os modos operacionais, uma vez que as diferenças de valor médio são menores e os desvios padrão ainda são relativamente altos.

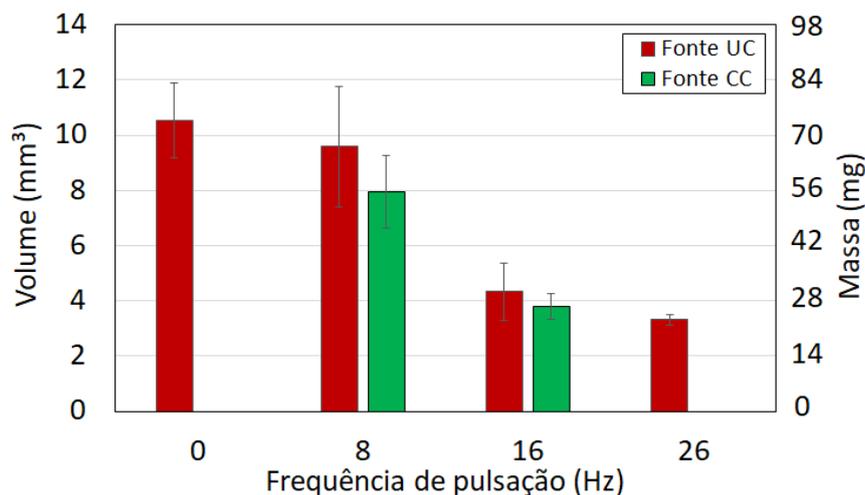


Figura 3.27 – Média dos volumes e das massas das gotas mensuradas na iminência de seu destacamento

Preliminarmente, a velocidade média das gotas em cada condição foi estimada medindo a distância percorrida por elas entre a posição onde o seu destacamento aconteceu e a posição imediatamente antes de tocarem a poça fundida, dividida pelo tempo de voo da gota (calculado pela diferença de tempo indicado em cada quadro). Na Figura 3.28 é mostrada como foi feita a medição utilizando o software comercial de tratamento digital de imagens ImageJ®. A medição foi feita para 8 gotas consecutivas em cada condição.

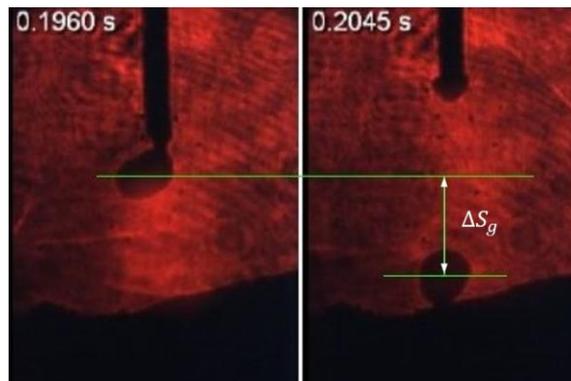


Figura 3.28 - Medição do deslocamento da gota em voo livre

Para estimar a velocidade de chegada das gotas à poça, ou seja, imediatamente antes do seu momento de mergulho, as respectivas curvas posição versus tempo foram construídas utilizando dez a dezesseis quadros (dependendo do número de imagens disponíveis de acordo com a velocidade de cada gota) amostrados a partir das imagens de alta velocidade. A partir das curvas, foi montado um ajuste polinomial, a partir do qual a função derivada representa a velocidade ao longo do tempo. A velocidade de chegada de cada caso foi então calculada para o último valor de tempo antes da gota atingir a poça de fusão. Uma vez que este procedimento era trabalhoso e demorado, apenas uma gota para cada condição foi analisada. Na Figura 3.29 é mostrado um exemplo de uma curva da posição em função do tempo para a queda de uma gota na condição 0 Hz-UC. Sua curva foi ajustada em um polinômio de terceiro grau conforme a Equação 3.8. A partir da derivada da função representada pela equação da posição em função do tempo, é possível determinar a função que corresponde à velocidade (Equação 3.9). Sabendo-se o instante em que a gota chega à superfície da poça, é possível obter sua velocidade final. As curvas levantadas para todas as condições aqui explorada são mostradas na Figura 3.30.

$$X(t) = -0,0003t^3 + 0,0175t^2 + 0,2052t + 0,3057 \quad (3.8)$$

$$v(t) = -0,0009t^2 + 0,035t - 0,2052 \quad (3.9)$$

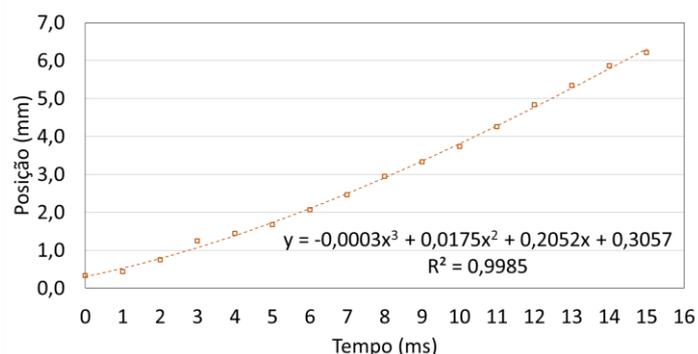


Figura 3.29 - Curva da posição da gota em queda livre em função do tempo na condição 0 Hz-UC

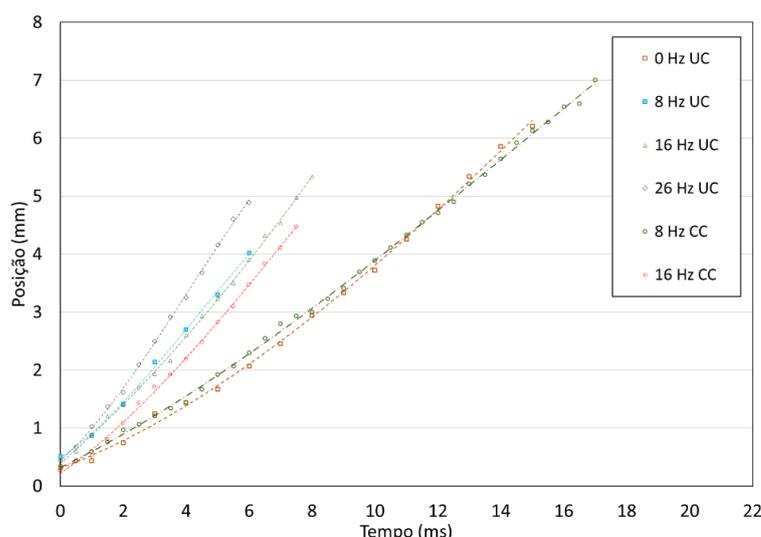


Figura 3.30 – Posição da gota em função do tempo das gotas em voo livre para diferentes frequências de pulsação e modos de operação da fonte

Contudo, comparando as tendências entre as velocidades médias e de chegada, como mostrada na Figura 3.31, a semelhança indica uma boa representatividade dos valores da velocidade de chegada. A ordem de grandeza da velocidade de chegada das gotas na Figura 3.31 para a condição sem pulsação de alimentação do arame (0,53 m/s para uma configuração de 153 A e 33,7 V) está de acordo com os valores encontrados por Scotti e Rodrigues (2009), que utilizaram um método de medição por meio de um programa de análise de velocidades. No seu trabalho, em condições semelhantes (ER70S-6 \varnothing 1,2 mm e Ar+5% O₂), a velocidade de chegada das gotas foi de cerca de 0,53 m/s para a regulagem de 200 A e 29,8 V e 0,66 m/s para a regulagem de 200 A e 34,9 V.

Assim, na Figura 3.31 é mostrada que a ação do impulso mecânico, criada pela aplicação da P-AA, é capaz de aumentar a velocidade de chegada das gotas. Seria esperado que a velocidade de chegada das gotas fosse a mesma para todas as frequências de pulsação avaliadas, já que o impulso mecânico aplicado foi o mesmo. No entanto, para a condição 8 Hz-CC, seu valor foi menor. Como já discutido anteriormente, neste caso as gotas se destacam antes da ação do impulso, ou seja, a frequência de destacamento das mesmas não coincide com a frequência de P-AA. Desta forma, o impulso mecânico não arremessa as gotas como nas outras condições, não sendo capaz então de aumentar a velocidade de chegada delas à poça de fusão. Observando o aumento da velocidade de chegada das gotas para as condições 16 Hz-CC e 16 Hz-UC, pode-se dizer que o impulso mecânico tende a sobrepor qualquer efeito que dependa do modo de operação da fonte para esta frequência de pulsação do arame.

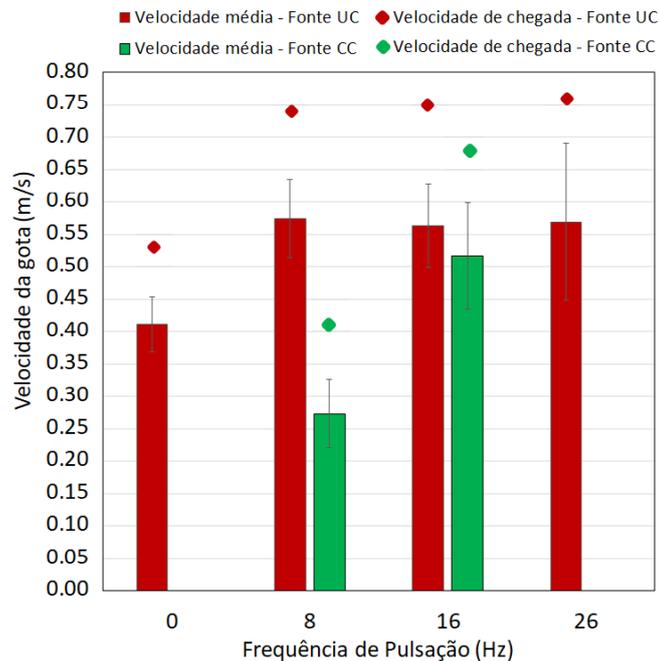


Figura 3.31 - Velocidade média das gotas e velocidade de chegada das gotas à poça em função da frequência de pulsação da alimentação do arame para ambos os modos operacionais da fonte

b.2) Efeito da pulsação da alimentação de arame sobre a penetração do cordão de solda

Na Figura 3.32 é apresentada uma seção transversal típica obtida de cada cordão de solda neste estudo. Os valores de penetração (linear, medida no ponto de maior profundidade) mensurados para o cordão de solda (média de 3 seções transversais por condição soldada) em função das condições testadas são mostrados no gráfico da Figura 3.33. É possível observar um crescimento exponencial da penetração à medida que se aumenta a frequência de pulsação para os dois modos de operação da fonte (UC e CC), sendo este crescimento mais sensível em UC (a pulsação foi capaz de aumentar a penetração em até 75% para a condição 16 Hz-UC, comparativamente à condição 0 Hz-UC). Na frequência de 16 Hz, percebe-se uma tendência do cordão adquirir uma penetração mais concentrada no centro (chamada de penetração em taça, ou *“finger-like”*). De qualquer forma, visualmente se percebe que a área penetrada segue a mesma tendência. Sendo assim, fica a sugestão da capacidade da força devido ao impulso mecânico influenciar a penetração. Este efeito parece justificar-se por uma ação de lançamento das gotas que a técnica de pulsação de alimentação do arame impõe com as condições utilizadas (as definições de pulsação foram selecionadas para proporcionar a maior aceleração/desaceleração e velocidade possíveis durante os movimentos de avanço e recuo do arame).

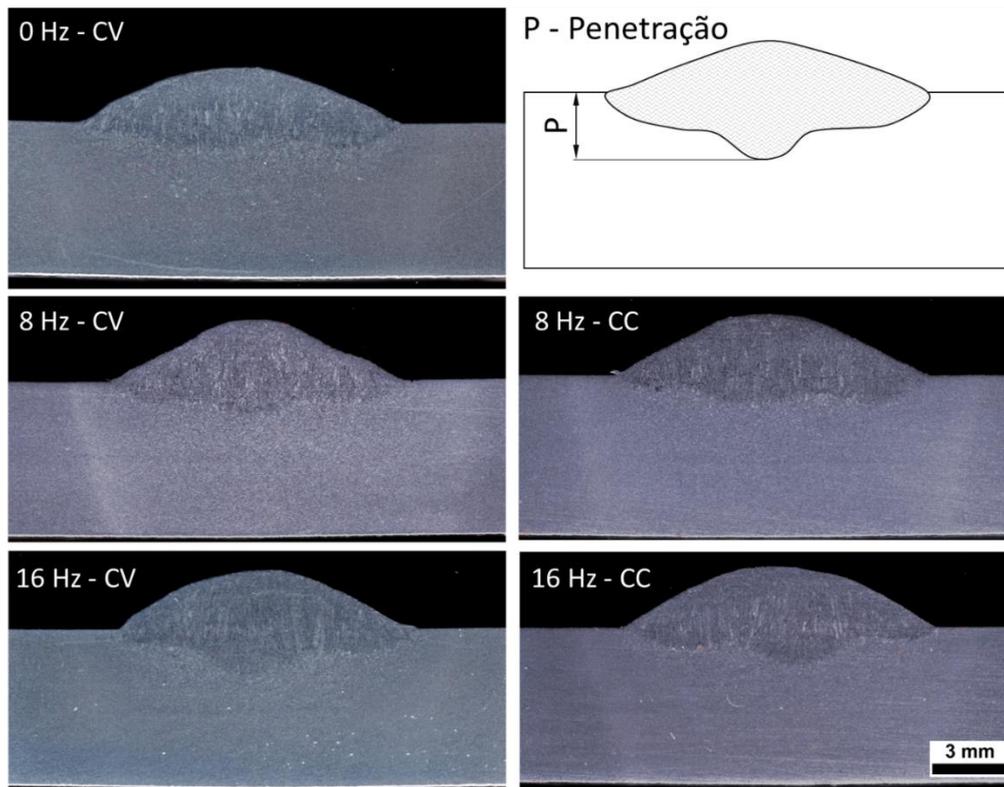


Figura 3.32 - Seções transversais típicas dos cordões de solda amostradas para cada combinação de frequência de pulsação de alimentação do arame e modo de operação da fonte (em 26 Hz, apesar da estabilidade do arco, não foi formado um cordão de solda suficientemente longo para permitir medições de penetração devido à limitação operacional do pulsador)

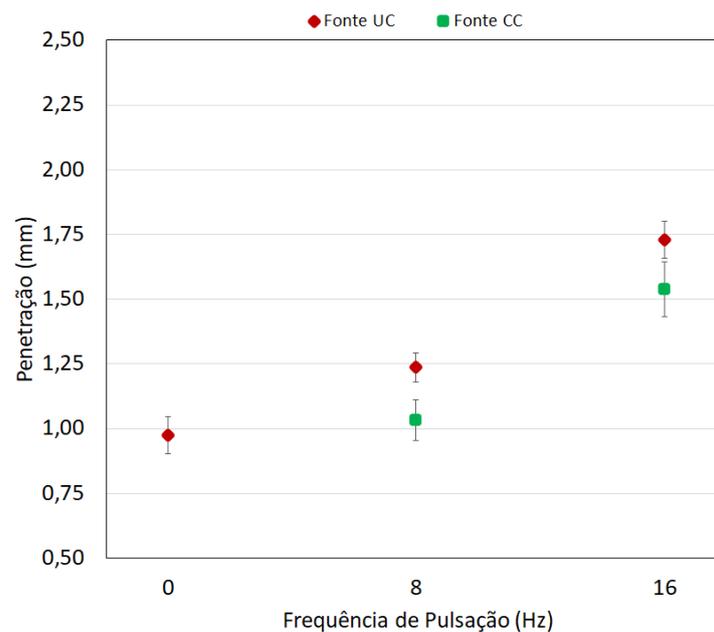


Figura 3.33 – Valores médios de penetração do cordão de solda em função da frequência de pulsação de alimentação de arame para ambos os modos operacionais da fonte

c) Discussão Principal

c.1) Efeito da pulsação da alimentação de arame sobre a transferência metálica

Os resultados apresentados na seção (b.1) sugeriram que a ação do impulso mecânico aplicado pelo dispositivo de pulsação ao arame eletrodo foi capaz de auxiliar o destacamento das gotas, aumentando a sua velocidade de chegada à poça de fusão, tornando as gotas menos volumosas e o destacamento mais frequente à medida que se aumentou a P-AA. A transferência metálica no processo MIG/MAG é um fenômeno complexo, uma vez que é influenciada por vários fatores, tais como material, diâmetro do eletrodo, gás de proteção, intensidade e polaridade da corrente de soldagem, comprimento do arco, entre outros. As gotas permanecem sempre sujeitas à ação de uma série de forças que podem ou não agir favoravelmente ao seu destacamento. Uma gota é transferida quando a soma das forças de destacamento excede a soma das forças de retenção (modelo conhecido como Equilíbrio Estático de Forças, aceitável para transferência globular).

Para uma transferência metálica globular convencional (sem pulsação de alimentação do arame), e considerando uma situação de soldagem na posição plana, na Figura 3.34 é representado um modelo de destacamento natural. As principais forças que atuam sobre uma gota durante o seu crescimento e antes do seu destacamento são a força gravitacional (F_g - a favor do destacamento devido ao campo gravitacional da Terra) e a força devido à tensão superficial (F_γ - contra o destacamento devido à tensão superficial do metal fundido). Os valores de F_γ e F_g são calculados de acordo com as Equações 3.10 e 3.11, respectivamente. A velocidade v_i corresponde à velocidade inicial alcançada pela gota antes do seu destacamento (presumivelmente a mesma que V_{alim}), e v_f corresponde à sua velocidade de chegada à poça. Como se viu, para calcular F_γ , é necessário estimar o diâmetro da gota (d_g) e o coeficiente de tensão superficial (γ). O valor de F_g depende da massa da gota (m_g) e da aceleração gravitacional (g). Com base neste modelo simplificado de destacamento natural, na eminência do destacamento das gotas (situação 2 da Figura 3.34), existe um equilíbrio transitório das magnitudes de F_γ e F_g . Desta forma, é possível estimar γ através da Equação 3.12, a partir das medidas do diâmetro e massa das gotas realizadas anteriormente neste trabalho para cada amostra de gotas.

$$F_\gamma = \pi \cdot d_g \cdot \gamma \text{ [N]} \quad (3.10)$$

$$F_g = m_g \cdot g \text{ [N]} \quad (3.11)$$

$$\gamma = \frac{m_g \cdot g}{\pi \cdot d_g} \text{ [N/m]} \quad (3.12)$$

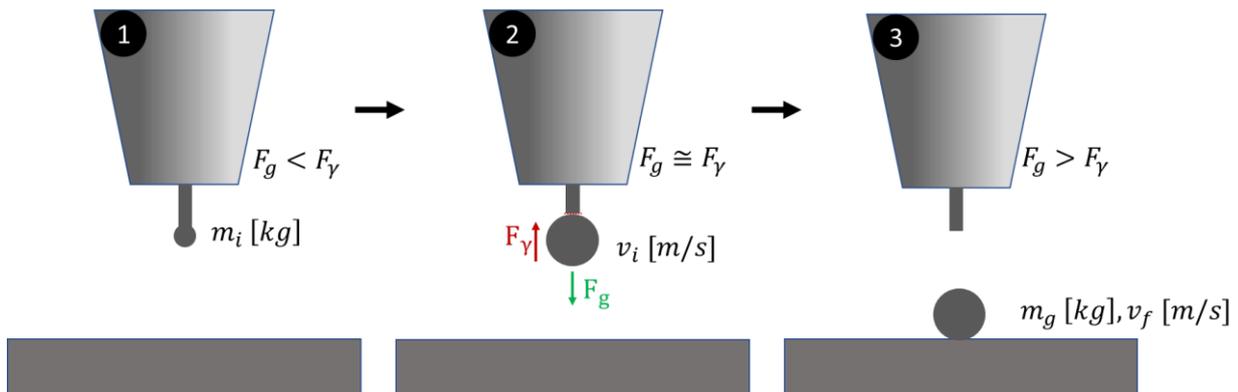


Fig. 3.34 - Modelo físico simplificado de um destacamento de gota sob a transferência metálica globular convencional (sem pulsação de alimentação do arame), onde: m_i é a massa inicial das gotas em kg; m_g é a massa das gotas em kg; F_g é a força gravitacional em N; F_γ é a força devido à tensão superficial em N; v_i e v_f são, respectivamente, a velocidade inicial e de chegada das gotas em m/s

Na Figura 3.35 é representado um modelo de destacamento de gotas sob transferência metálica globular assistida pela pulsação de alimentação do arame. Quando a pulsação é aplicada ao arame, a aceleração imposta ao seu movimento de avanço e, por sua vez, à gota ainda presa à sua ponta, cria uma força extra que não existe na equação de equilíbrio de força estática acima mencionada. Esta força de impulso (F_i), devido ao impulso mecânico, é somada à força F_g para superar a magnitude de F_γ e destacar as gotas. O valor de F_i pode ser estimado através da Equação 3.13, como uma dedução direta da variação da quantidade de movimento da mecânica clássica (o impulso mecânico aplicado a um objeto produz uma alteração vetorial equivalente no seu impulso linear). O parâmetro v_g corresponde à velocidade máxima alcançada pela gota antes do seu destacamento e o Δt_g corresponde ao respectivo período decorrido durante o movimento de avanço do arame.

$$F_i = \frac{m_g \cdot v_g}{\Delta t_g} [N] \quad (3.13)$$

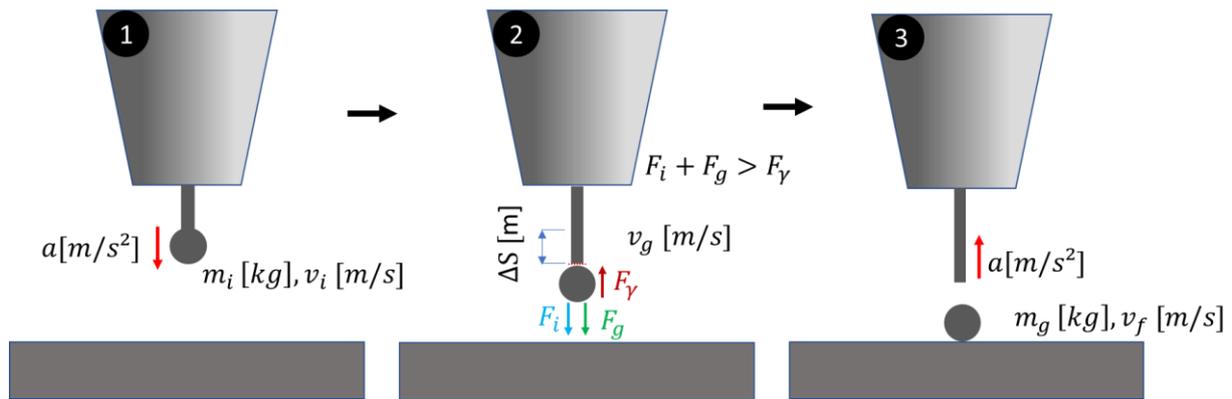


Figura 3.35 - Modelo físico simplificado de um descolamento de gota sob transferência metálica globular assistida pela P-AA, onde: a é a aceleração do arame no movimento de avanço (e também no recuo) em m/s^2 ; m_i é a massa inicial da gota em kg ; v_i é a velocidade inicial da gota em m/s (neste caso, considerada nula); ΔS é a distância percorrida pela ponta do arame durante o seu movimento de avanço em m ; F_i é a força de impulso em N ; F_g é a força gravitacional em N ; F_γ é a força devido à tensão superficial em N ; m_g é a massa da gota em kg (assumiu-se hipoteticamente que $m_g = m_i$); v_g é a velocidade da gota no momento do descolamento em m/s ; e v_f é a velocidade de chegada da gota em m/s

Uma vez que todas as condições funcionavam com o mesmo impulso mecânico (devido à forma de pulsação trapezoidal), o valor v_g foi determinado com base em uma curva de posição em função do tempo (Figura 3.36) para a ponta do arame (na prática, considerando a extremidade inferior da gota que ainda permanecia conectada ao arame) durante o seu movimento de avanço. A curva foi ajustada em um polinômio de terceiro grau, conforme a Equação 3.14. A primeira derivada corresponde à velocidade (Equação 3.15) e segunda derivada corresponde à aceleração da ponta do arame (Equação 3.16). O ponto de inflexão corresponde ao instante em que a aceleração é zero. Igualando a Equação 3.16 a zero, determina-se o tempo onde a velocidade é máxima. Desta forma, substituindo o tempo encontrado na Equação 3.14, é obtida a velocidade máxima imprimida na gota devido ao impulso mecânico ($V_a = 0,6127$ m/s).

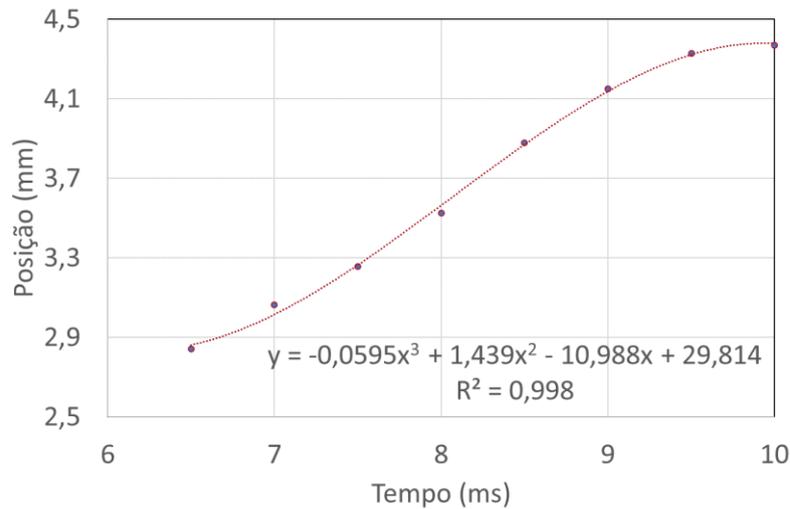


Figura 3.36 - Posição versus tempo da ponta do arame durante o movimento de avanço promovido pela pulsação

$$X(t) = -0,0595t^3 + 1,439t^2 - 10,988t + 29,814 \quad (3.14)$$

$$Va = \frac{dX(t)}{dt} = -0,1785t^2 + 2,878t + 10,988 \quad (3.15)$$

$$a(t) = \frac{d^2X(t)}{dt^2} = -0,357t + 2,878 \quad (3.16)$$

Na Figura 3.37 são apresentados os valores médios das forças que atuam durante o destacamento das gotas de acordo com o modelo simplificado e função da frequência de pulsação da alimentação do arame. Na prática, sabe-se que existe uma grande incerteza ao determinar o valor do coeficiente de tensão superficial, que depende da composição e temperatura do metal e da forma real das gotas, e mesmo do meio, como por exemplo, a composição do gás de proteção. Como se viu, quando se aplica a P-AA, o aumento da frequência deste movimento leva ao destacamento de gotas menores e, conseqüentemente, com massas menores, cuja ocorrência reduz a magnitude de F_g , a qual atua sobre as gotas durante sua transferência. A magnitude F_v , que também é proporcional ao tamanho da gota (diâmetro), apresenta a mesma tendência. No entanto, é importante notar que as curvas traçadas sobre os valores calculados destas forças (F_g e F_v) indicam comportamentos distintos; uma característica polinomial para a força gravitacional, e uma característica linear para a força devido à tensão superficial. Pelo gráfico da Figura 3.37 é possível sugerir que à medida que a frequência de pulsação da alimentação do arame aumenta (se formam gotas com massas menores), o valor de F_g torna-se menor do que o valor de F_v , impedindo o destacamento. Assim, neste caso, é necessária outra força para ajudar no destacamento das gotas. De acordo com o modelo físico simplificado proposto, este papel é

desempenhado pela força F_i , que aumenta significativamente a resultante para uma força favorável ao destacamento. A evolução de tal força, como também na Figura 3.37, descendente com o aumento da frequência de pulsação da alimentação do arame, é justificada pelas variáveis de cálculo, sendo a sua magnitude dependente da velocidade e massa das gotas. Assim, fica demonstrado que a força F_i , fornecida pelo dispositivo de pulsação de alimentação do arame tal como aplicada, pode afetar favoravelmente o destacamento das gotas no processo MIG/MAG com uma transferência metálica globular, projetando-as em direção à poça de fusão.

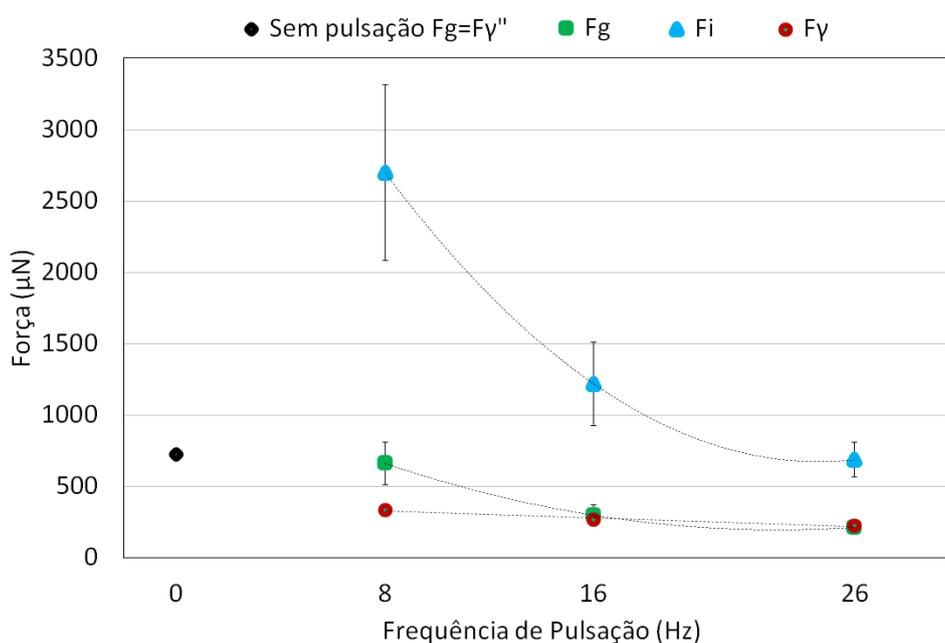


Figura 3.37 - Valores médios das forças que atuam durante o destacamento das gotas em função da frequência de pulsação da alimentação do arame para a fonte no modo UC

c.2) Efeito da pulsação da alimentação de arame sobre a penetração do cordão de solda

A fim de proporcionar uma melhor compreensão do efeito do impulso mecânico sobre a penetração do cordão solda, é necessário quantificá-lo. Nestes termos, o momento linear (ou quantidade de movimento) da mecânica clássica, um parâmetro quantificável, é mencionado como um dos fatores determinantes na formação do cordão de solda. A quantidade de movimento transferida para o cordão de solda pela colisão mecânica das gotas com alta velocidade impactam em seu potencial para causar a depressão na poça, e com isto, tornar a ação térmica pelo arco mais eficaz, facilitando a penetração da fusão. Assim, como mencionado na seção 3.2.3, Scotti e Rodrigues (2009) introduziram o conceito de Momento Eficaz (M_e), conforme a Equação 3.5.

Outra forma de expressar e quantificar o efeito mecânico produzido pelo impacto das gotículas na poça fusão, proposta neste trabalho, seria através do Energia Cinética Imposta (E_{ci}). Esta nomenclatura é proposta a fim de estabelecer uma analogia com o Calor Imposto (CI),

utilizado tradicionalmente em soldagem, que pode ser brevemente entendido como a energia do arco de soldagem (o produto da tensão do arco pela corrente de soldagem dividida pela velocidade de deslocamento da tocha/arco) que é efetivamente fornecida à peça, ou seja, após a eficiência do processo ser considerada, por unidade de comprimento do cordão de solda. Portanto, a E_{ci} pode ser calculada de acordo com a Equação 3.17, onde: m_d é a massa da gota; v_f é a velocidade de chegada da gota; f_d é a frequência de destacamento; V_s é a velocidade de soldagem. Como se vê, em contraste ao M_e , a E_{ci} considera o quadrado da velocidade da gota. Desta forma, o efeito da velocidade das gotas pode ser revelado com mais significância.

$$E_{ci} = \frac{m_g \cdot v_f^2 \cdot f_d}{2 \cdot V_s} \text{ [J/m]} \quad (3.17)$$

De fato, para alcançar um paralelo adequado em termos e significados energéticos, o calor imposto CI poderia ser chamado de Energia Térmica de Entrada (E_{te}). De qualquer modo, ao distinguir as formas que o processo de soldagem tem de afetar a formação do cordão de solda através de uma contribuição térmica e mecânica da mesma natureza, em termos de propriedades quantitativas medidas pelas mesmas unidades (ambas em termos de entrada de energia por unidade de comprimento do cordão de solda), poderia permitir uma comparação mais direta relativamente ao papel desempenhado por cada parte no cenário de formação do cordão de solda.

Como foi anteriormente demonstrado que o impulso mecânico proporcionado pelo dispositivo de pulsação de alimentação do arame é capaz de influenciar no destacamento das gotas, bem como a formação do cordão de solda. Ambas as formas de medir a magnitude da contribuição mecânica (M_e , a E_{ci}) para a penetração resultante do cordão de solda são apresentadas na Tabela 3.7.

Tabela 3.7 – Valores medidos dos parâmetros utilizados para cálculo de M_e e E_{ci}

Frequência de pulsação (Hz)	Fonte	Frequência de destacamento (Hz)	Massa média (mg)	Velocidade final da gota (m/s)	Penetração (mm)	M_e $\times 10^{-1}$ (Kg/s)	E_{ci} $\times 10^{-2}$ (J/m)
0	UC	8,4	74,180	0,474	0,963	0,988	2,619
8		7,9	67,511	0,593	1,239	1,186	4,390
16		15,6	30,512	0,591	1,746	1,077	4,040
26		22,4	23,385	0,607	(*)	1,177	4,476
8	CC	9,7	56,004	0,391	1,045	0,636	1,877
16		15,7	26,725	0,553	1,508	0,700	2,913

(*) em 26 Hz, apesar da estabilidade do arco, não foi formado um cordão de solda suficientemente longo para permitir medições de penetração devido à limitação operacional do pulsador)

Na Figura 3.38 é mostrada a variação do M_e em relação à frequência de pulsação de alimentação do arame para ambos os modos de operação da fonte. Em contraste ao modo CC, com o modo UC e quando a pulsação de alimentação do arame foi aplicada, pode ser observado um aumento nos valores de M_e , independentemente da frequência de pulsação utilizada. Da perspectiva de energia cinética imposta, pela Figura 3.39 fica implícita a mesma informação, embora haja um aumento nas mudanças proporcionais dos níveis de E_{ci} em relação aos observados para o M_e . Em comparação ao caso da alimentação convencional de arame (0 Hz), quando a pulsação de alimentação de arame foi aplicada, o fator M_e aumentou cerca de 16% com a fonte no modo UC e diminuiu cerca de 17% com a fonte no modo CC. Em relação ao fator E_{ci} , e também em contraste com o caso da alimentação convencional do arame (0 Hz), sua magnitude aumentou geralmente cerca de 90% quando a pulsação de alimentação do arame foi aplicada com a fonte no modo UC, enquanto que não revelou alterações significativas no modo CC. Todos estes fatos indicam que o fator E_{ci} pode apontar os mesmos efeitos do fator M_e , como era de se esperar, desde que o momento linear e a energia cinética dos objetos em movimento (neste caso as gotas) estão interligados a partir da mecânica clássica. No entanto, o fator E_{ci} representa os efeitos de uma forma mais intensa. Considerando que é expresso nas mesmas unidades do calor imposto (CI), o fator E_{ci} pode ser usado para substituir o fator M_e permitindo uma comparação direta e também fracionada ao considerar a energia, tanto térmica como mecânica, imposta pelo processo.

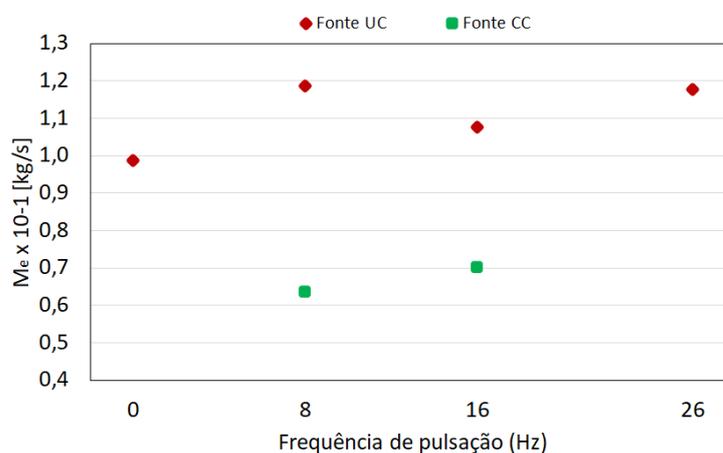


Figura 3.38 - Momentum efetivo calculado em função da frequência de pulsação para ambos os modos operacionais da fonte

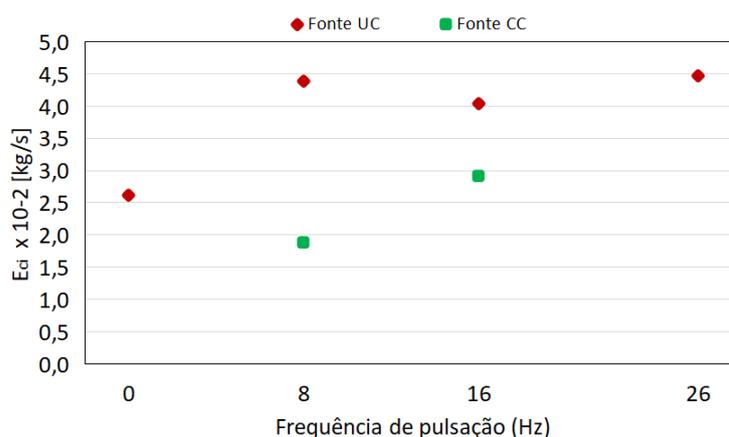


Figura 3.39 - Energia Cinética Imposta calculada em função da frequência de pulsação para ambos os modos operacionais da fonte

Tanto do ponto de vista do M_e como da E_{ci} , com a pulsação de alimentação do arame, seria esperado que a penetração da solda aumentasse com a fonte no modo UC e diminuísse, ou pelo menos ser mantida semelhante com ela no modo CC, principalmente para as duas frequências de pulsação correspondentes avaliadas (8 Hz e 16 Hz). Nota-se na Figura 3.33, para as mesmas frequências de pulsação, que a penetração foi maior com o modo UC do que com o caso CC, o que está de acordo com os valores mais elevados de M_e como da E_{ci} também com o modo UC. Contudo, quando considerados individualmente, a tendência na mudança destes fatores é oposta de acordo com o modo de operação da fonte utilizada; para um aumento na frequência pulsação da alimentação do arame, os valores de M_e e E_{ci} tendem a diminuir no modo UC e a aumentar no modo CC. Desta forma, o aumento da penetração não pode ser totalmente explicado com base nos fatores M_e e E_{ci} , embora mostrem sua contribuição positiva para explicar o aumento da penetração quando a P-AA foi combinada com a fonte no modo UC. Deve-se estudar, então, outros efeitos concorrentes ao efeito mecânico das gotas.

Como listado na Tabela 3.6, notou-se uma ligeira redução da corrente média de soldagem para os testes realizados com a pulsação de alimentação do arame combinada com a fonte no modo UC, enquanto que não se verificou qualquer diferença significativa no modo CC. Do ponto de vista da corrente média, o seu nível inferior causa menor entrada de calor na chapa (efeito térmico). Desta forma, seria de esperar uma pequena redução na penetração da solda quando a pulsação de alimentação do arame fosse aplicada com a fonte no modo UC. Seguindo a mesma lógica, a penetração da solda não deveria mudar quando a pulsação de alimentação do arame fosse aplicada com a fonte no modo CC. Olhando para os valores médios da tensão do arco na Tabela 3.6, nota-se que os níveis não se alteraram significativamente para a fonte no modo UC com a introdução da P-AA, mas aumentaram para o modo CC. A partir da premissa de que a tensão do arco reflete diretamente o seu comprimento, ao trabalhar com comprimentos de arco

mais longos, seria de esperar uma diminuição da penetração, uma vez que o arco está menos concentrado (baixa densidade de energia). Visto que a penetração da solda foi maior quando a P-AA foi aplicada com o modo CC (com 16 Hz), também não há provas de que o comprimento do arco fosse predominante para justificar os resultados. Ao se observar a energia do arco, também na Tabela 3.6, o comportamento segue uma tendência semelhante à observada para a corrente de soldagem, e as variações globais foram menores. Portanto, tal como observado para os fatores M_e e E_{ci} referentes aos efeitos mecânicos devidos ao impacto das gotas, a contribuição em termos de efeitos térmicos devidos à corrente de soldagem e tensão do arco também não justifica o aumento da penetração quando a frequência de pulsação da alimentação do arame foi elevada. Como tipicamente encontrado na soldagem a arco, especialmente no processo MIG/MAG e suas versões derivativas, uma interação multi-fenômenos governa a formação do cordão, como ilustrado na Figura 3.4, o que dificulta o entendimento, ainda mais quando um novo fator é trazido para o cenário, como é o caso da pulsação de alimentação do arame.

Portanto, deve haver outros fatores prevalecendo e governando a formação do cordão de solda em termos da penetração. Entre as possibilidades, destaca-se o fenômeno do fluxo de Marangoni. Uma variação na tensão superficial que atua na poça de solda, que induz o fluxo de Marangoni, é gerada por gradientes de tensão superficial e a conseqüente pressão interfacial. Assim, a mudança na profundidade de penetração de um cordão de solda resultaria das variações no padrão de movimento do metal líquido ocorrendo em sua poça de fusão de solda, o que afeta a convecção de calor resultante (MILLS et.al., 1998).

Foi mostrado que um aumento na frequência de pulsação de alimentação de arame aumenta o número de gotas a serem destacadas, enquanto reduz suas massas. A partir disso, hipoteticamente, pode-se considerar que gotas menores facilitam seu mergulho na poça em direção à raiz da solda, melhorando seu comportamento hidrodinâmico. Como indicativo de suporte a essa hipótese, também foi observado, a partir das filmagens de alta velocidade, que há uma ação mecânica de orientação de impulso promovida pelo dispositivo de pulsação de alimentação do arame, que ajuda a direcionar as gotas para a região central da poça (Figura 3.40 (a)). Um grande número de gotas colidindo no mesmo ponto pode ajudar a transferência de massa e calor da superfície para a raiz da poça de fusão, aumentando a profundidade de penetração da solda de maneira concentrada. Esta ocorrência não é verificada com a transferência globular convencional (Figura 3.40(b)), isto é, sem a pulsação de alimentação do arame. Além disso, a hidrodinâmica envolvida não pode ser negligenciada. O arrasto hidrodinâmico, isto é, a força que age oposta ao movimento relativo da gota se movendo para o fluido da poça de fusão antes que ela se funda completamente em termos de massa e calor, também pode ser determinante. A partir da dinâmica dos fluidos, a força de arrasto é diretamente proporcional à velocidade relativa e à área da seção transversal do corpo em movimento, neste

caso, a gota. Assim, o arrasto induzido pelas gotas mais rápidas transferidas com a pulsação de alimentação do arame pode conter parcialmente o efeito de aumento da penetração esperado do impulso mecânico. Porém, esquematicamente pela Figura 3.41, em termos da área de seção transversal das gotas sendo transferidas e de maneira complementar à ação de orientação, mostra-se que o tamanho das gotas pode impedir seu mergulho na poça, contribuindo para definir a penetração da solda. Gotas menores, para induzir menos arrasto hidrodinâmico, tendem a alcançar regiões mais profundas na poça de fusão.

Em relação ao fluxo de Marangoni, outras explicações possíveis para a mudança na penetração podem ser delineadas de acordo com o que foi encontrado por outros autores. Choo et al. (1992) apontam que o fluxo induzido pela diferença na tensão superficial entre a gota e o líquido é o fator dominante na definição da direção e intensidade do fluxo no fluido dentro da poça de fusão. Segundo eles, o impacto das gotas na poça afeta o gradiente de tensão superficial. De acordo com Davies et al. (2000), pode-se esperar que gotas mais quentes que a poça de fusão tenham menor tensão superficial relativa. A partir desses apontamentos, para este trabalho poder-se-ia esperar que à medida que as gotas com a pulsação de alimentação do arame são destacadas e transferidas mais rapidamente devido ao impulso mecânico, elas podem ser menos superaquecidas devido ao menor tempo de exposição ao arco, resultando em tensões superficiais superiores, interferindo no gradiente de tensão superficial resultante na poça de fusão e afetando seu fluxo convectivo. Além disso, a temperatura mais baixa das gotas também implica em maior densidade, o que afeta a força de arrasto que atua na gota quando ela já está na poça de fusão. A maior diferença entre as densidades das gotas e da poça favoreceria um movimento de fluido descendente. Finalmente, de acordo com Jaidi e Dutta (2004), o efeito da queda das gotas no processo MIG/MAG e a intensificada difusividade térmica resultante na poça, causada pelo aumento da turbulência gerada, tendem a formar a poça, e portanto, o cordão de solda mais profundo. Com a pulsação de alimentação do arame, o aumento do número de gotículas colidindo com a poça de solda e com velocidades mais rápidas poderia intensificar sua turbulência e, assim, aumentar a penetração da solda. Como o arco, neste caso, também está sendo constantemente alterado em comprimento pelo movimento cíclico da ponta do arame, o jato de plasma o seguiria e também contribuiria para a agitação da poça de fusão.

Apesar de não mostrar claramente efeitos através de fatores como M_e e E_{ci} para expressar a influência da energia mecânica correspondente imposta na poça de fusão a combinação da pulsação de alimentação do arame com a transferência de metal globular, parece exibir a capacidade de alterar a maneira como as gotas interagem com a poça, o que resulta em uma capacidade de aumentar a profundidade da penetração sem necessariamente aumentar a energia térmica do processo. Nesse caso, o fluxo de Marangoni, e seus fatores relacionados, parecem explicar principalmente as alterações verificadas na penetração da solda no processo MIG/MAG.

Sendo assim, ao aplicar a técnica de pulsação por alimentação de arame, pode-se afetar a hidrodinâmica e a temperatura das gotas, bem como as características de fluxo da poça (turbulência) e tensão superficial. Embora a contribuição exata de cada um desses fatores seja bastante complexa, todas as hipóteses consideradas implicam que eles alterariam a massa convectiva da poça e o comportamento de transferência de calor como consequência de suas variações de tensão superficial, ou seja, o fluxo de Marangoni seria afetado de forma diversa pela pulsação de alimentação do arame.

Portanto, a maneira como a dinâmica da alimentação do arame é realizada, sem ou com pulsação, por exemplo, também deve ser considerada para a representação hierárquica dos fenômenos de formação do cordão de solda no processo MIG/MAG delineado na Figura 3.4. Como uma tentativa de complementar esta Figura, em termos dos mecanismos que determinam se os efeitos são térmicos, mecânicos ou uma combinação de ambos (termomecânicos), na Figura 3.42 é incorporado o fluxo de Marangoni na Figura 3.4 (embora discutível se o mecanismo de Marangoni produziria efeito térmico ou mecânico na formação do cordão de solda, no presente trabalho se preferiu classificá-lo associado ao efeito mecânico).

Além disso, os materiais de base e de adição e a maneira como o último é realmente alimentado na zona de fusão (arco / poça), resumidos aqui como dinâmica de alimentação, são incluídos como parâmetros complementares que influenciam este e outros mecanismos no cenário dos fenômenos que afetam a formação do cordão de solda. Da mesma forma, os parâmetros da dinâmica da alimentação também afetam até certo ponto outros mecanismos envolvidos, o que reforça suas influências nos efeitos térmicos e / ou mecânicos. Se a pulsação de alimentação do arame for aplicada com no modo de operação UC, o campo magnético ao redor do arame eletrodo e do arco elétrico poderá aumentar ou diminuir conforme a corrente de soldagem, já a corrente fica livre para subir e descer conforme o comprimento do arco aumenta e diminui, respectivamente . Como o comprimento do arco varia de acordo com a P-AA, o mecanismo de acoplamento arco-metal também é afetado para ambos modos de operação da fonte, ou seja, a área de acoplamento é diretamente proporcional ao comprimento do arco. Como a corrente de soldagem e o comprimento do arco variam conforme o arame-eletrodo avança e recua ciclicamente, o mecanismo do jato de plasma também é afetado. Apesar dessas complementações, a complexidade que envolve os fatores determinantes na formação do cordão de solda permanece, especialmente no processo MIG/MAG, e o quadro aqui complementado provavelmente sofrerá atualizações contínuas à medida que novas descobertas e entendimentos relacionados ao fenômeno forem revelados.

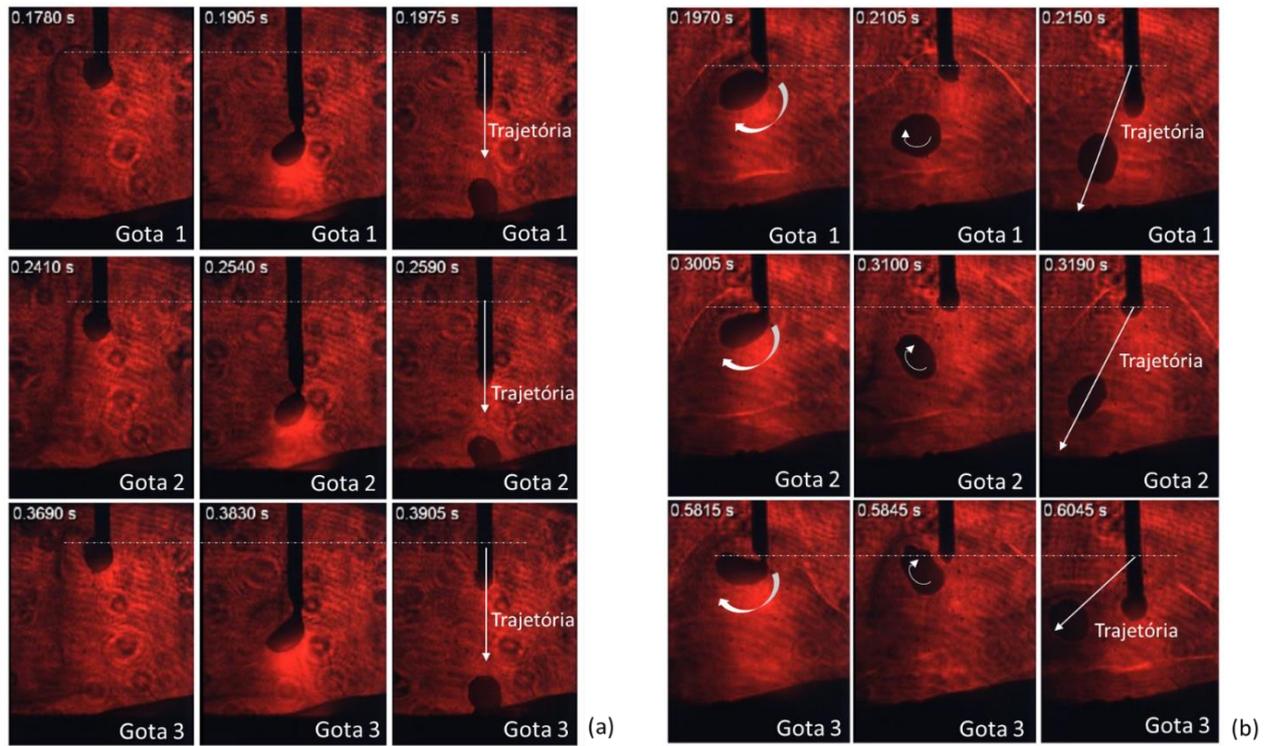


Figura 3.40 - Dinâmica de destacamento com uma sequência de três imagens para cada gota aleatória avaliada (da esquerda para a direita e de cima para baixo): (a) com pulsação de alimentação do arame (16 Hz-UC); (b) sem pulsação de alimentação do arame (0 Hz-UC)

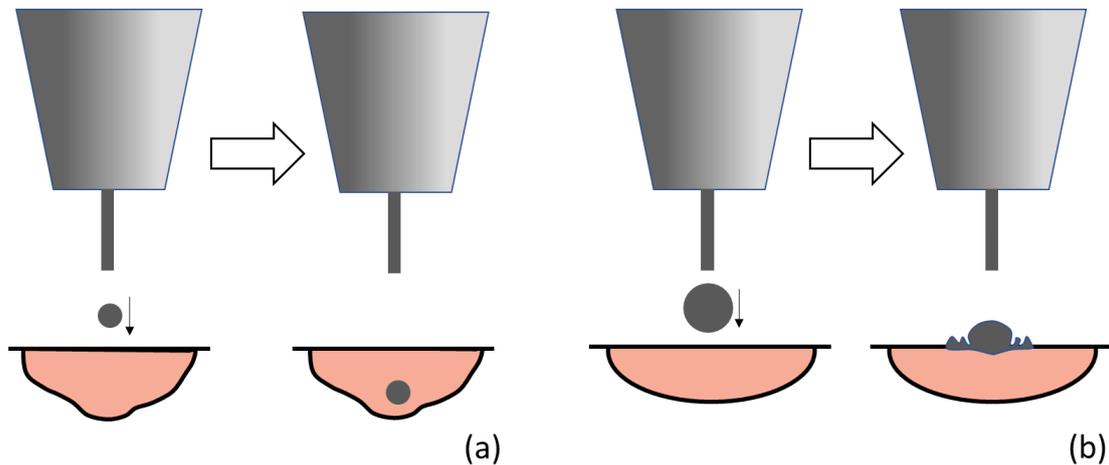


Figura 3.41 - Ilustração esquemática da influência da massa e tamanho das gotas sobre a penetração do cordão de solda: (a) uma gotícula menor que entra facilmente, contribuindo para uma penetração profunda; (b) uma gota maior com dificuldade de entrada e contribuindo para uma penetração superficial



Figura 3.42 - Representação hierárquica atualizada dos fenômenos que afetam a formação do cordão de solda no processo MIG/MAG (baseado em Scotti e Ponomarev (2008) e modificado após as conclusões do presente trabalho)

3.3.2 Abordagem II: Aplicação da pulsação da alimentação de arame-eletrodo para induzir transferência de gota por tensão superficial

3.3.2.1 Metodologia para avaliar a Abordagem II

Nessa segunda abordagem do capítulo, uma proposta inicial seria a de aplicar a P-AA-eletrodo sobre a transferência metálica por curto-circuito convencional (baixa corrente e com pequeno comprimento do arco). Seria esperado que com a atuação mecânica do arame fosse possível manter uma maior regularidade do tamanho de gotas em transferência (já que o avanço/recuo do arame seria feito com frequência regular). Assim como seria esperado minimizar a formação de respingos (por permitir reduzir o tempo de curto-circuito pela retração do arame, impedindo que a corrente cresça demasiadamente antes da ruptura do menisco gota-poça). Como se sabe, o já consolidado processo derivativo com tecnologia CMT® do fabricante Fronius, por exemplo, utiliza o avanço e retração do arame como uma das formas de controlar a transferência metálica por curto-circuito (a outra forma utilizada no CMT® é atuar também sobre a corrente, no sentido de sua redução antes da ruptura do menisco, fato não almejado neste trabalho). No entanto, já havia sido verificado em pré-testes que ao aplicar a P-AA como proposto, grandes instabilidades no processo e irregularidades nos cordões acontecem. Uma das razões teria sido a de que a frequência natural dos curtos inerentes ao processo ser muito superior à capacidade de pulsação do dispositivo utilizado. Os curtos ocasionados pela ação mecânica do arame acabam atrapalhando a transferência metálica natural do processo, invalidando a proposta inicial.

Por isto, foi levantada a proposta de se obter transferência por curto-circuito de baixa frequência, compatível com a do dispositivo pulsador (objetivo da Abordagem II). No caso, isto seria possível a partir de uma transferência do tipo globular, caracterizada pelas baixas frequências e longos comprimentos de arco. Se por um lado, as baixas frequências levam à transferência com gotas grandes, dificultando a regularidade térmica e mecânica da formação da gota, por outro lado, um arco longo traria maior energia transferível, conseqüentemente maior fusão lateral e maior molhabilidade da poça em relação ao metal de base. Pensou-se que, assim, através da ação mecânica sobre o arame, a frequência de transferência globular poderia ser aumentada e o tamanho das gotas a serem transferidas para a poça poderia ser controlado (menores gotas), viabilizando a soldagem com arcos longos no modo curto-circuito. Desta forma, estar-se-ia fazendo um curto-circuito com controle sobre a transferência metálica (transferência induzidas de gotas por tensão superficial), mas sem se utilizar do princípio do controle da forma da corrente.

Para isso, foram propostos testes na etapa preliminar, nos quais se comparariam a soldagem MIG/MAG com regulagem para se obter transferência globular em condições com e sem P-AA. Para avaliar o efeito da P-AA sobre o autocontrole de comprimento de arco típico do processo MIG/MAG no modo tensão constante, os testes seriam realizados nos dois modos de operação da fonte, corrente constante (CC) e tensão constante (UC). Para fins de análises, usar-se-ia os aspectos dos oscilogramas de tensão e corrente e filmagens em alta velocidade das transferências. Para obter os oscilogramas, foi proposto usar o sistema de aquisição de dados descrito na seção 3.4, enquanto para a filmagem da transferência metálica seria utilizada a técnica de perfilografia a Laser (seção 3.4).

Para fins de quantificação da comparação, planejou-se testes confirmatórios, onde seriam avaliadas as regularidades de transferência, utilizando o Critério Laprosolda de Regularidade de Transferência por Curto-circuito, e a geometria dos cordões, através dos parâmetros largura, penetração, altura do reforço, área adicionada, ZTA e diluição dos mesmos. Também foi utilizada a análise de variância (ANOVA) como análise estatística destas variáveis. Seu objetivo é verificar se existe uma diferença significativa entre as médias e se os fatores exercem influência em alguma variável dependente. Os dados foram tratados no programa RStudio®. Para verificação das pressuposições da ANOVA foram realizados os testes de Levene para a homogeneidade das variâncias e Shapiro-Wilk para normalidade dos resíduos, assegurando assim, a confiabilidade da análise. Quando diferenças no efeito do tratamento foram observadas pelo teste da ANOVA ($P < 0,05$), foi utilizado o teste de Tukey para diferenciação das médias.

Ainda de caráter metodológico, as imagens das seções transversais para avaliar a geometria dos cordões foram registradas por um scanner de alta resolução (4800 dpi). Uma vantagem da utilização de um scanner de alta resolução ao invés da técnica típica de foto é a menor distorção

das imagens obtidas. Os scanners não possuem lentes curvas como em câmeras fotográficas e em equipamentos estereoscópicos, ou seja, toda a superfície da amostra está em contato com o plano de varredura da imagem do scanner. Este fato contribui para que a imagem capturada mantenha as dimensões reais do objeto, minimizando assim, erros nas medições. Outro ponto positivo é a homogeneidade na distribuição de luz na superfície da amostra, não necessitando de fontes de iluminação especiais externa para garantir uma boa imagem. Ressalva-se que para uma melhor definição das regiões do cordão de solda (zona fundida, zona de ligação, ZTA e metal de base) na imagem obtida por este método, recomenda-se que as amostras estejam polidas.

O Critério Laprosolda de Regularidade de Transferência por Curto-circuito (SOUZA et al., 2011) se baseia na premissa de que a regularidade da transferência por curto-circuito está relacionada com a constância dos tempos em curto-circuito e em arco aberto, assim como com o fato de que cada gota ao se destacar tenha um volume apropriado. Este volume apropriado seria aquele, nem tão pequeno que não permitiria haver a ação da tensão superficial para provocar a transferência da gota de forma regular, e nem tão grande que se assemelharia à transferência globular (com suas consequentes limitações).

Como meio de se aplicar a premissa do volume apropriado, foi definido um parâmetro denominado de “Frequência de corte para tamanho máximo de gota para transferência por curto-circuito” (F_{corte}), já que o tamanho mínimo de gota é identificado pela própria premissa da regularidade da transferência por curto-circuito, como será explicada a seguir. Assume-se, arbitrariamente, que gotas com diâmetro maiores do que 25% do diâmetro do arame-eletrodo já representam gotas com volume excessivo. Para o cálculo do parâmetro F_{corte} , tem-se a Equação 3.18.

$$F_{\text{corte}} = \frac{3 \cdot V_{\text{alim}} \cdot d_e^2}{2 \cdot d_g^3} \quad (3.18),$$

onde V_{alim} = velocidade de alimentação do arame (mm/s); d_e = diâmetro do eletrodo (mm); e d_g = diâmetro máximo da gota (mm), ou seja, $d_g = 1,25 \times d_e$.

Considerando somente os valores de frequência de curto-circuito acima da frequência de corte (F_{corte}), a premissa da regularidade da transferência por curto-circuito é aplicada usando um segundo parâmetro, denominado Índice Vilarinho de Regularidade por curto-circuito, cujo ícone é o IVcc. Segundo Souza et al. (2011), o cálculo de IVcc é feito pela soma dos coeficientes de variação dos tempos de curto-circuito e arco aberto, levando-se em conta a relação entre o desvio padrão e a média de cada termo, como mostrado na Equação 3.19. Quanto menor for a variação destes tempos, mais regular é a transferência do processo, conseqüentemente, menor o valor de IVcc.

$$IV_{cc} = \frac{\alpha t_{cc}}{t_{cc}} + \frac{\alpha t_{ab}}{t_{ab}} \quad (3.19),$$

onde αt_{cc} = desvio padrão da média do tempo de curto-circuito; αt_{ab} = desvio padrão da média do tempo de arco aberto; t_{cc} = média do tempo de curto-circuito; t_{ab} = média do tempo de arco aberto.

Uma terceira equação (Equação 3.20) pode ser usada para estimar o tamanho médio das gotículas durante a transferência de metal (D_d), assumindo que o material seja transferido através de gotículas crescidas antes de cada curto-circuito. As gotículas crescem com o tempo decorrido entre períodos de curto-circuito.

$$D_g = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot Val_{im} \cdot D_e^2}{2 \cdot F_{cc}}} \quad (3.20),$$

onde: F_{cc} = frequência de curto-circuito

Souza (2011) usou o Critério Laprosolda de Regularidade de Transferência por Curto-circuito em seu estudo para mapear a transferência metálica do processo MIG/MAG nesse modo de transferência, pesquisando-se algumas variáveis, dentre elas a tensão de regulagem. Quanto à tensão, o autor verificou que as curvas de IV_{cc} caracterizam de forma progressiva a regularidade da transferência metálica, como mostradas na Figura 3.43. De acordo com essa figura, partindo-se de uma tensão baixa (comprimento de arco muito pequeno, conseqüentemente volume pequeno de gotas), os valores de IV_{cc} começam a decair, até atingir um valor mínimo, que seria o ponto de maior regularidade. Com a sequência do crescimento da tensão, o valor de IV_{cc} começa a aumentar novamente, atingido um ponto de máximo, decaindo a seguir. Porém, o F_{corte} acontece antes do ponto de máximo (Figura 3.43), impedindo a possibilidade de haver dois pontos de mínimos.

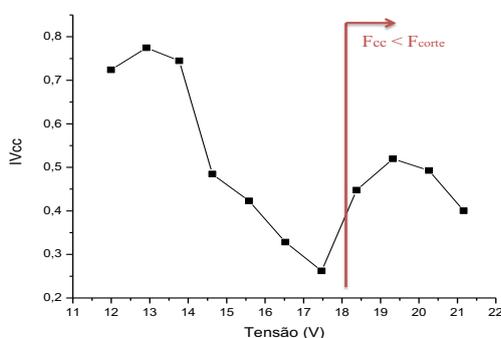


Figura 3.43 - Curvas do índice de regularidade (IV_{cc}) calculado em função da tensão de soldagem para velocidade de alimentação de 2,05 m/min (107 A) e gás de proteção Ar + 8%CO₂ (SOUZA et al., 2011)

Visando facilitar a determinação do índice IVcc de regularidade, foi desenvolvido para este estudo por uma equipe do Laprosolda-UFU um software denominado CURTO, na plataforma Matlab®. Posteriormente, este software sofreu atualizações, como na versão CURTOWELD, utilizada neste trabalho (VILARINHO E ARAUJO, 2019). Como ilustrada pela Figura 3.44, a interface do programa CURTOWELD demanda a entrada de dados pelo usuário, tais como, a frequência de aquisição, as colunas de confirmação do arquivo com dados de aquisição (tensão e corrente em função do tempo), a tensão de curto (utilizada como critério para identificar uma ocorrência de curto pelo programa) e o intervalo de tempo para análise referente aos dados adquiridos (compreendido entre t min e t máx). Este programa, por ser seu objetivo o de calcular o IVcc, não separa curtos-circuitos incipientes (durante os quais a transferência metálica não tem tempo de acontecer governada pela tensão superficial) dos curtos mais longos, apesar de distingui-los no seu relatório de resultados. Para tal, o programa considera como curtos-circuitos incipientes aqueles com duração inferior a 2 ms).



Figura 3.44 – Interface homem-máquina do programa CURTOWELD

3.3.2.2 Etapa preliminar

a) Procedimento Experimental

Os testes da etapa preliminar consistiram na deposição de cordões (simples deposição) de 130 mm de comprimento, realizados no centro das placas de teste de aço ASTM 1020, de dimensões 200 mm x 50 mm x 6,3 mm. A bancada experimental para execução dos testes foi a mesma utilizada para os testes da seção 3.3.1.3, apresentada na Figura 3.19. A forma de P-AA utilizada foi trapezoidal (como mostrada na seção 2.6.2). A amplitude de pulsação foi regulada em nominalmente 2 mm, realizada em condição favorável para aplicação da técnica de transferência da gota induzida por tensão superficial.

Na Tabela 3.8 é apresentada a sequência de execução dos testes e respectivas parametrizações. Como mencionado na metodologia (seção 3.3.2.1), os experimentos foram conduzidos com a fonte regulada nos dois modos de operação (corrente constante e tensão constante). Inicialmente, regulou-se a tensão em 31,5 V para se conseguir uma transferência com arco longo com a fonte no modo tensão constante. Também foram reguladas uma corrente de curto-circuito de $I_{ccr} = 450$ A e uma tensão de curto-circuito de $U_{ccr} = 5$ V. É importante esclarecer que a fonte utilizada tem como possibilidade a regulagem da corrente máxima alcançável durante o curto-circuito (I_{ccr}), assim como a tensão abaixo da qual a fonte interpreta como curto-circuito e libera a I_{ccr} . A quantificação do comprimento do arco foi feita baseada em visualização por filmagem em alta velocidade. No entanto, este comprimento de arco, que se mostrou muito longo, precisou ser ajustado, já que a amplitude de pulsação regulada no dispositivo seria de 2 mm. Sendo assim, a tensão foi reduzida até que o comprimento de arco ficasse em torno de 2 mm (28 V), possibilitando que, ao habilitar a ação mecânica do arame, o arame tocasse a poça (transferindo a gota em sua ponta por curto-circuito). Esta condição paramétrica foi utilizada no experimento 8 Hz-UC.

Para os experimentos 8 Hz-CC e SP-CC da Tabela 3.8, o modo de operação da fonte foi alterado para corrente constante (usando-se a mesma $I_{cc} = 450$ A e $U_{cc} = 5$ V). Agora, o ajuste de comprimento do arco para manter os mesmos 2 mm de arco foi realizado por meio da regulagem de corrente, mantendo a mesma velocidade de alimentação (comprimentos também monitorados por perfilografia a Laser). Para efeito de comparação, o SP-CC foi realizado sem P-AA, apenas com um pequeno aumento de corrente, para ajustar o comprimento do arco e amenizar as instabilidades verificadas previamente (quando a corrente esteve no mesmo nível que no teste 8 Hz-CC).

Tabela 3.8 - Parâmetros de soldagem/pulsação selecionados para os testes com arame maciço da classe AWS ER70S-6 (diâmetro de 1,0 mm); Gás de proteção Ar+25%CO₂, com vazão regulada em 16 L/min; $V_{\text{sold}} = 20$ cm/min; DBCP = 18 mm.

Teste	Frequência de pulsação (Hz)	Fonte	Corrente Regulada (A)	Tensão Regulada (V)	Valim (m/min)
8 Hz-UC	8	UC	-	28	4,8
8 Hz-CC	8	CC	125	-	4,8
SP-CC	0		130	-	

*SP = Sem pulsação; UC = Fonte no modo de operação em tensão constante; CC = Fonte no modo de operação em corrente constante

b) Resultados e Discussão

É importante salientar que existem diferenças típicas entre os comportamentos da corrente e tensão nos modos de transferência natural curto-circuito e globular. Segundo Scotti et al. (2012), para ser classificado como um curto-circuito puro, deve haver um contato entre a gota em formação e a poça de fusão antes do seu destacamento. Ainda de acordo com estes autores, durante a fase de arco aberto (instantes depois das ocorrências de curtos-circuitos), um nível médio de corrente mais elevado faz com que a taxa de fusão do arame se torne momentaneamente superior à velocidade de alimentação do arame (que é constante, de acordo com a regulagem da mesma), e que o arco aumente progressivamente. Com a fonte no modo tensão constante, o arco mais longo faz com que a corrente diminua e a taxa de fusão do arame caia, ambos gradualmente, tornando a taxa de fusão menor do que a velocidade de alimentação do arame. Neste momento, a ponta do arame tende a se aproximar da poça, favorecendo o curto-circuito. Durante os períodos de curto-circuito, o arco é praticamente extinto. Como a resistência elétrica é reduzida durante o contato gota-poça (curto-circuito), a corrente cresce progressivamente. Ainda durante a fase de curto-circuito, a gota é puxada pela poça devido à tensão superficial, criando um menisco de ligação gota-poça. Com o aumento progressivo da corrente, conseqüentemente das forças eletromagnéticas, este menisco é rompido pelo Efeito Pinch, ajudado pela força devido à tensão superficial. Ao ser rompido, a corrente é mais alta do que a necessária na fase de arco aberto. Sendo assim, a taxa de fusão é instantaneamente maior do que a velocidade de alimentação do arame e o arco volta a crescer, reiniciando-se o ciclo como arco aberto.

Já na transferência globular, ainda segundo Scotti et al. (2012), há ocorrência de gotas grandes (entre 1,5 e 3 vezes o diâmetro do arame), e uma baixa frequência de transferência destas para a poça (em torno de 1 a 10 gotas por segundo). Ao final de cada destacamento de gota, uma nova gota cresce governada principalmente pelo equilíbrio das forças devido à gravidade e à tensão superficial. Durante o crescimento da gota na ponta do arame, o comprimento do arco se reduz progressivamente (o acoplamento do arco se dá sob a gota). Como consequência, usando-se a fonte no modo tensão constante, a corrente tende a aumentar (a taxa de fusão fica maior do que a de alimentação do arame, que não consegue recuperar o comprimento do arco pois ao mesmo tempo faz crescer o tamanho da gota). Este comportamento da transferência justifica um aspecto de sobe (gota crescendo) e desce (gota destacada) da corrente, típico da transferência (Scotti et al., 2014, demonstraram ainda que este comportamento depende do teor de CO_2 no gás de proteção, mas que não será tratado aqui por fugir do escopo do trabalho, que usou sempre uma mistura $\text{Ar}+25\%\text{CO}_2$).

Na Figura 3.45 é ilustrada a diferença entre os tempos médios de curto-circuito e as frequências de transferência para as três regulagens da Tabela 3.8, registrados em um intervalo de 5 segundos de aquisição. É possível observar que praticamente todos os curtos na condição 8 Hz – UC foram do tipo incipiente, com um tempo médio de curto-circuito abaixo de 2 ms. Em curtos-circuitos incipientes, a gota transfere, mas não por ação da tensão superficial. Quando a fonte foi alterada para o modo corrente constante na condição 8 Hz – CC, curtos do tipo incipiente foram praticamente inexistentes, já que o tempo médio de curto-circuito cresceu para aproximadamente 13 ms. Já na condição SP – CC, a quantidade de curtos-circuitos cresceu, embora em torno de 19% desses curtos foram do tipo incipiente.

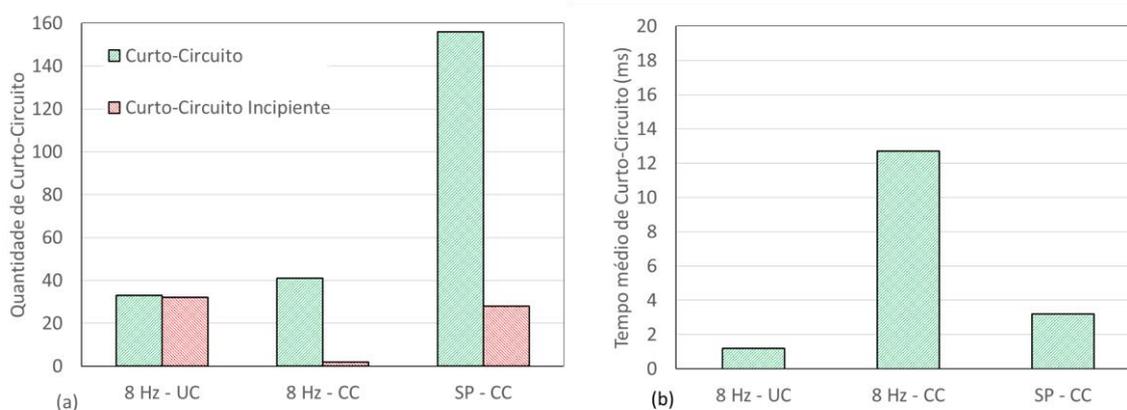


Figura 3.45 – Dados de curto-circuito quantificados em um tempo de aquisição de 5 segundos para os testes da Tabela 3.8: (a) Quantidade de curto-circuito; (b) Tempo médio de curto-circuito

Na Figura 3.46 são apresentados os oscilogramas de corrente e tensão monitorados para o experimento 8 Hz-UC. É possível perceber um crescimento da corrente antes da ocorrência do curto-circuito, fato que difere de um oscilograma típico da transferência por curto-circuito convencional com fonte no modo tensão constante (condição em que a corrente só cresce após haver o curto-circuito). Além de ser esperado um crescimento de corrente durante o crescimento da gota pela transferência globular (explicado no parágrafo anterior), existe ainda, neste caso, a aproximação do arame à poça realizada de forma forçada (e não por uma diferença entre a taxa de fusão e velocidade de alimentação do arame). Assim, haverá um crescimento íngreme da corrente durante a aproximação (maiores valores de corrente para arcos mais curtos em fonte de tensão constante, devido à característica estática do arco), até que a gota seja transferida (contato forçado da gota com a poça pela ação de avanço do arame pelo pulsador). O movimento de retração do arame retoma progressivamente o comprimento do arco, conseqüentemente, reduzindo a corrente.

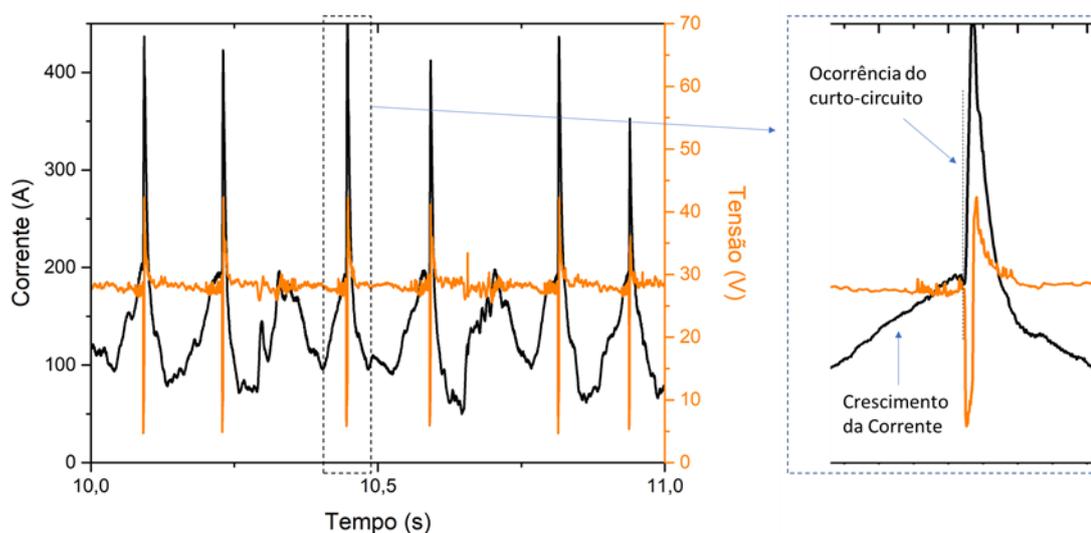


Figura 3.46 – Oscilogramas típicos de corrente e tensão monitorados para o experimento 8 Hz-UC da Tabela 3.8, com ênfase pela ampliação de um trecho ao comportamento de crescimento da corrente antes mesmo da ocorrência de curtos-circuitos (tempo médio dos curtos-circuitos de 1,2 ms)

Ainda observando o oscilograma da Figura 3.46, é possível perceber dois picos de corrente que não são associados à queda de tensão, o que representa não ter havido a ocorrência de curto-circuito. Desta forma, houve aproximação da ponta do arame pelo efeito do pulsador, mas não houve contato da gota com a poça. Como ilustrado na Figura 3.47, em algumas aproximações do arame, percebe-se a repulsão da gota, impedindo até mesmo seu contato com a poça. De acordo com Scotti et al. (2012), em uma transferência globular repelida, o acoplamento do arco fica

constrito e concentrado sob a gota, criando forças repulsivas (devido ao efeito pinch e à reação da vaporização do metal, ambos atuando no sentido contrário à da transferência). Acredita-se também que o excesso vapor de metal possa ser formado na poça, especialmente por gases ricos em CO_2 (no presente trabalho, o gás de proteção é uma mistura de Ar com 25% de CO_2). A grande gota formada logo acima da poça fica sob ação de uma alta pressão devido à pequena área de escape. As forças, então, repelem a gota do eixo do arame, fazendo-a crescer mais para um lado do que para o outro. Assim, a transferência da gota ocorre quando a gravidade e as forças aerodinâmicas excedem as forças de repulsão no arco.

Sendo assim, o fenômeno de repulsão da gota observado na Figura 3.47 é próximo ao que ocorre na transferência globular repelida acima descrita, sendo que, o alto crescimento da corrente durante a aproximação forçada do arame pela ação do pulsador contribui para o aumento das forças de reação que irão atuar na gota, repelindo-a.

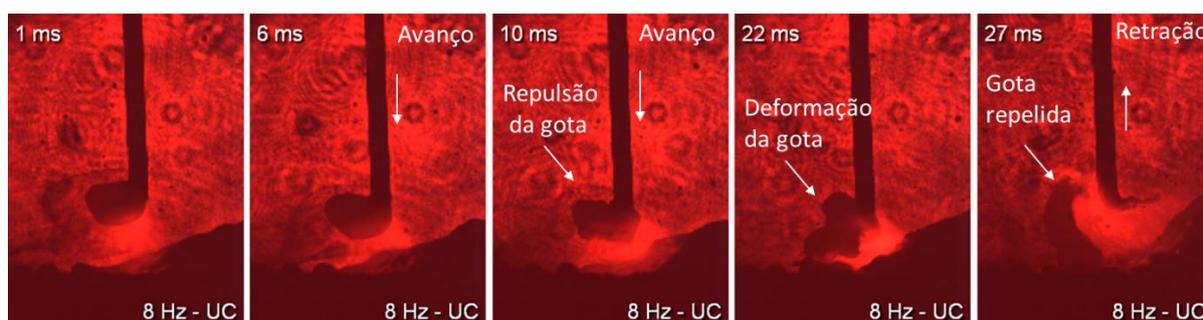


Figura 3.47 – Instabilidade da transferência durante o avanço do arame devido à ação da força de reação à jatos de vapores e ao jato de plasma, com a fonte do modo tensão constante (experimento 8 Hz-UC da Tabela 3.8)

Na Figura 3.48 são apresentados os oscilogramas de corrente e tensão monitorados para o experimento 8 Hz-CC, em que a fonte operava no modo corrente constante. Com a modificação do modo de operação da fonte, é possível perceber, comparando a Figura 3.48 com a Figura 3.46, um comportamento diferente para os sinais de corrente e tensão. O primeiro ponto é a maior constância dos sinais, assim como uma regular periodicidade na ocorrência dos curtos-circuitos. Segundo que, diferentemente de quando fonte foi regulada no modo tensão constante, agora não se tem um crescimento da corrente anteriormente à ocorrência dos curtos-circuitos. Pelos quadros representativos da transferência deste experimento (Figura 3.49), observa-se que durante a aproximação do arame não há o mesmo comportamento de repulsão da gota, como na condição 8 Hz-UC. O comportamento de repulsão, antes atribuído ao crescimento da corrente durante a aproximação do arame, é minimizado ao se trabalhar com a fonte no modo corrente constante. Como mostrado na Figura 3.45, é importante destacar que a duração dos curtos-circuitos neste caso é maior, mesmo que, provavelmente a transferência não tenha sido governada por tensão

superficial, e sim pela premissa do volume de gota apropriado. Tais evidências sugerem ser possível obter uma transferência globular por curto-circuito regular.

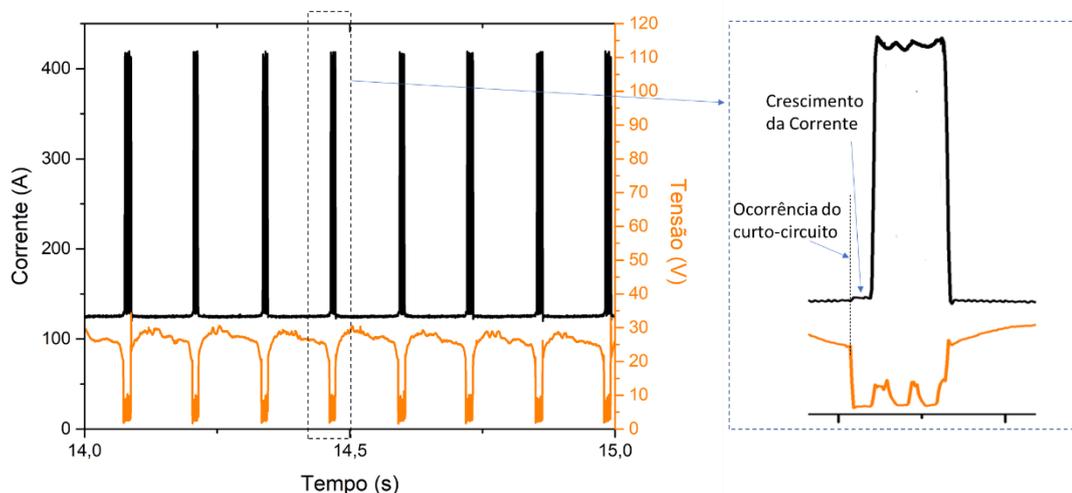


Figura 3.48 – Oscilogramas típicos de corrente e tensão monitorados para o experimento 8 Hz-CC da Tabela 3.8 (tempo médio dos curtos-circuitos de 12,7 ms)

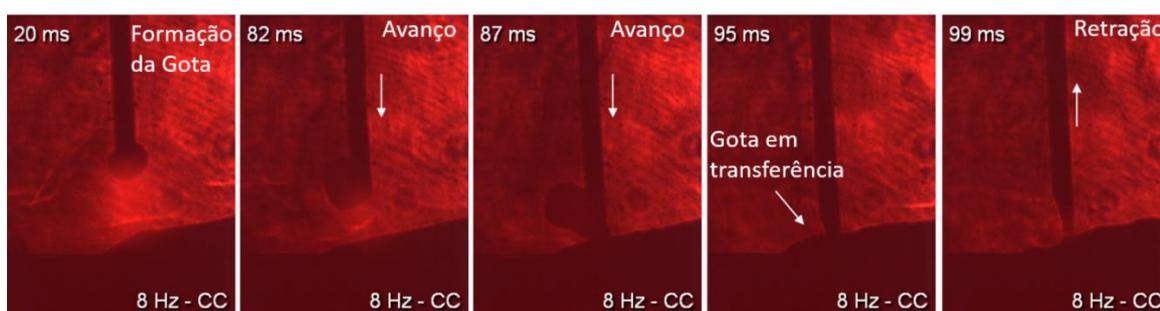


Figura 3.49 – Quadros obtidos na transferência de uma gota para o experimento 8 Hz - CC

Finalmente, na Figura 3.50 são apresentados os oscilogramas de corrente e tensão monitorados para o experimento SP – CC, em que a fonte se mantém no modo corrente constante, mas não há P-AA. O crescimento da corrente somente após a ocorrência dos curtos-circuitos é observado neste caso, mesmo com a fonte ainda regulada em modo corrente constante. No entanto, ao desabilitar a pulsação, tem-se um aumento da frequência na ocorrência de curtos, mas com menor duração, como também é mostrado pela Figura 3.45. Observando-se os quadros representativos de uma sequência de transferência para 3 gotas (Figura 3.51), nota-se uma redução no tamanho das gotas. Tais fatos sugerem que o processo (sem o uso da pulsação e para esta condição de parâmetros) volta a ter um comprimento de arco menor com transferência por curto-circuito natural com gotas menores. É possível também perceber uma transferência menos regular com maior ocorrência de respingos, podendo ser justificada pela premissa do

volume de gotas, em que o volume não foi apropriado para permitir haver a ação da tensão superficial para provocar a transferência da gota de forma regular.

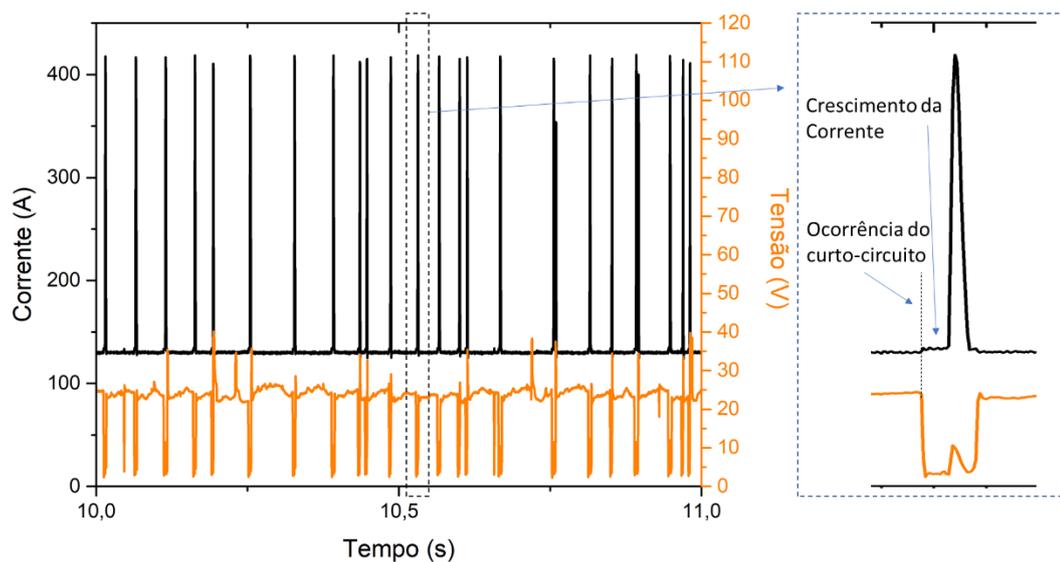


Figura 3.50 – Oscilogramas típicos de corrente e tensão monitorados para o experimento SP - CC da Tabela 3.8 (tempo médio dos curtos-circuitos de 3,2 ms)



Figura 3.51 – Quadros obtidos na transferência de três gotas para o experimento SP - CC

Portanto, os testes preliminares sugerem que a partir da P-AA, e mesmo sem se utilizar do princípio do controle da forma da corrente, é possível que a frequência de transferência seja aumentada e o tamanho das gotas a serem transferidas para a poça possa ser modificado (menores gotas) em relação ao globular convencional. Assim, se consegue viabilizar a soldagem com arcos longos no modo curto-circuito. Porém, faltaria ainda verificar o efeito que a frequência desta P-AA teria sobre o processo, já que, nesses testes preliminares fora testada apenas a frequência de 8 Hz. Isto foi feito através da etapa confirmatória, como a seguir.

3.3.2.3 Etapa confirmatória

a) Procedimento Experimental

Os testes confirmatórios consistiram na deposição de cordões (simples deposição) de 130 mm de comprimento, realizadas no centro de placas de teste de aço ASTM 1020, de dimensões 200 mm x 50 mm x 6,3 mm. Após a execução das soldagens, foram realizados cortes de duas seções transversais em cada uma das placas de testes (inclusive nas dos testes de replicagem (R)). As superfícies foram lixadas em ordem crescente de granulometria das lixas (mesh 80, 120, 320, 400, 600 e 1200), seguido de polimento, e submetidas ao ataque metalográfico com Nital 8% por aproximadamente 5 segundos. As características geométricas do cordão foram medidas sobre imagens digitalizadas, através do software comercial de tratamento digital de imagens (ImageJ®), mensurando-se largura, penetração, altura do reforço, diluição, ZTA e área depositada.

Na Tabela 3.9 é apresentada a sequência de execução dos testes e respectivas parametrizações. A fonte foi regulada no modo de operação em corrente constante e com a mesma V_{alim} do teste preliminar com pulsação (8 Hz - CC). A corrente de curto-circuito (I_{ccr}) foi regulada em 350 A e a tensão de curto-circuito (U_{ccr}) em 5 V. Nos experimentos P-4 Hz, P-7 Hz, P-10 Hz, P-13 Hz e P-16 Hz, a frequência de pulsação da alimentação de arame foi variada dentro da faixa de 4 Hz a 16 Hz, com degraus de 3 Hz. Para fins de comparação, um experimento, identificado como SP, foi planejado com a desabilitação da P-AA (a sigla refere-se ao experimento sem pulsação). Ao realizar uma comparação dos valores monitorados de tensão média do arco entre o teste SP e os testes com pulsação, percebeu-se uma menor tensão média do arco. Por isto, ainda para efeito de comparação, em outro experimento, baseado no experimento SP, a tensão média foi ajustada por meio da redução da V_{alim} , ficando mais próxima das dos testes com pulsação. Esse novo experimento foi identificado como SP - UAA_j (a sigla refere-se ao experimento sem pulsação com tensão de arco ajustada). Todos os experimentos da Tabela 3.9 foram replicados uma vez. Em resumo, na matriz experimental da Tabela 3.9 seria representado dois blocos para análises posteriores; o primeiro bloco composto por experimentos com variação da

frequência de pulsação de alimentação do arame e o segundo bloco com experimentos sem pulsação de arame para base comparativa.

Tabela 3.9 – Parametrização dos testes da Etapa Confirmatória (arame maciço da classe AWS ER70S-6, diâmetro de 1,0 mm; Gás de proteção Ar+25%CO₂, com vazão regulada em 16 L/min; $V_{\text{sold}} = 20$ cm/min; DBCP = 18 mm)

Teste	Frequência de pulsação (Hz)	Corrente Regulada (A)	Valim (m/min)
P-4 Hz	3		
P-7 Hz	6		
P-10 Hz	9	125	4,8
P-13 Hz	12		
P-16 Hz	15		
SP	-		4,8
SP - UAA _j	-	125	4,5

b.1) Análise pelos sinais elétricos

Na Figura 3.52 é apresentada a quantificação temporal das correntes e tensões durante os testes da Tabela 3.9. Ressalta-se que os valores de corrente monitorados durante o tempo médio de curto-circuito (t_{cc}) e o tempo médio de arco aberto (t_{aa}) foram os mesmos em todas as condições, ou seja, $I_{\text{cc}} = 347$ A e $I_{\text{aa}} = 117$ A, como ilustrado na Figura 3.53. Isto é devido à regulação da fonte no modo corrente constante e a boa resposta da mesma.

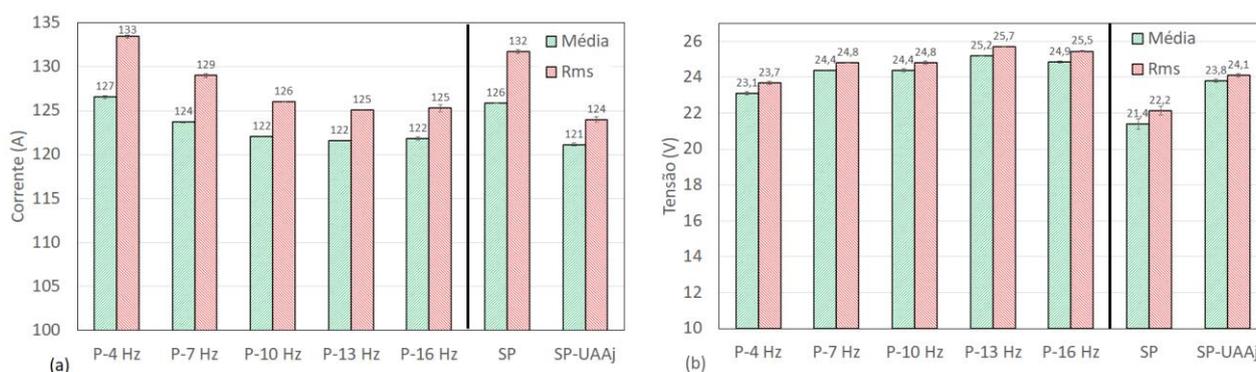


Figura 3.52 – Sinais monitorados em 20 segundos de aquisição para os testes da Tabela 3.9: (a) Corrente média e eficaz totais; (b) Tensão média e eficaz totais

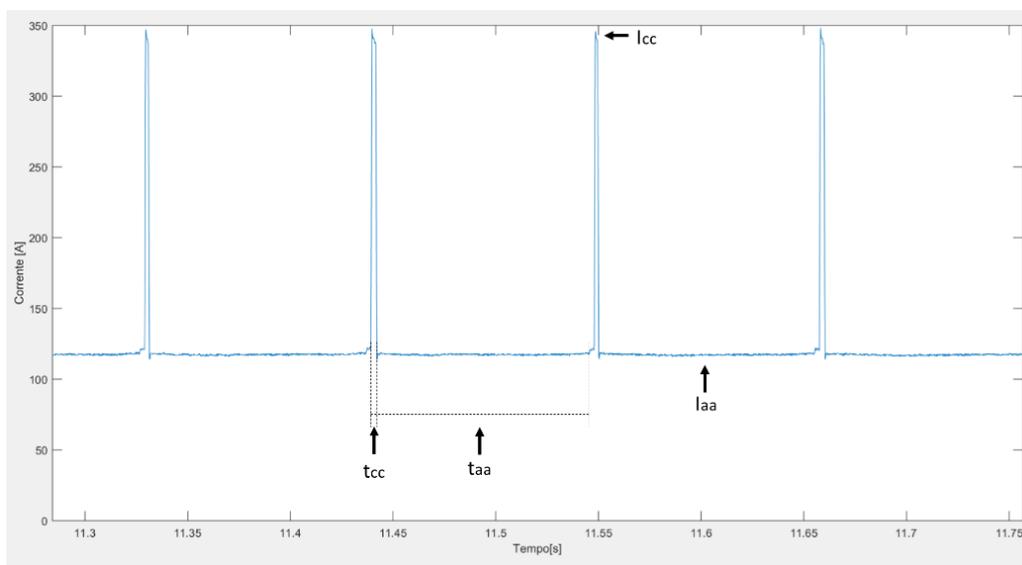


Figura 3.53 – Oscilograma típico representativo de corrente, onde I_{cc} indica a corrente média durante os tempos de curto-circuito, I_{aa} a corrente média durante os tempos de arco-aberto, t_{aa} os tempos de arco aberto e t_{cc} os tempos de curto-circuito

É importante ser destacado que as correntes I_{cc} e I_{aa} e os respectivos t_{cc} e t_{aa} são parâmetros que influenciam diretamente a energia transferida para a peça, porém de forma diferente. O t_{cc} indica um período em que o arco está extinto, no qual a diferença de potencial (U) para fazer com que a I_{cc} flua é muito pequena. Desta forma, em t_{cc} a energia disponível não realiza o trabalho de fundir a peça, apenas aquecendo a poça por efeito Joule. Já em t_{aa} , a U demandada para fazer fluir a I_{aa} é bem maior, fazendo com que a energia disponível também realize o trabalho de fundir a peça. Assim, chama-se atenção para o fato de que essas quatro variáveis são fundamentais para se discutir os fatores que afetam a formação do cordão, e não a potência elétrica, pois parte dessa potência é consumida em diferentes fenômenos no arco e eletrodo. Neste contexto, na Figura 3.54 são apresentados os tempos médios de curto-circuito (t_{cc}) e tempos médios de arco aberto (t_{aa}) para os testes da Tabela 3.9, enquanto na Figura 3.55 são apresentadas as frequências de curtos-circuitos para estes mesmos testes.

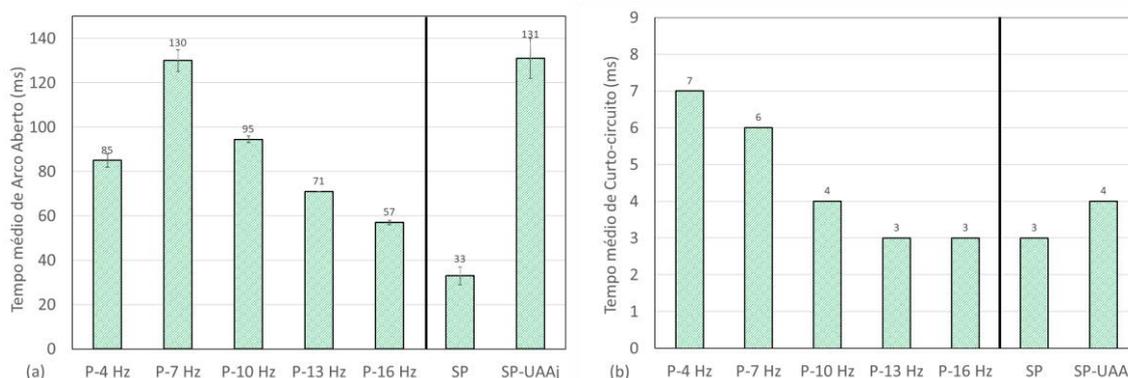


Figura 3.54 – Grandezas temporais de curto-circuito em 20 segundos de aquisição para os testes da Tabela 3.9: (a) Tempo médio de arco aberto; (b) Tempo médio de curto-circuito

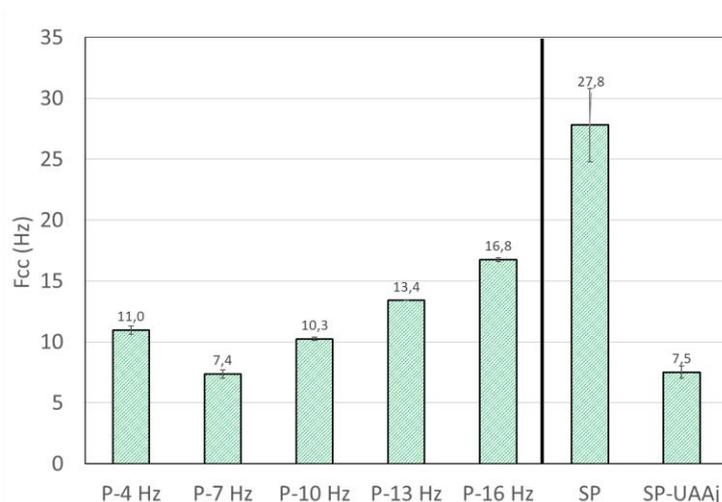


Figura 3.55 - Frequência de curto-circuito monitorada para os testes da Tabela 3.9

Analisando as frequências de curto-circuito (F_{cc}) apresentadas na Figura 3.55, observa-se que ela acompanhou razoavelmente a frequência de P-AA regulada para o processo, exceto na condição 4 Hz. Por outro lado, observando a Figura 3.54(a), nota-se a diminuição do t_{aa} para a redução da frequência de pulsação nos testes 7 Hz a 16 Hz, o que não aconteceu em 4 Hz. A partir destes fatos, pode-se afirmar que o t_{aa} não depende somente da frequência de pulsação. É necessário que a frequência de curto-circuito esteja em concordância com a frequência de P-AA. Se essa premissa for satisfeita, quanto maior a frequência de pulsação, menor o t_{aa} . Já para o t_{cc} , a Figura 3.54(b) mostra também sua redução à medida que se aumenta a frequência de P-AA. No entanto, vale ressaltar que o t_{cc} não está relacionado somente com o tempo que o arame fica avançado, ou seja, também deve-se levar em consideração o tamanho da gota e o comprimento do arco. Assim, o t_{cc} não seria um fenômeno devido à pulsação, e sim da transferência.

Na Figura 3.56 são apresentadas as razões t_{aa}/t_{cc} para os experimentos da Tabela 3.9. Deve-se lembrar de que $I_{cc} = 347$ A e $I_{aa} = 117$ A se mantiveram constantes. Assim, um t_{aa} maior

representa mais tempo fornecendo corrente em arco aberto (mais energia transferido para o metal), enquanto que, um maior t_{cc} indica um maior aquecimento da poça por efeito Joule. Desta forma, a razão t_{aa}/t_{cc} pode ser usada para representar o aquecimento na região catódica. Quanto maior razão t_{aa}/t_{cc} maior o aquecimento. Vale também ressaltar que existe a inércia térmica, se for muito rápido a mudança do t_{aa} para t_{cc} , maior a inércia térmica, ou seja, mais homogênea fica a situação. Comparando-se as razões t_{aa}/t_{cc} da Figura 3.56, pode-se presumir inicialmente que a combinação de parâmetros de soldagem e do pulsador mostrou um ponto ótimo da razão t_{aa}/t_{cc} (maior aquecimento da região catódica) entre 10 Hz e 13 Hz. É interessante observar que quando a pulsação foi removida, a razão t_{aa}/t_{cc} ficou ainda menor em SP, mas atingiu um valor mais alto do que pulsando quando a tensão foi ajustada para ficar equivalente com as das condições com pulsação, em SP - UAA_j. Os resultados das condições sem pulsação confirmam que o t_{cc} não seria um fenômeno devido à pulsação, e sim da transferência.

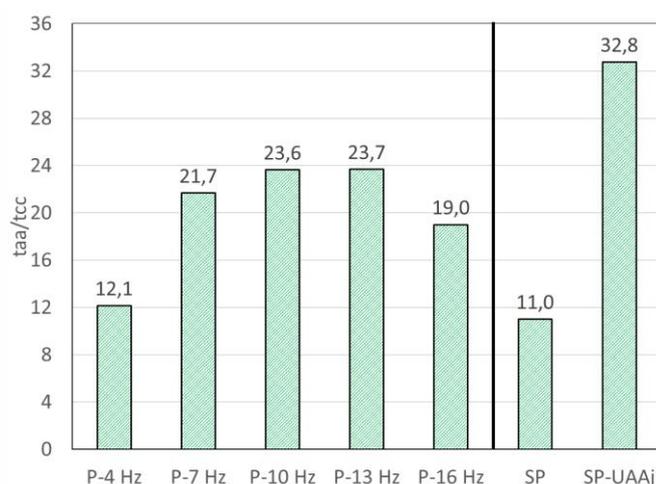


Figura 3.56 – Razão t_{aa}/t_{cc} obtida para os experimentos da Tabela 3.9

Mesmo que a fonte tenha sido regulada no modo corrente constante, a partir da Figura 3.52(a) é possível observar uma redução das correntes médias e eficazes totais com o aumento da frequência de pulsação, nas condições em que a P-AA foi utilizada. Porém, esta queda atinge um patamar mínimo entre 13 Hz e 16 Hz. Considerando que a corrente média seria função da ponderação com os t_{aa} (quando a corrente menor) e t_{cc} (quando a corrente é maior), quanto maior a razão t_{aa}/t_{cc} menor seria a corrente média. Esta relação só é parcialmente satisfeita neste trabalho, ao se analisar as Figuras 3.52 e 3.56. Não se justifica os valores para pulsação de 16 Hz e nem para a condição SP - UAA_j. Porém, é importante salientar que em uma transferência por curto-circuito é comum haver transientes de subida da corrente durante os curtos, mesmo que a fonte esteja regulada no modo corrente constante. Sendo assim, tempos médios de curto-circuito

(t_{cc}) maiores podem levar a transientes mais longos, onde os valores de correntes são mais elevados. Isto faz com que a corrente média e eficaz se altere dependendo do t_{cc} .

Por sua vez, na Figura 3.52(b) são apresentadas as tensões médias e eficazes. Sua quantificação temporal é também ponderada quanto aos tempos de t_{cc} (tensão menor) e t_{aa} (tensão maior), ou seja, ao contrário da corrente, quanto maior a razão t_{aa}/t_{cc} maior seria a tensão média. Pode-se observar uma leve tendência de tensão crescer quando a frequência de pulsação aumenta, em concordância com este enunciado. Também se percebe uma tensão maior para a condição SP - UAA_j do que para a condição SP, onde propositalmente procurou-se aumentar o comprimento do arco, mantendo-se a mesma corrente regulada na fonte. Era de se esperar mesmo uma maior tensão para a condição SP - UAA_j, não só pelo maior comprimento do arco, mas também pela maior razão t_{aa}/t_{cc} . Assim como era de se esperar menor tensão na condição SP do que quando pulsado (menor razão t_{aa}/t_{cc}). Estes resultados mostram a boa performance experimental.

Em resumo, a razão t_{aa}/t_{cc} se mostrou ser o parâmetro governante da análise dos sinais elétricos quando a fonte trabalhou no modo corrente constante, usando ou não P-AA.

b.2) Análise pela regularidade de transferência

Para avaliar a regularidade de transferência dos experimentos da Tabela 3.9, usou-se o critério Laprosolda (descrito na seção 3.3.2.1). Os índices de regularidade IV_{cc} foram calculados para um tempo de 20 segundos de aquisição, excluindo-se os 5 segundos iniciais (onde geralmente ocorrem perturbações durante a formação e estabilização da poça) e finais (no momento de interrupção do arco) da soldagem. A tensão de curto foi estabelecida em 12 V, para evitar que a flutuação da tensão durante a re-ignição do arco pudesse ser contabilizada como ocorrência de novos curtos, o que a princípio poderia alterar erroneamente o valor de IV_{cc} fornecido pelo programa.

Partindo da primeira premissa em que o critério Laprosolda de regularidade se baseia, calculou-se a frequência de corte para o diâmetro de arame 1,0 mm e velocidade de alimentação de 4,8 m/min, o que resultou em uma $F_{corte} = 61$ Hz (para o diâmetro máximo de gota de 1,25 mm). Sabida a capacidade operacional limitada do pulsador em alcançar altas frequências, não seria possível conseguir frequências de curto-circuito maiores que a F_{corte} . Mesmo não satisfazendo o tamanho máximo de gota para transferência por curto-circuito, para o qual a frequência de transferência teria de ser maior do que a frequência de corte, já havia sido demonstrado na etapa preliminar que foi possível obter transferência regular por curto-circuito com a P-AA. Esta aparente discordância com o Critério Laprosolda de regularidade de transferência se justifica pela não existência do fenômeno de gotas repelidas, comum em transferência globular (gotas grandes, i.e.,

baixa frequência de transferência) com fontes operando no modo tensão constante. Isto se dá, tanto por se estar usando uma fonte corrente constante, como pelo fato da transferência ser assistida pelo avanço da ponta do arame. Por esta razão, em seguida apenas o IVcc foi utilizado para as análises quantitativas de regularidade de transferência por curto-circuito.

Na Figura 3.57 são apresentados os valores de IVcc obtidos para os testes da Tabela 3.9. A redução de IVcc sugere uma melhoria de regularidade na transferência ao se aumentar a frequência de pulsação da alimentação do arame. Visualmente, é possível confirmar a maior regularidade de transferência das condições 10 Hz, 13 Hz e 16 Hz a partir dos ciclogramas apresentados na Figura 3.58. Estes resultados estão até certo ponto, mas não totalmente, de acordo com o aumento da razão t_{aa}/t_{cc} (Figura 3.56), onde os maiores valores da razão aconteceram para as frequências de pulsação de 10 Hz e 13 (maior t_{aa}/t_{cc} e valores intermediários de IVcc). Porém, um sentido inverso aconteceu para a frequência de 7 Hz (menor t_{aa}/t_{cc} e maior IVcc) e para a frequência de 16 Hz (menor t_{aa}/t_{cc} e menor IVcc), mostrando haver outros fenômenos agindo em paralelo (como tamanho de gota e comprimento do arco).

Pela Figura 3.57, a pior regularidade de transferência (maior valor de IVcc) aconteceu com pulsação na frequência de 4 Hz. Já pela Figura 3.55, na frequência de 4 Hz, a frequência de curto foi bem maior do que a de pulsação da alimentação do arame, indicando que outros curtos tenham ocorrido no intervalo entre cada avanço do arame, o que provavelmente tenha contribuído mais enfaticamente para reduzir a regularidade da transferência (aumento do IVcc). Importante destacar que o aumento de F_{cc} em si não seria a causa da pior regularidade de transferência, pois, por exemplo, a frequência com SP foi bem maior do que a frequência com 4 Hz e a regularidade medida pelo IVcc foi maior. Ou seja, a irregularidade de transferência em 4 Hz foi resultado da defasagem entre a pulsação do arame e a transferência real das gotas. Desta forma, daqui para frente a condição com pulsação de 4 Hz não será mais analisada.

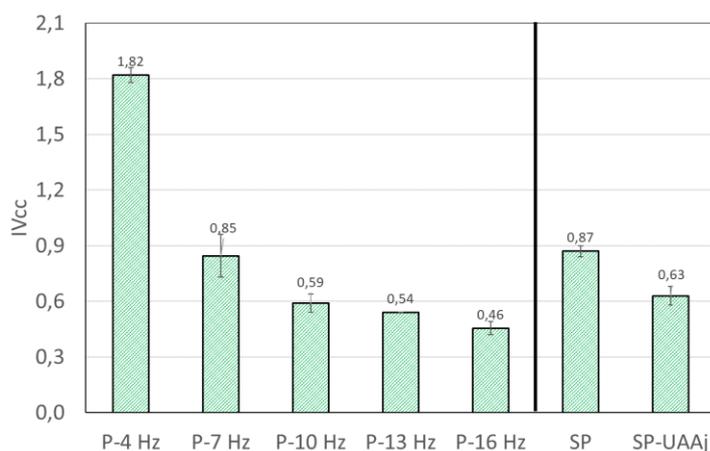


Figura 3.57 – Índice IVcc calculado para os testes da Tabela 3.9

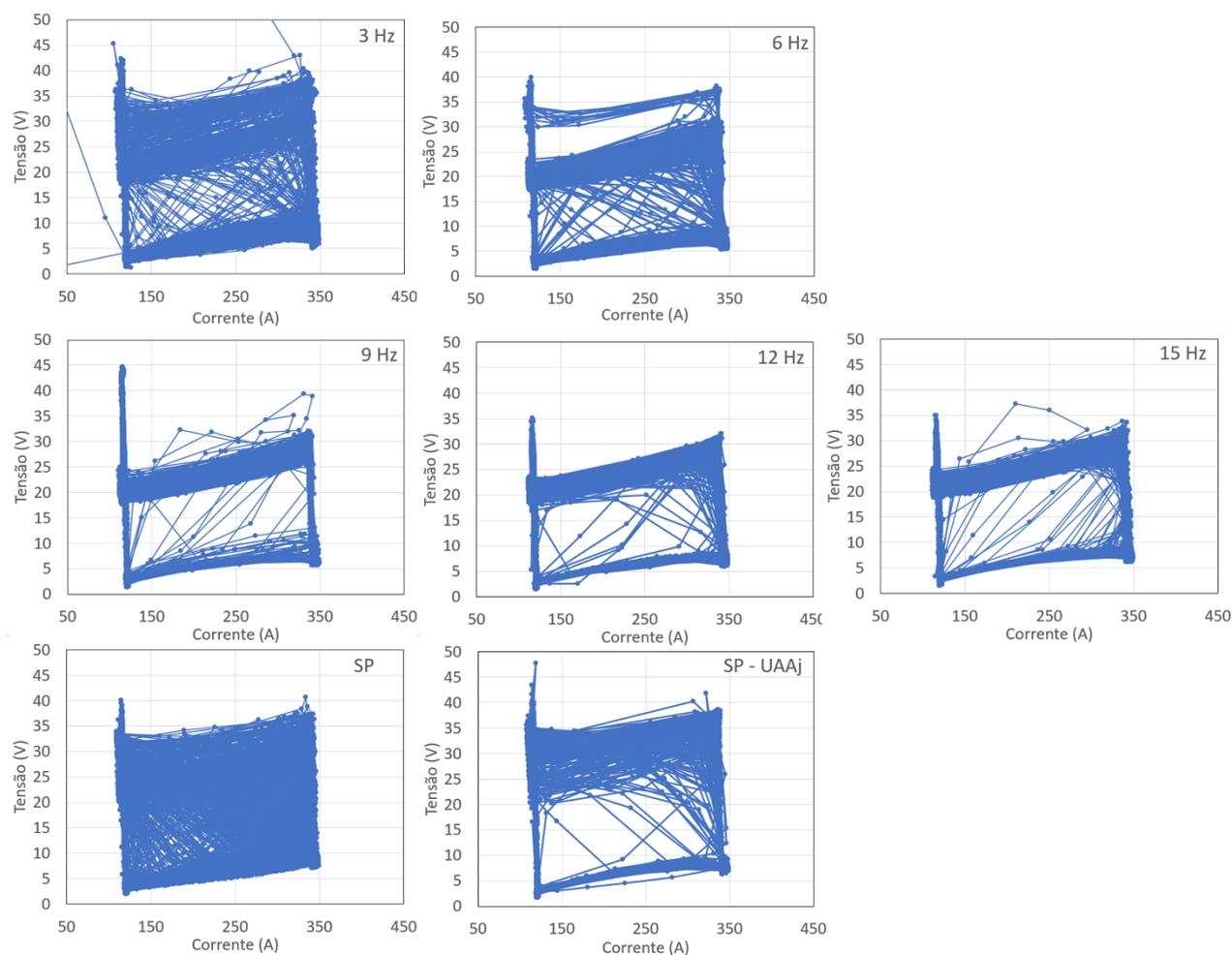


Figura 3.58 – (a) Ciclogramas monitorados para os testes da Tabela 3.9

Visando justificar a melhoria de regularidade medida pelo IV_{cc} ao se aumentar a frequência de pulsação da alimentação do arame, pode-se dizer que a regularidade é principalmente governada pelo comportamento da corrente, tamanho de gota e comprimento do arco. Como já mostrado na seção anterior (b.2), as correntes durante os t_{cc} e t_{aa} foram as mesmas, não apresentando diferenças em seu comportamento. Já em relação ao tamanho de gota, foi possível se calcular a partir da frequência de curto-circuito monitorada e utilizando a Equação 3.20. O diâmetro da gota obtido em cada condição é mostrado na Figura 3.59. Observa-se que o aumento da frequência de pulsação da alimentação do arame fez diminuir o tamanho das gotas, embora ainda sejam superiores ao diâmetro máximo de gota de 1,25 mm estipulado pelo critério Laprosolda, como já discutido no segundo parágrafo desta seção.

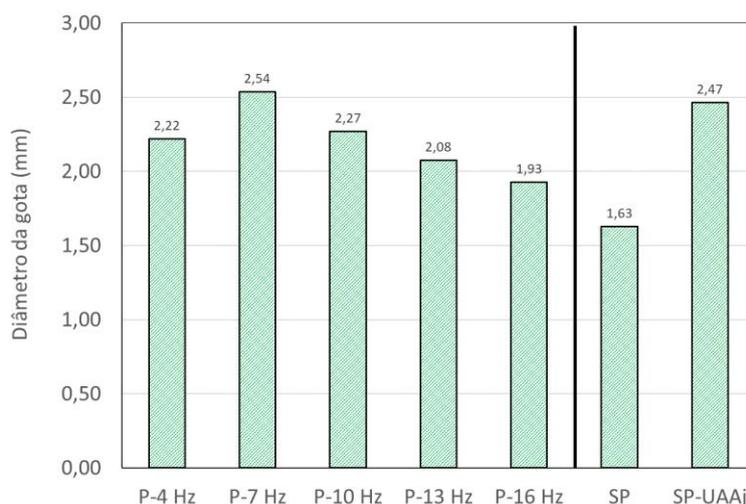


Figura 3.59 – Diâmetro da gota calculado a partir da Equação 3.20 e pelas frequências de curto-circuito da Figura 3.55

Por fim, o terceiro fator que governa regularidade da transferência é o comprimento do arco. Como já mencionado anteriormente, o comprimento do arco não pode ser facilmente deduzido pelo valor monitorado de tensão, já que depende também dos valores de t_{aa} e t_{cc} , em se tratando de uma transferência por curto-circuito. Por outro lado, o comprimento de arco é consequência direta da taxa de fusão do arame. Sendo assim, uma forma de estimá-lo é a partir da Equação 3.21. Maiores detalhes sobre o desenvolvimento da equação podem ser encontrados em Scotti (2019) no capítulo 6. Por hipótese, como não se muda o arame, a polaridade e o gás de proteção, α e β da equação podem ser considerados constantes. Durante o curto-circuito, o comprimento do eletrodo é igual à DBCP. Como o valor de I_{cc} é constante, então a taxa de fusão na parcela de t_{cc} só depende de t_{cc} , ou seja, quanto menor for seu valor, menor a taxa de fusão. Já durante o t_{aa} , existem dois parâmetros que são variáveis: o comprimento do eletrodo e o t_{aa} . Como se viu pelos gráficos da Figura 3.54, ambos os t_{aa} e t_{cc} reduziram quando a frequência de P-AA foi aumentada. Para manter a igualdade entre a $Valim$ e a taxa de fusão, só restaria o comprimento livre do eletrodo se ajustar, alongando-se. Por consequência o comprimento do arco ficaria menor.

$$MR = (\alpha I_m + \beta I_{rms}^2)|_0^{t_{arc}} + \beta I_{rms}^2|_{t_{arc}}^{t_{cc}} \quad (3.21)$$

Portanto, dentro o bloco com pulsação a maior regularidade aconteceu para um menor comprimento de arco, menores t_{aa} e t_{cc} (mas não necessariamente a maior razão t_{aa}/t_{cc}) e gotas menores. Entretanto, não significa dizer que sempre acontecerá desta forma. Para se obter a melhor regularidade, é esperado sempre uma combinação de comprimento do arco adequado,

tamanho de gota, t_{cc} , t_{aa} , corrente, entre outros parâmetros. Caso o arco ficasse mais curto ainda, por qualquer interferência que seja (ou um aumento da DBCP, outra regulagem de V_{alim} , etc.), a melhor pulsação poderia adquirir outro valor de frequência. Ao se comparar as duas condições sem pulsação, maior regularidade (menor IV_{cc}) aconteceu com a condição SP - UAA_j, mas com regularidade de transferência pior do que em pulsação de 10 Hz a 16 Hz. A condição SP - UAA_j, de maior comprimento de arco do que a SP, apresentou maior diâmetro de gota (Figura 3.59), menor t_{aa} e t_{cc} (Figura X9) e menor frequência de curto-circuito (Figura 3.55).

De uma forma geral, estes comportamentos justificam a hipótese de que ao avançar o arame, para auxiliar e forçar a transferência, se permite aumentar a regularidade da transferência, viabilizando a abordagem neste tocante.

b.3) Análise pela geometria dos cordões

Na Figura 3.60 são apresentados os aspectos superficiais dos cordões de solda representativos dos testes da Tabela 3.9. É possível perceber um aspecto superficial satisfatório para todas as condições, mesmo com P-AA em 4 Hz (baixa regularidade medida pelo IV_{cc}). A Figura 3.61, por sua vez, apresenta uma seção transversal representativa retirada de cada cordão de solda da Tabela 3.9.

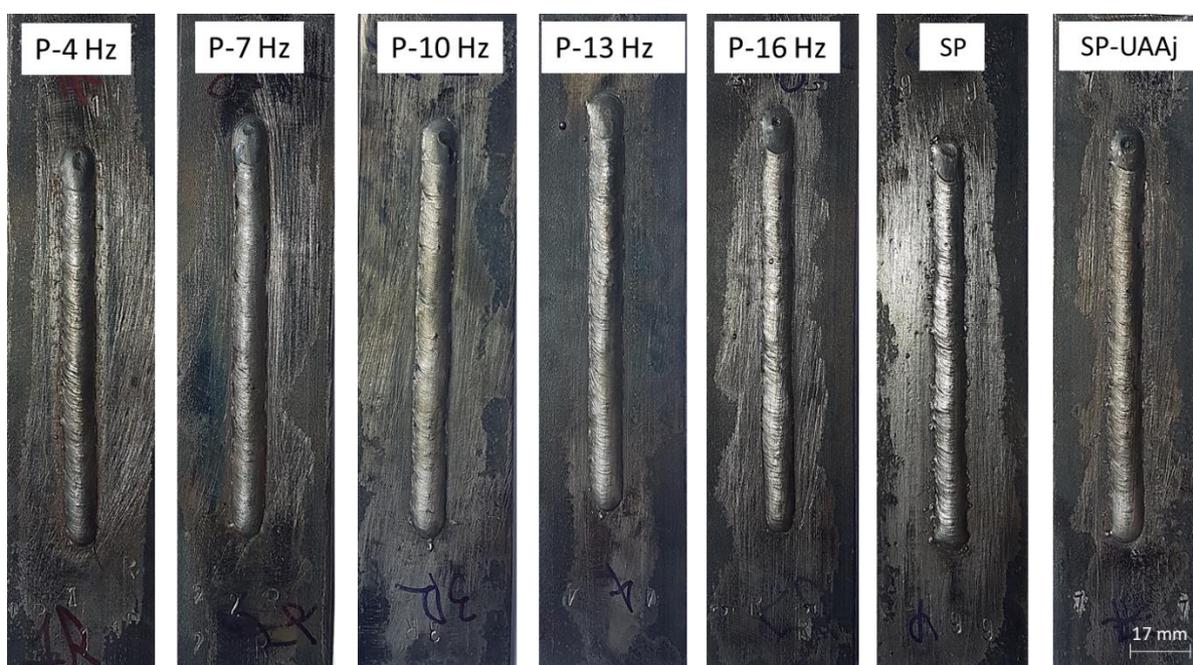


Figura 3.60 – Aspectos superficiais dos cordões de solda representativos para os testes da Tabela 3.9

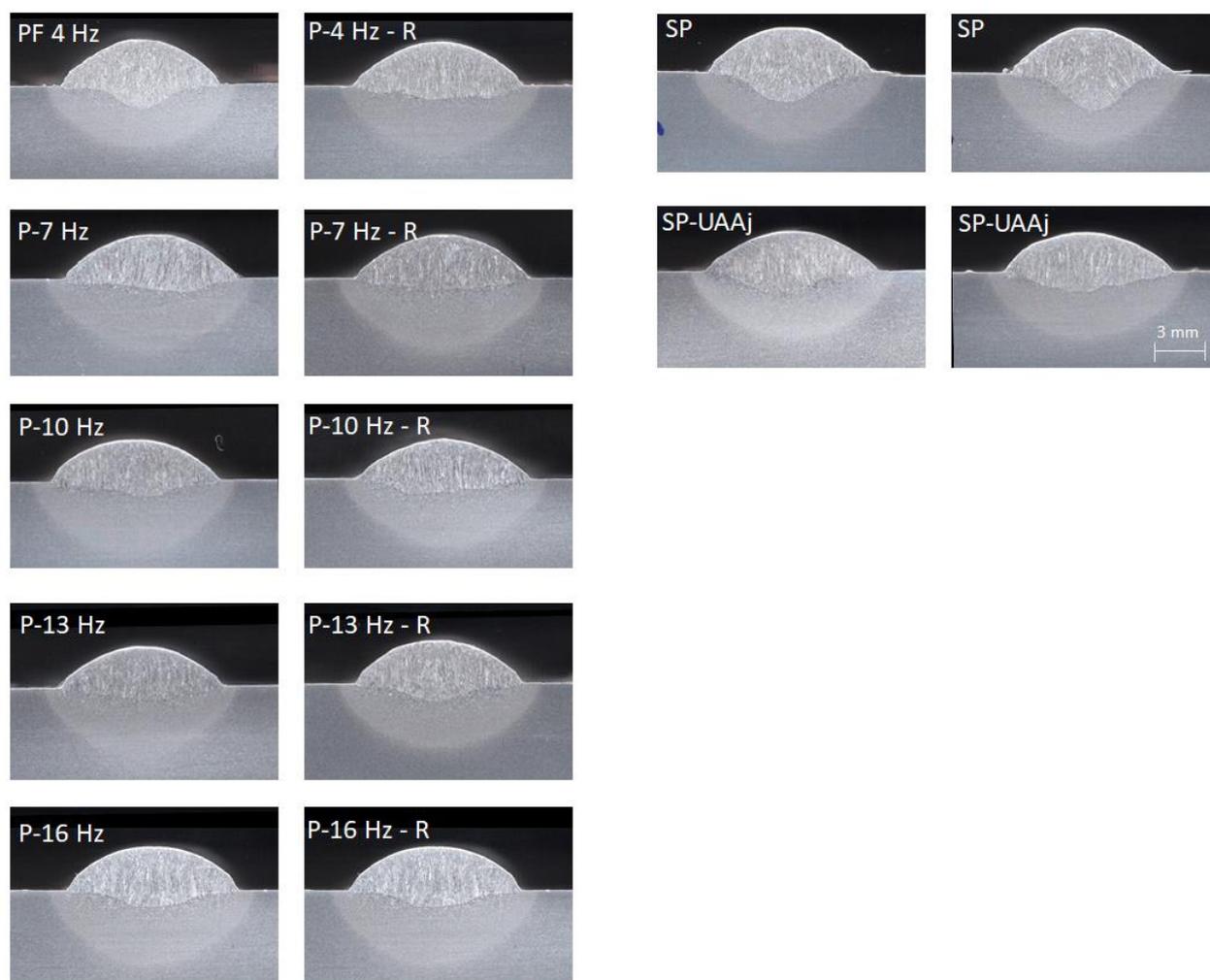


Figura 3.61- Seções transversais representativas dos cordões de solda produzidos nas condições avaliadas (todas as seções apresentam a mesma ampliação)

Os valores de largura, penetração, altura do reforço, área adicionada, ZTA e diluição mensurados para os cordões de solda (média de 4 seções transversais) são mostrados no gráfico da Figura 3.62. Para efeito de comparação entre as geometrias dos cordões nas condições em que se aplicou a P-AA, foi descartada das análises a condição 4 Hz, por apresentar uma regularidade de transferência muito inferior às demais ($IV_{cc} = 1,82$). Desta forma, foi aplicada a ANOVA entre os experimentos P-7 Hz, P-10 Hz, P-13 Hz e P-16 Hz, para os resultados de largura, penetração, diluição e ZTA. Segundo esta análise, foi identificada significância apenas entre as medições de largura ($P = 0,02267$). Ou seja, os demais parâmetros geométricos, como penetração ($P = 0,20138$), ZTA ($P = 0,19443$) e diluição ($P = 0,29266$) não são influenciados pela P-AA. A ANOVA confirma a possibilidade de se ter uma leve tendência de queda da largura para um aumento da frequência de P-AA, como pode ser visto na Figura 3.62. Segundo o teste de Tukey para diferenciação das médias (Figura 3.63), mostrou-se uma diferenciação de largura entre as condições P-7 Hz e P-16 Hz. Este comportamento de redução da largura principalmente na

condição P-16 Hz poderia ser justificado pelos menores comprimento do arco e razão t_{aa}/t_{cc} em 16 Hz (consequentemente menor molhabilidade do cordão).

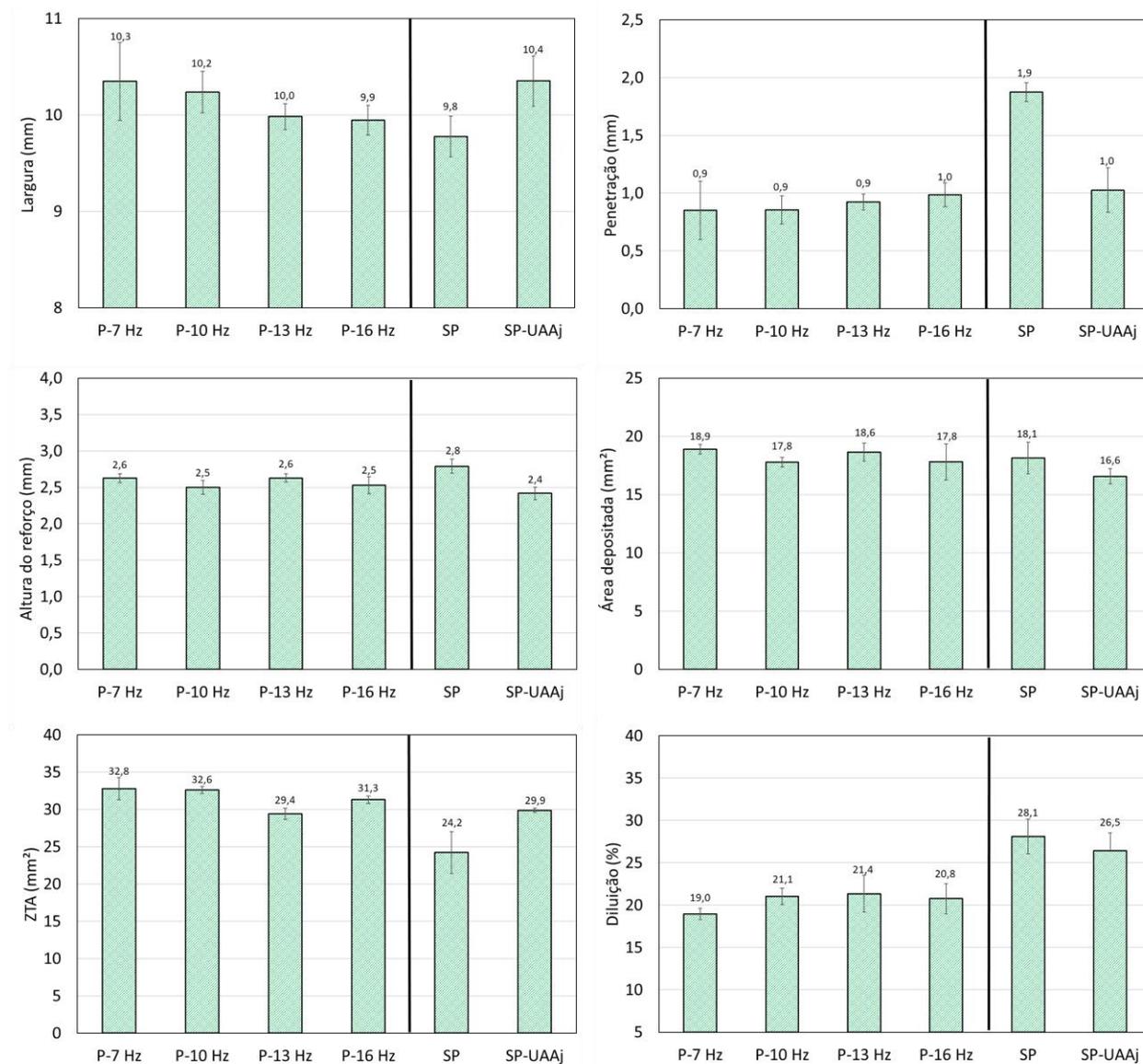


Figura 3.62 - Aspectos geométricos mensurados a partir de quatro seções transversais em cada condição avaliada

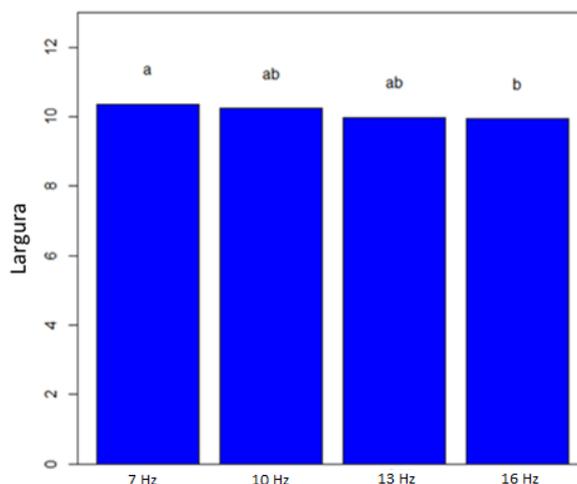


Figura 3.63 – Teste de Tukey aplicado sobre as condições 7 Hz, 10 Hz, 13 Hz e 16 Hz da Tabela 3.9 segundo a ANOVA

Já para penetração, ZTA e diluição, a ANOVA não mostrou significância entre as medições. Desconsiderando outros mecanismos de transferência de calor, como por exemplo do calor do plasma transferido por convecção forçada (que é função do volume do arco), pode se dizer que as condições são semelhantes, pois os arcos não variam muito e não se mudou o gás de proteção. A área depositada mostra que os experimentos foram comparáveis, já que seus valores se apresentam equivalentes para todas as condições. Apesar de ser esperado uma diminuição do reforço para o aumento da largura, não se observa a mesma tendência entre as condições.

Ao se comparar o experimento SP e as condições com pulsação (mesma V_{alim}), a área depositada semelhante confirma que os experimentos foram comparáveis entre si. Observa-se no experimento SP uma redução de largura e aumento significativo da penetração, acompanhado de um aumento da diluição. Esse aumento de penetração pode estar relacionado com a uma maior concentração de arco (que seria obtido com menor comprimento de arco durante t_{aa}), mesmo apresentando uma menor razão t_{aa}/t_{cc} (Figura 3.56). Uma raiz do arco mais estreita desfavorece a molhabilidade do cordão, justificando uma largura menor acompanhada de um pequeno aumento na altura do reforço. Já para a ZTA, observa-se uma redução em SP, podendo ser justificada pela menor relação t_{aa}/t_{cc} , ou seja, menos calor gerado em arco aberto para a peça do que quando em curto-circuito.

Ao se comparar o experimento SP – UAA_j e as condições com pulsação, como esperado, houve uma redução da área depositada devido à redução da V_{alim} para se ajustar o comprimento do arco, condizente com a pequena redução da altura do reforço e aumento da diluição. Observa-se penetração e ZTA equivalentes, sem grandes variações. Em relação à largura, observa-se que o valor fica muito próximo à condição 7 Hz, fato que pode estar relacionado à proximidade também no tempo de arco aberto entre ambas.

De uma forma geral, além de permitir um controle sobre a transferência melhorando sua regularidade (se comparado com mesmo comprimento de arco, mas sem pulsação), a técnica de pulsação da alimentação de material consegue proporcionar maior energia transferível em razão do arco mais longo, resultando em melhoria de molhabilidade da poça em relação ao metal de base no modo curto-circuito. Destaca-se que a maior regularidade foi alcançada com a frequência de 16 Hz, que apesar de não variar a penetração, diluição e ZTA, teve como resultado a redução da largura. Desta forma, caso seja interessante não se reduzir a largura, a técnica pode ser utilizada com frequência menores ao passo de uma pequena redução na regularidade da transferência. Outra característica, é a possibilidade de se conseguir menor diluição ainda que com a mesma taxa de deposição e energia de soldagem (se comparado com o comprimento de arco menor, mas sem pulsação), o que se torna vantajoso em aplicações de revestimento.

3.3.3 Abordagem III: Aplicação da pulsação da alimentação de arame-eletrodo com transferência metálica goticular

3.3.3.1 Metodologia para avaliar a Abordagem III

Nessa terceira abordagem do capítulo, a proposta foi aplicar a pulsação da alimentação do arame-eletrodo sobre a transferência metálica goticular. Seria esperado que, assim como a pulsação tenha mostrado potencial para afetar o desempenho do processo na transferência globular e por curto-circuito, ao ser aplicada sobre a transferência goticular também poderia influenciar a transferência metálica e o comprimento do arco, alterando a formação do cordão de solda.

Para isso, seriam propostos testes com o processo MIG/MAG com regulagem para se obter transferência goticular em que se comparariam condições com e sem pulsação da alimentação do arame. Quando se aplicasse a P-AA, seriam testadas as duas formas de pulsação (trapezoidal e triangular), duas amplitudes de pulsação e duas frequências de pulsação. Todas essas variações de parâmetros têm por justificativa o caráter exploratório desta seção da tese, principalmente do ponto de vista do pulsador desenvolvido, explorando sua versatilidade quanto às possibilidades de regulagem da forma de pulsação, ajuste de frequência e amplitude de P-AA. Para avaliar o efeito da P-AA sobre o autocontrole de comprimento de arco típico do processo MIG/MAG no modo tensão constante, os testes seriam realizados nos dois modos de operação da fonte, corrente constante (CC) e tensão constante (UC).

Para fins de análises, seriam analisados os aspectos dos oscilogramas de tensão e corrente, a transferência metálica por meio de filmagens em alta velocidade, e a geometria dos cordões, através dos parâmetros largura, penetração, área adicionada e área fundida. Para obter os

oscilogramas, seria proposto usar o sistema de aquisição de dados descrito na seção 3.3.1.2, enquanto para a filmagem da transferência metálica seria utilizada a técnica de perfilografia a Laser (seção 3.3.1.2). As imagens das seções transversais para avaliar a geometria dos cordões seriam registradas com um microscópio óptico e as características geométricas do cordão foram medidas através do software comercial de tratamento digital de imagens ImageJ®.

3.3.3.2 Procedimento experimental e insumos

Foram realizadas soldagens em junta de topo em I com abertura de 1,2 mm (com uso de cobre junta) com placas de aço ASTM 1020, confeccionadas a partir de barras chatas com dimensões de 200 mm x 30 mm x 6,3 mm (cordões depositados com aproximadamente 130 mm). A bancada experimental para execução dos testes foi a mesma utilizada para os testes da seção 3.3.1.3. Após a execução das soldagens, foram realizados cortes de três seções transversais de cada uma das placas de testes. As superfícies foram lixadas em ordem crescente de granulometria das lixas (mesh 80, 120, 320, 400 e 600) e submetidas ao ataque químico com Nital 8%.

Na Tabela 3.10 é apresentada a sequência de execução dos testes e respectivas parametrizações. Os testes 1 ao 4 foram realizados com a fonte no modo de operação em corrente constante. A partir do teste 2 aplicou-se a P-AA com a forma triangular, variando-se a frequência de pulsação entre os testes 2 e 4, e a amplitude de pulsação entre os testes 3 e 4. Já para os testes 5 ao 7, a fonte foi regulada no modo de operação em tensão constante. Entre os testes 5 e 6 foi variada a amplitude de pulsação, enquanto que, entre 6 e 7 foi variada a forma de pulsação, cuja modificação foi feita para trapezoidal no teste 7.

Tabela 3.10 - Parametrização dos testes (arame maciço da classe AWS ER70S-6, diâmetro de 1,2 mm; $V_{alim} = 8,1$ m/min Gás de proteção Ar+8%CO₂, com vazão regulada em 16 L/min; $V_{sold} = 35$ cm/min; DBCP = 18 mm)

Teste	Frequência de pulsação (Hz)	Amplitude de pulsação (mm)	Forma de Pulsação	Fonte	Corrente Regulada (A)	Tensão Regulada (V)
1	0	-	Triangular			
2	4	4	Triangular	CC	289	-
3	20	4	Triangular			
4	20	2	Triangular			
5	20	2	Triangular			
6	20	4	Triangular	UC	-	31,5
7	20	4	Trapezoidal			

3.3.3.3 Resultados e Discussão

a) Sinais Elétricos

Na Figura 3.64 são apresentados os oscilogramas de corrente e tensão monitorados. É possível perceber um comportamento condizente com a variação dos parâmetros de P-AA regulados no equipamento como frequência, amplitude e forma. No intervalo de um segundo mostrado no gráfico para cada teste, nota-se que o número de picos e vales é compatível com a frequência de pulsação regulada. Chama-se atenção para o fato de que, ao se trabalhar com a fonte tensão constante, o processo tenta corrigir automaticamente o comprimento do arco. Quando o arame é puxado (recuado), a fonte também tenta corrigir automaticamente a altura do arco, que neste caso, ficou maior. Assim o efeito dinâmico da corrente atua, diminuindo-a. Quando o arame é empurrado (avançado), o arco diminui (reduzindo a tensão) e a corrente aumenta. É possível perceber que o pico da corrente está sempre sincronizado com o vale da tensão, assim como os menores valores de corrente estão sempre sincronizados com os picos de tensão.

Em relação à amplitude de P-AA, é possível observar que houve uma redução da faixa entre o pico e o vale dos sinais de corrente e tensão para uma diminuição da amplitude (teste 4 comparado ao 3 e teste 5 comparado ao 6). Este comportamento também foi observado para a transferência globular na seção 3.4.2. Quando houve a mudança na forma de pulsação do teste 7, nota-se um leve aumento no tempo em que a tensão permanece no patamar superior. Este comportamento seria esperado, já que, como mostrado no capítulo II, nesta forma de pulsação o ajuste da frequência é realizado pelo tempo de recuo do arame, ou seja, o arame fica mais tempo na posição de recuo para uma mesma frequência (onde o comprimento do arco é maior, conseqüentemente maior tensão). Estes resultados confirmam a boa performance do pulsador.

Na Figura 3.65 são apresentados os valores de corrente e tensão médios e eficazes monitorados. Observando os testes 1, 2, 3 e 4 da Figura 3.65(a), em que se utilizou a pulsação triangular com a fonte no modo corrente constante, não se observam variações nas correntes médias e eficazes para as mudanças de frequência e amplitude entre os experimentos. Já na Figura 3.65(b) é mostrada uma leve redução da tensão média e eficaz quando se utilizou a pulsação, mais proeminente quando a frequência de pulsação foi aumentada para 20 Hz (testes 3 e 4). Provavelmente este fato está relacionado à resposta dinâmica da fonte à variação do comprimento do arco imposta pela P-AA. Quanto maior a frequência de P-AA, mais rápida é a variação do comprimento do arco, menor a variação de tensão na fonte entre o pico e o vale (Figura 3.64).

Já para os testes 5, 6 e 7 em que se utilizou a fonte no modo tensão constante, não se observam variações para as tensões médias e eficazes, mesmo variando amplitude e forma de pulsação (Figura 3.65(b)). Já para as correntes médias e eficazes, se observa uma redução no teste 7 quando a forma de pulsação trapezoidal foi utilizada. Vale lembrar que nesta forma de pulsação, o arame permanece maior tempo recuado do que avançado. Pela característica estática do arco em fonte regulada no modo tensão constante, maiores comprimentos de arco justificam menores valores de corrente.

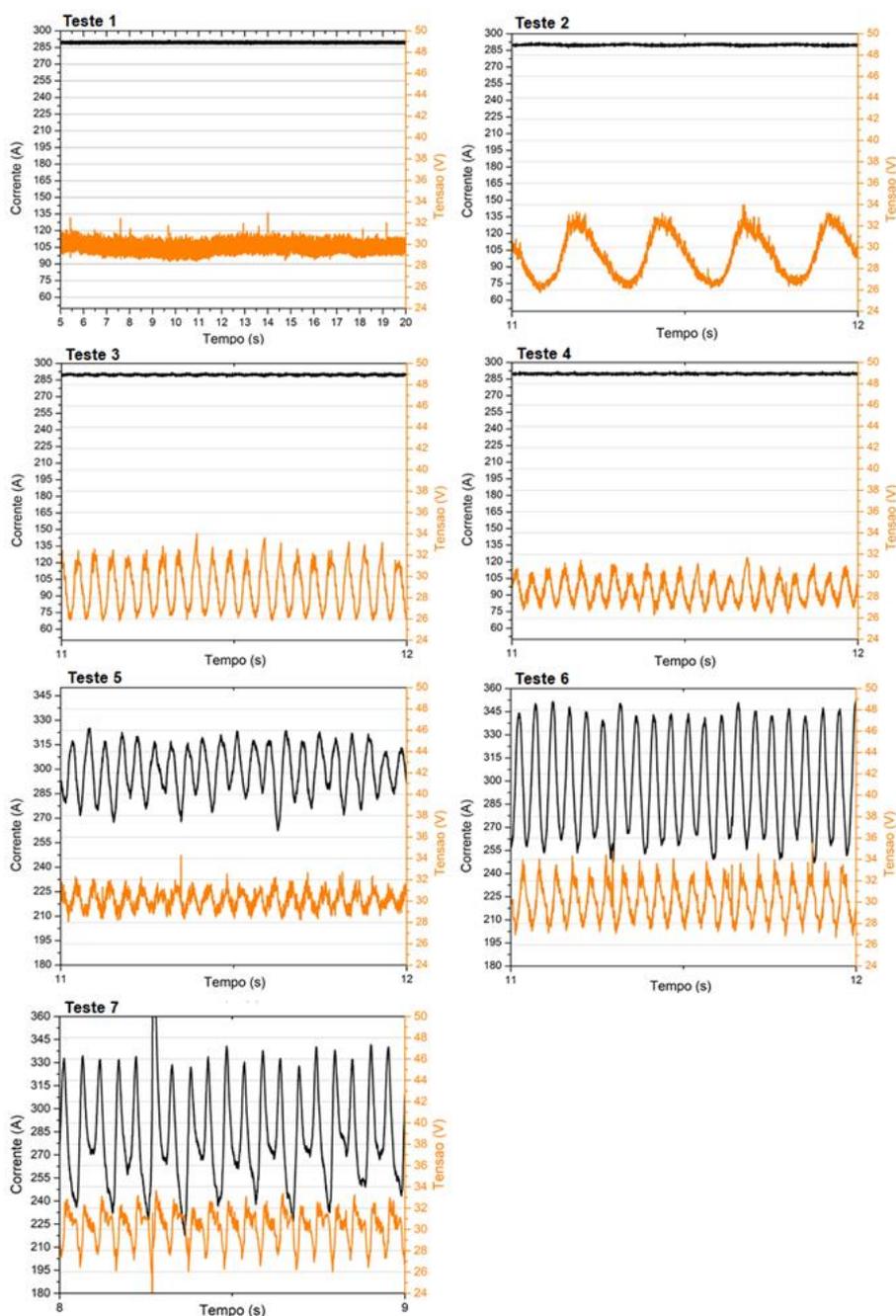


Figura 3.64 - Oscilogramas de corrente e tensão monitorados para os testes da Tabela 3.10

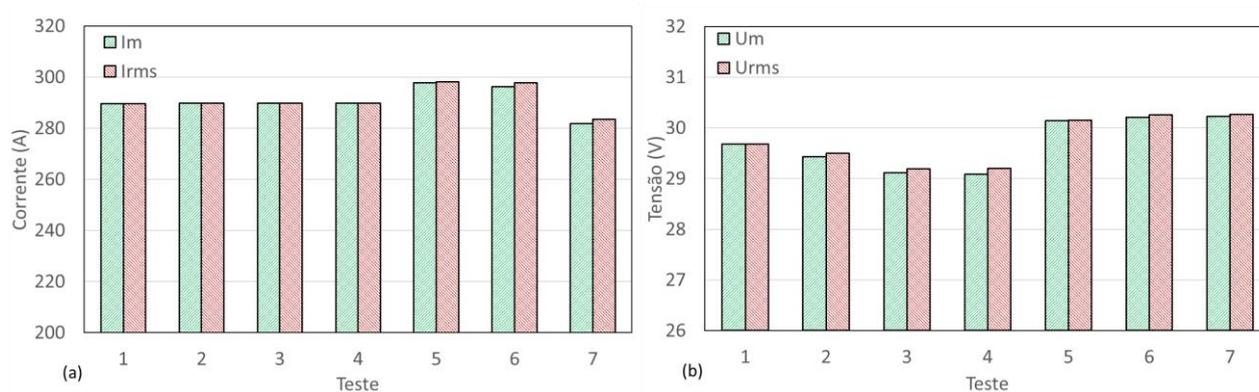


Figura 3.65 - Sinais monitorados em 15 segundos de aquisição para os testes da Tabela 3.10: (a) Corrente média e eficaz totais; (b) Tensão média e eficaz totais

b) Transferência Metálica

Na Figura 3.66 é apresentada uma sequência típica representativa durante o avanço e retração do arame na transferência metálica goticular. Independente da forma, frequência ou amplitude de P-AA, não se observam mudanças nas características das gotas durante o avanço ou recuo do arame, diferentemente de quando a pulsação foi aplicada sobre a transferência globular (seção 3.4). Segundo Scotti e Ponomarev (2008), quando a corrente de soldagem atinge um valor crítico para a ocorrência do modo de transferência goticular, há uma redução significativa e abrupta do tempo de formação da gota até o destacamento, acarretando também um aumento súbito da frequência da transferência das gotas. A razão para isso é a mudança do fenômeno que governa a transferência (de Equilíbrio das Forças Estáticas para Instabilidade de Pinch). Sendo assim, a força devido ao impulso mecânico imprimido sobre o arame (e conseqüentemente sobre a gota em formação) passa a não ser significativa para alterar qualquer característica da gota em transferência.

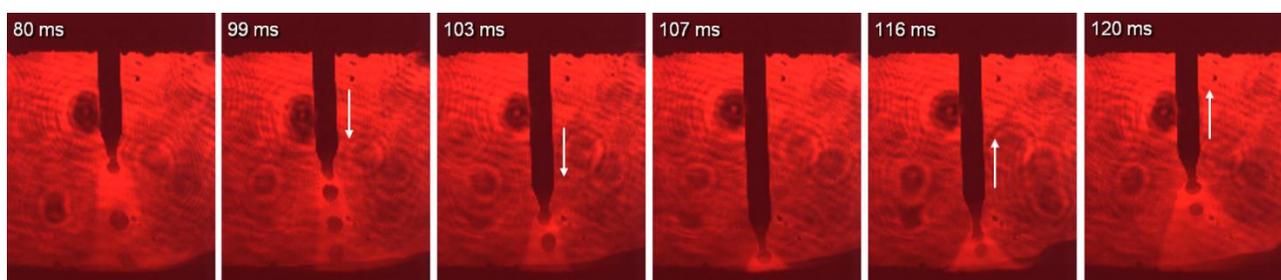


Figura 3.66 – Comportamento da transferência metálica observado durante o avanço e retração do arame sobre a transferência metálica goticular (teste 7)

c) Aspectos Geométricos dos cordões de solda

Na Figura 3.67 são apresentados os valores mensurados para largura, área penetrada e área do reforço para as seções transversais de cada cordão de solda da Figura 3.68. Destaca-se a ocorrência de penetração total para todas as condições exploradas, sem grandes alterações na sua forma. Ao se comparar todos experimentos, a área depositada semelhante confirma que os experimentos foram comparáveis entre si, salvo pequenos desvios que poderiam ocorrer devido a variação da folga na junta (durante sua preparação). Os resultados de largura e área penetrada não mostraram grandes diferenças entre os testes, ou qualquer tendência clara.

Desta forma, a técnica de pulsação sobre a transferência goticular parece não ser capaz de afetar as características geométricas do cordão, independente da forma, frequência ou amplitude de pulsação. Como se viu, o impulso mecânico é incapaz de modificar as características das gotas em transferência (como por exemplo seu volume ou velocidade), o que poderia, assim como aconteceu na transferência globular (seção 3.3.1.3), modificar os aspectos geométricos dos cordões.

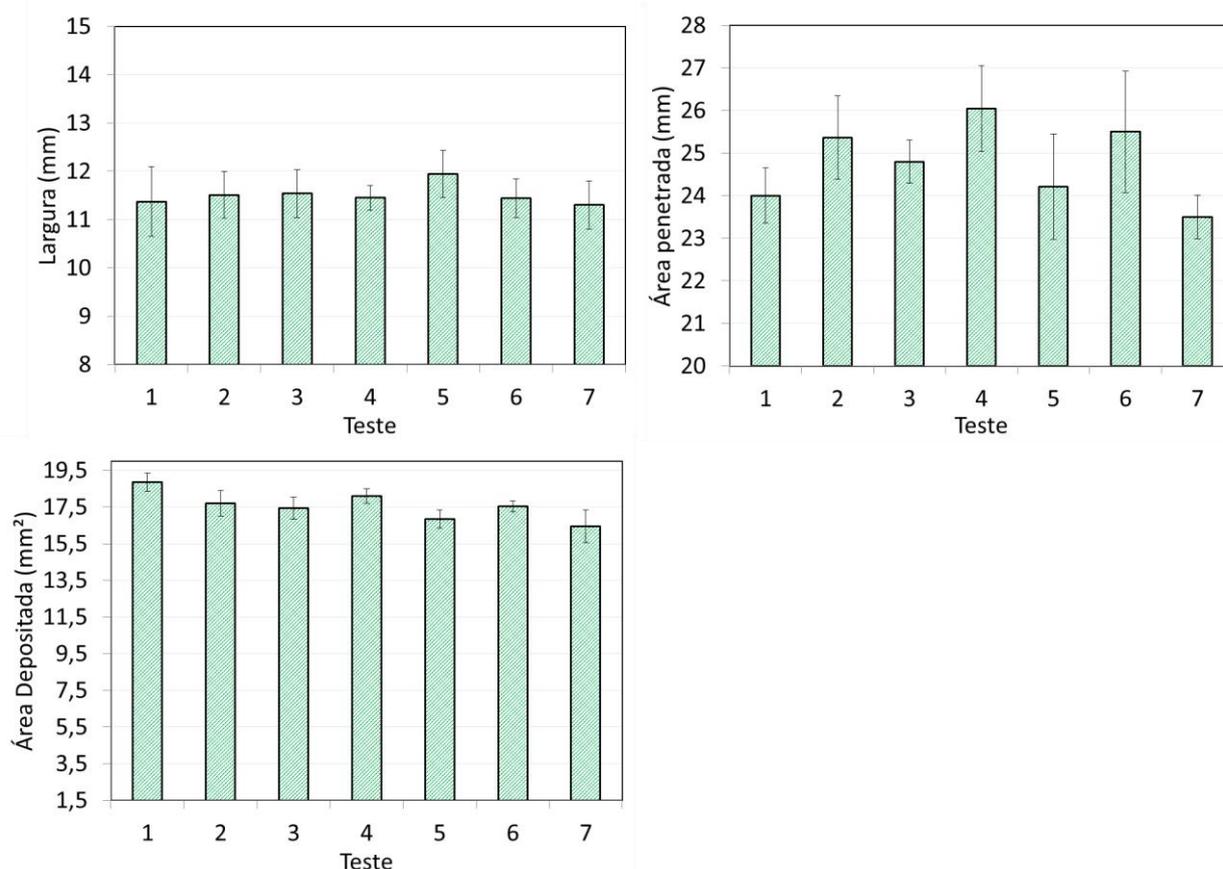


Figura 3.67 - Aspectos Geométricos mensurados para os cordões de solda obtidos dos testes da Tabela 3.10

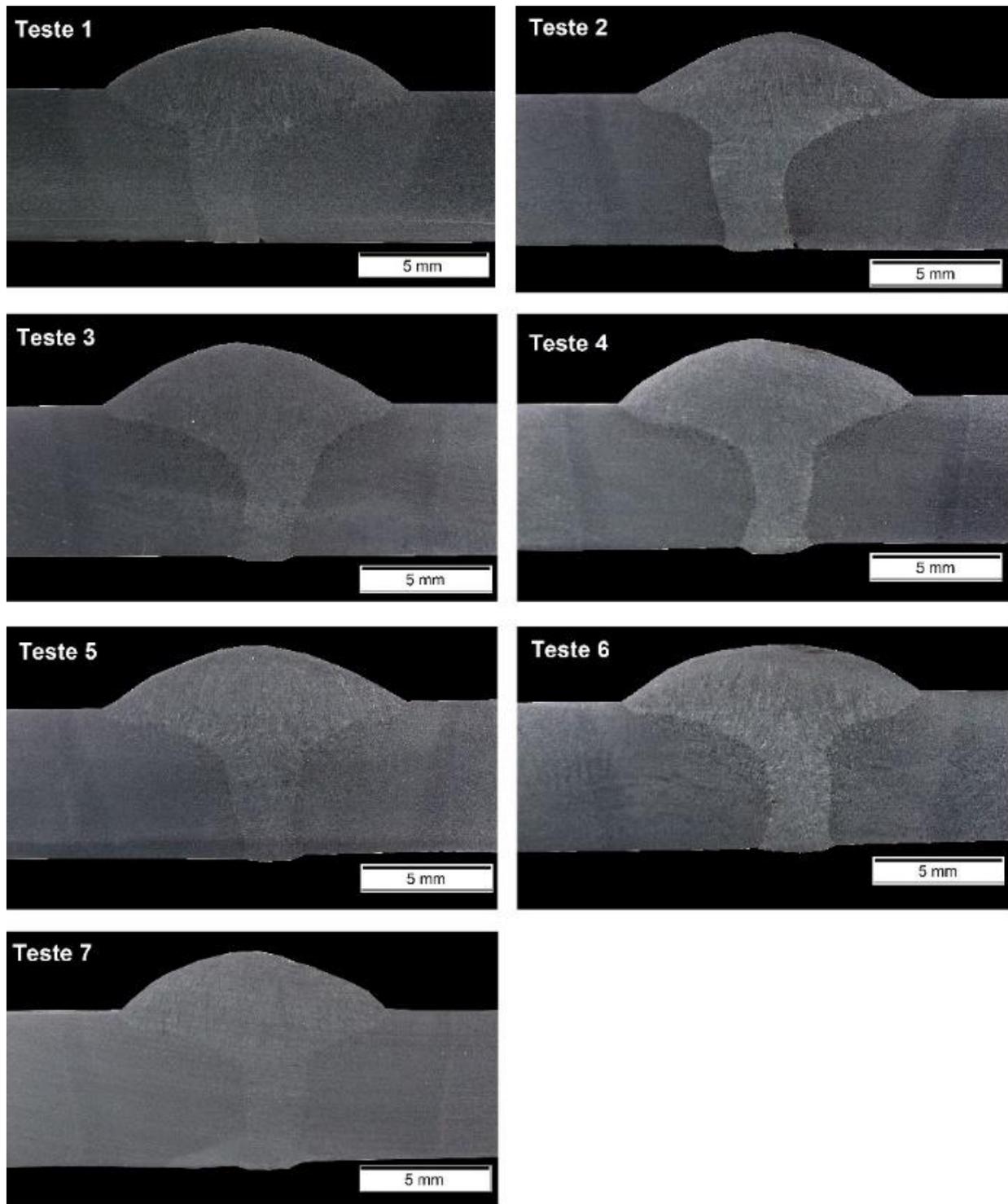


Figura 3.68 - Secções transversais representativas dos cordões de solda produzidos nas condições avaliadas

CAPÍTULO IV

PULSAÇÃO DA ALIMENTAÇÃO DE ARAME-FRIO NO PROCESSO MIG/MAG COM TRANSFERÊNCIA METÁLICA GOTICULAR

4.1 Introdução, Questões Científicas/Tecnológicas e Objetivos específicos

O processo de soldagem MIG/MAG talvez seja um dos processos mais difundidos nos países industrializados, devido principalmente à sua alta versatilidade e capacidade produtiva. A competitividade no meio industrial impulsionou o avanço tecnológico no sentido de melhorar a qualidade do produto e ao mesmo tempo aumentar a produtividade do processo. Em se tratando do MIG/MAG, alguns estudos tem surgido na intenção de avaliar a possibilidade de se aumentar taxa de deposição com o emprego de um segundo arame de adição. Esta técnica é inicialmente reportada pela capacidade de se aumentar a taxa de deposição e ao mesmo tempo reduzir a quantidade de calor transferido para a chapa. Trabalhos recentes como os de Ribeiro et al. (2015), Assunção et al. (2017) e Costa et al. (2017) mostram a viabilidade de se aplicar a alimentação de arame-frio frente a melhoria nas questões operacionais, metalúrgicas ou de propriedades mecânicas.

Já para o processo TIG, o emprego do arame-frio muitas das vezes torna-se indispensável dependendo das condições de soldagem, já que este processo utiliza um eletrodo não consumível para estabelecimento do arco elétrico. Recentemente alguns trabalhos têm mostrado que a P-AA-frio no processo TIG pode modificar as características do processo e aspectos da solda resultante. No entanto, esta pulsação aplicada ao arame-frio (P-AF) no processo MIG/MAG ainda não foi totalmente explorada. Desta forma, esperar-se-ia que a alimentação P-AF aplicada ao MIG/MAG possa influenciar tanto nas características do processo quanto nos aspectos geométricos e metalúrgicos do cordão de solda. Desta forma, buscam-se respostas para algumas Questões Científicas/Tecnológicas (QCT):

- QCT 4.1 – A pulsação da alimentação de arame-frio seria capaz de interferir no desempenho e nas características operacionais do processo?

- QCT 4.2 – O ângulo e frequência com que o arame-frio é introduzido na poça seriam capazes de modificar o efeito da pulsação sobre o processo?
- QCT 4.3 – Se a pulsação da alimentação de arame-frio fosse capaz de alterar a geometria ou microestrutura do cordão, qual o efeito mais representativo para justificar esta influência?

Essas Questões Científicas/Tecnológicas direcionam aos Objetivos Específicos (OE) do capítulo, a saber:

- OE 4.1 – Explorar e avaliar a influência do ângulo e frequência do arame-frio sobre o desempenho e as características operacionais do processo;
- OE 4.2 – Avaliar a influência da pulsação da alimentação de arame-frio sobre o aspecto geométrico e microestrutural do cordão de solda.

Os resultados deste capítulo estão publicados na forma de artigo na revista *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* (JORGE et al.,2020a).

4.2 Revisão Bibliográfica

O emprego do arame-frio no processo MIG/MAG (MIG/MAG-AF) é teoricamente aplicado para aumentar a taxa de deposição sem aumentar a entrada de calor na junta. Ribeiro et al. (2015) explicaram que a introdução de outro arame (AF) retém parte do calor do arco elétrico, atuando como um dissipador de calor e, conseqüentemente, diminuindo o calor transferido para o metal base em comparação com o MIG/MAG convencional. Além disso, ainda em comparação, o MIG/MAG-AF apresenta variações distintas na geometria do cordão de solda, tais como penetração e diluição. Costa et al. (2017) apontaram que a adição de arame-frio diminui a entrada de calor na peça, reduzindo também as tensões residuais impostas a ela. Assunção et al. (2017) mostraram que as mudanças na transferência de calor para a peça podem diminuir a dureza média ZTA de granulação grosseira e reduzir a extensão das zonas intercríticas na ZTA. Além disso, esses autores afirmaram que a alimentação de arame-frio em MIG/MAG foi capaz de reduzir as descontinuidades nos cordões de solda, além de aumentar a produtividade.

Em relação às características do processo MIG/MAG-AF, Ribeiro et al. (2019) investigaram a dinâmica de transferência do metal e sua influência na diluição e eficiência de fusão para os modos de transferência de curto-circuito, globular e goticular. Esses autores mostraram que a adição de arame-frio leva a mudanças na posição do arco nos eixos longitudinais (ao longo do sentido de soldagem). Essas variações do arco podem ser responsáveis pela capacidade de

absorção de energia do arame-frio. Ribeiro et al. (2020) estudaram a viabilidade da adição do arame-frio no processo MIG/MAG pulsado e encontraram cordões de solda adequados tanto em condições de baixa quanto de alta taxa de corrente. Esses autores apontaram que, para relações de corrente baixas, o momento de pico deve ser aumentado para que se consiga fundir mais material. No entanto, esta mudança nos ciclos de trabalho leva à mudanças nas correntes médias e eficazes. Assunção et al. (2019) mostraram que o MIG/MAG-AF é viável tanto em polaridades diretas quanto inversas, e também mostraram que o arame adicional estabiliza o arco para ambas as polaridades. Entretanto, esse efeito é mais pronunciado quando a polaridade positiva é aplicada no eletrodo. Todavia, eles correlacionam a acomodação da alimentação do AF em função de uma diferente distribuição de calor na poça de fusão quando a polaridade muda. Os resultados sugerem que há mais calor disponível na poça de fusão quando a polaridade inversa está sendo utilizada, comparativamente à polaridade direta. É importante ressaltar que todos os autores acima mencionados trabalharam com alimentação contínua de arame-frio (C-AF).

Uma outra inovação, possivelmente visando uma nova versão derivada do MIG/MAG, seria o uso de alimentação de arame-frio pulsada (P-AF). Sistemas capazes de promover a alimentação pulsada de material, ou seja, movimentos cíclicos para frente e para trás do arame em vez de alimentá-lo continuamente, têm sido estudados e lançados no mercado, aplicados apenas na soldagem TIG. Ao utilizar esta técnica baseada em uma versão de processo TIG denominada comercialmente TIP TIG®, Pike (2013) afirma ser capaz de melhorar a dinâmica da poça de fusão, dando-lhe mais fluidez e reduzindo o risco de inclusões e porosidade. Além disso, a técnica permitiu o uso de uma maior velocidade de soldagem e taxa de deposição quando comparada com o processo TIG convencional (com alimentação contínua do arame).

Jorge et al. (2018) demonstraram que com a alimentação C-AF em TIG, a transferência de metal para a poça de fusão pode acontecer por ponte (maiores velocidades de alimentação de AF) ou por gotículas (baixas velocidades de alimentação de AF). Portanto, ao contrário do MIG/MAG e outros processos similares baseados em arame de eletrodo, a transferência de metal do arame-frio para a poça assume seus próprios modos particulares. Ou a ponta do arame toca a poça e a transferência de gotas ocorre por tensão superficial (contato entre o arame fundido e a poça de fusão), ou não toca nele e a transferência ocorre por gotas (queda livre de gotas), sendo possível uma mistura de ambos os modos em configurações intercambiáveis do processo. Com o modo em ponte, pelo menos parte da corrente de soldagem flui através do arame-frio para a poça de fusão, o que certamente aquece parte desse arame e facilita sua fusão com a poça. Mesmo assim, não deve ser considerado como um modo de transferência de curto-circuito, o que geralmente ocorre em MIG/MAG, já que não há pico de corrente para ajudar a desprender a gota pelo efeito de Pinch. Estes modos de transferência do arame-frio também podem acontecer com a alimentação de arame-frio pulsado (P-AF), onde há, de certa forma, a formação de uma gota,

cuja transferência se dá pelo contato com a poça de fusão. Jorge et al. (2018) também mostraram que a alimentação pulsada em TIG revela o potencial de melhorar a regularidade da transferência de metal e de modificar a geometria do cordão de solda.

Baskoro et. al (2019) relataram diferenças na geometria do cordão de solda comparando as técnicas de alimentação contínua e intermitente do arame no processo TIG. Com a alimentação contínua, os cordões de solda apresentaram maior reforço e superfície lisa. Com alimentação intermitente, os cordões de solda apresentaram uma superfície plana (reforço inferior) e ondulada. Silwal e Santangelo (2018) avaliaram a alimentação de material no processo TIG com arame-frio e arame quente, utilizando alimentação contínua e pulsada. Foi aplicada uma frequência de pulsação de 16 Hz. Estes autores concluíram que os efeitos observados na transferência de metal para a poça e na formação do cordão estavam mais relacionados ao aquecimento do arame do que ao uso de sua pulsação. Em outros trabalhos, de Santangelo et al. (2016), indicaram que o arame quente pode ser utilizado juntamente à alimentação pulsada, a fim de obter deposições mais uniformes com potencial aplicação para manufatura aditiva. Watanabe et al. (2010), em um estudo relacionado, investigaram o uso da vibração ultrassônica no arame de alimentação para o processo TIG. Neste caso, a vibração foi aplicada na direção transversal à direção da solda e verificou-se que a vibração do metal de adição poderia ser transmitida para a poça de fusão e, com isso, aumentar a ductilidade da solda resultante. Esse tipo de vibração foi capaz de influenciar a taxa de destacamento das gotas, o que era considerado benéfico para a soldagem em alta velocidade e a fabricação de grandes estruturas metálicas com manufatura aditiva.

Como apontado por Silva et al. (2018), os quais chamam a técnica de alimentação dinâmica de arame, apesar de se encontrar estudos na literatura acerca deste tema, ainda não foram estabelecidos todos os fundamentos físicos do comportamento de alimentação P-AF no processo TIG. Em seus estudos, com baixa frequência de pulsação (0 a 2 Hz), tentaram esclarecer alguns fatos sobre a transferência de metais e o gradiente de temperatura da poça de fusão. Por exemplo, verificaram que a possibilidade de transferir o metal diretamente para a poça é uma vantagem para a soldagem fora de posição. A sua análise térmica mostrou uma temperatura mais elevada na poça de fusão para TIG autógeno do que quando o arame-frio era continuamente alimentado. Em relação às condições P-AF, a temperatura poça de fusão sofreu uma ligeira redução, proporcional ao aumento da frequência de P-AA. Silva et al. (2019a) demonstraram a viabilidade da alimentação de P-AF para soldagem orbital, visando o passe de raiz com o processo TIG. Neste caso, a técnica melhorou a transferência metálica e contribuiu para a produtividade sem ocorrência de instabilidades. Silva et al. (2019b) revelaram em outro trabalho que as grandes gotas na alimentação contínua resultam em menor robustez e maior assimetria da superfície do cordão, enquanto a alimentação P-AF cordões de solda mais simétricos e um processo mais robusto.

4.3 Metodologia

A metodologia aplicada neste trabalho foi baseada em duas abordagens como mostra o planejamento de execução da Figura 4.1. Na primeira, as soldas seriam depositadas sobre placas de aço carbono ASTM 1020. Na segunda, as condições com arame-frio seriam replicadas em um chanfro V. Como variáveis, utilizar-se-ia a frequência de pulsação da alimentação de arame-frio e o ângulo entre o arame-frio e a placa de teste (Figura 4.2), mantendo uma mesma linha do centro do arame energizado em relação à distância do arame-frio (DAF), a uma mesma proporção de velocidade de alimentação do arame energizado/não energizado e uma mesma taxa de deposição por comprimento de cordão. Ao pulsar, a amplitude seria mantida constante, garantindo que o arame saísse e entrasse na poça de fusão ciclicamente com o mesmo comprimento. Em seguida, seria avaliado o efeito da pulsação da alimentação de arame-frio sobre a geometria do cordão e a microestrutura pela comparação entre as amostras. Para discutir os resultados, seriam analisados os sinais elétricos, o comportamento do arco e a transferência de metal para a poça, auxiliados por imagens de alta velocidade. A câmera térmica IR seria aplicada na parte de trás das placas para avaliar o comportamento térmico entre as condições de alimentação pulsada e não pulsada de AF. A média dos tamanhos de grãos para a zona termicamente afetada (ZTA) seria estimada entre as amostras.

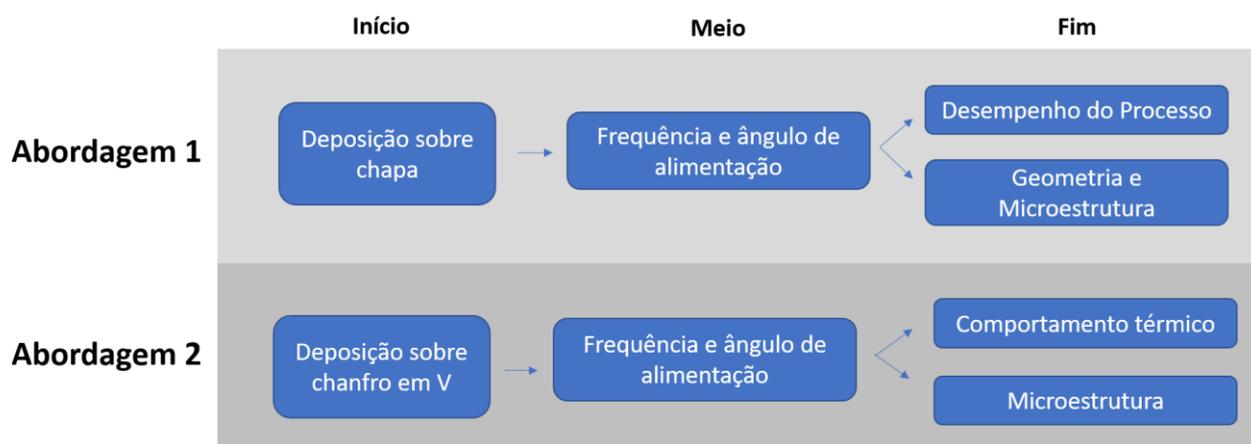


Figura 4.1 – Planejamento metodológico para aplicar a pulsação da alimentação de arame-frio

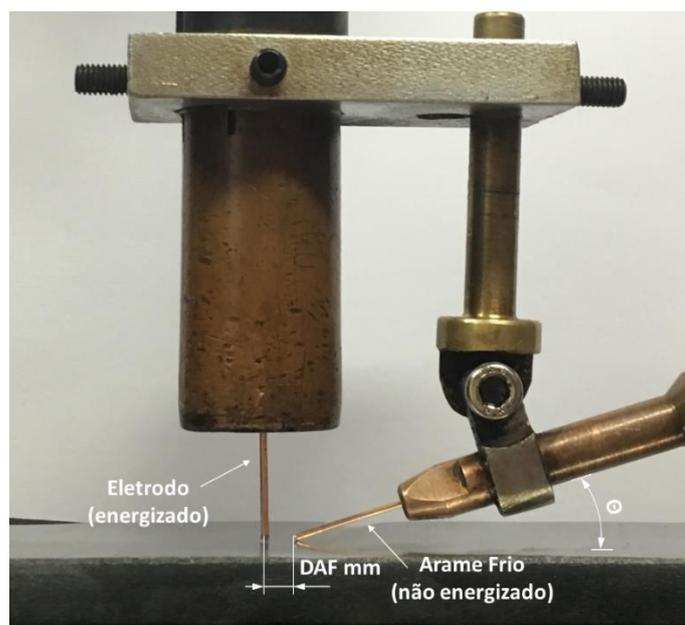


Figura 4.2 - Configuração no local de soldagem destacando o ângulo de alimentação do arame-frio (Θ) e a distância a linha de centro do arame energizado até a distância do arame-frio (DAF)

4.4 Procedimento Experimental e Insumos

Os testes consistiram em soldas de 180 mm de comprimento, realizadas no centro de placas de teste ASTM 1020 de dimensões 270 mm x 31,8 mm x 9,5 mm, com replicação. Os parâmetros definidos são apresentados na Tabela 4.1. A classe de arame AWS ER70S-6 foi usada para tanto para arame energizado quanto para arame-frio, mas usando um arame fino para o AF (1,0 mm x 1,2 mm). Como gás de proteção, foi utilizada uma mistura de argônio com 8% de CO_2 a uma vazão de 17 L/min. A fonte de alimentação eletrônica regulada no modo tensão constante. Foram utilizados dois alimentadores de arame, um para o arame energizado (acoplado à fonte de potência) e outro para o arame-frio. A forma de pulsação da alimentação de AF foi triangular, ou seja, sem pausa nas posições de avanço/recuo máximos. A aquisição de dados (tensão do arco e sinais de corrente de soldagem) foi realizada durante 40 s em cada teste. Sincronizada à aquisição de dados, cada execução foi filmada com uma câmera de alta velocidade operando a 2000 quadros/s, com velocidade do obturador a 1/200000 s. Um laser He-Ne (comprimento de onda de 632,8 nm) foi usado como luz de fundo e um filtro óptico de passagem de banda estreita (faixa de comprimento de onda de $632,8 \pm 5$ nm) foi usado para bloquear a luz do arco. Para a análise térmica, foi usada uma câmera térmica operando a 30 quadros/s, com resolução de 320 pixels x 240 pixels, distância focal de 18 mm e com sensibilidade térmica de 0,05 °C a 30 °C.

Na Tabela 4.2 é apresentado o planejamento experimental utilizado. A velocidade de alimentação do arame-frio foi selecionada para que a taxa máxima de deposição fosse alcançada

enquanto o arco ainda era capaz de fundir o arame extra e resultar em um cordão com aspecto superficial regular. Portanto, assumiu-se que uma transferência metálica em forma de ponte ocorresse do arame-frio para a poça de fusão. É importante ressaltar que a proporção de arame em relação ao arame energizado atingiu 36,2% para todos os testes de 1 a 6. Como visto na Tabela 4.2, a frequência de pulsação da alimentação de arame-frio foi progressivamente aumentada do teste 1 ao 3, mantendo os outros parâmetros constantes ($\Theta = 15^\circ$ e velocidades de alimentação do arame energizado e não energizado em 7,7 e 6,0 m/min, respectivamente). Os testes de 4 a 6 foram análogos aos testes de 1 a 3, mas usando um maior ângulo entre o arame-frio e a placa de teste ($\Theta = 45^\circ$). Os testes 7 e 8 foram concebidos para comparar o desempenho aos dos testes anteriores, com uma condição de ausência de alimentação por arame-frio. Ou seja, a energia do arco foi mantida igual aos dos testes 1 a 6 (mesma corrente, tensão e velocidade de soldagem) no teste 7, enquanto que no teste 8, a taxa de deposição por unidade de comprimento foi mantida igual à dos testes 1 a 6 (mesma corrente, mesma tensão, mas com uma velocidade de soldagem proporcionalmente menor). Para fins de análise geométrica, foram cortadas três secções transversais de cada cordão de solda. Com as superfícies preparadas e atacadas com Nital 8%, foram medidas a largura do cordão, a penetração, o reforço e a área fundida, conforme ilustrado na Figura 4.3. Como foram realizados dois cordões de solda com cada condição (réplicas), as medidas geométricas foram tomadas como uma média de 6 seções transversais.

Tabela 4.1 Parâmetros de soldagem selecionados (fonte regulada no modo tensão constante)

Parâmetro	Valor Regulado
Tensão (V)	30,5
Velocidade de alimentação do arame energizado (m/min)	7,7
Diâmetro do arame energizado (mm)	1,2
Distância bico de contato-peça - DBCP (mm)	18,0
Distância do arame-frio-arame-eletrodo - DAA (mm)	3,0
Velocidade de alimentação do arame-frio (m/min)	6,0
Diâmetro do arame-frio (mm)	1,0

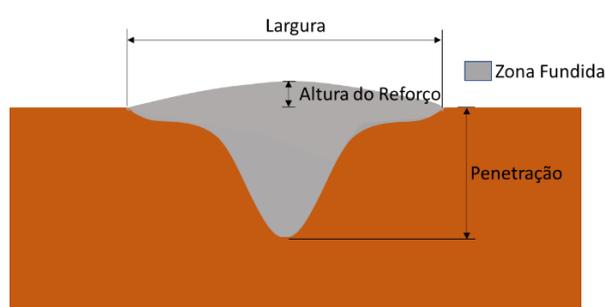


Figura 4.3 - Esquemático dos parâmetros medidos para os cordões de solda

Tabela 4.2 – Planejamento experimental

Teste	Uso de arame-frio	Velocidade de Soldagem (cm/min)	Ângulo de alimentação de AF Θ (graus)	Frequência de Pulsação AF (Hz)	Amplitude de Pulsação de AF (mm)
1	Sim	35,0	15	-	-
2	Sim	35,0	15	4	7
3	Sim	35,0	15	16	7
4	Sim	35,0	45	-	-
5	Sim	35,0	45	4	7
6	Sim	35,0	45	16	7
7	Não	35,0	-	-	-
8	Não	22,4	-	-	-

4.5 Resultados e Discussões

4.5.1 Cordões depositados sobre-chapa

a) Efeito da alimentação de arame-frio sobre as características operacionais do processo

Os sinais elétricos são apresentados na Figura 4.4. Os testes 1 e 4 (alimentação contínua de arame-frio (C-AF)) mostraram que não houveram desvios significativos nos oscilogramas de corrente e tensão, alterando o ângulo de entrada do arame-frio. Por outro lado, diferenças notáveis na forma de onda de corrente podem ser vistas quando a alimentação pulsada de arame-frio (P-AF) foi aplicada. Os oscilogramas acompanham a dinâmica da frequência de pulsação imposta pelo arame. Esta característica torna-se mais proeminente para a baixa frequência e maior ângulo entre o arame-frio pulsante e a placa de teste (Θ). Quando se trabalha com alimentação P-AF e uma fonte de alimentação em modo de tensão constante, podem ser distinguidas duas condições típicas, como esquematicamente apresentado na Figura 4.5. De acordo com esta figura, quando o arame-frio está na sua posição de recuo máximo, o arco permanece completamente sobre a poça de fusão, arco mais longo, estabelecendo o ponto de operação (1). No ponto de operação (2), o arco é mais curto, acoplado-se parcialmente sobre a ponta do arame. Como bem conhecido, com base na relação entre as características estáticas de um arco e uma fonte de energia (tensão constante), arcos longos significam corrente mais baixa. Portanto, o arco troca ciclicamente da posição (1) para a posição (2), caracterizando um aumento e uma diminuição contínua da corrente. Quanto maior a frequência, mais recorrente é a comutação. A razão para uma forma senoidal/triangular do oscilograma de corrente durante a comutação seria justificada pela aproximação e retração contínua da ponta do fio, em vez de ter um movimento escalonado. De acordo com a Figura 4.6, a corrente aumentou durante a posição avanço e diminuiu durante a

posição de recuo do arame nas soldagens P-AF. O comportamento de subida e descida cíclica da corrente segue o movimento do arame-frio pulsado.

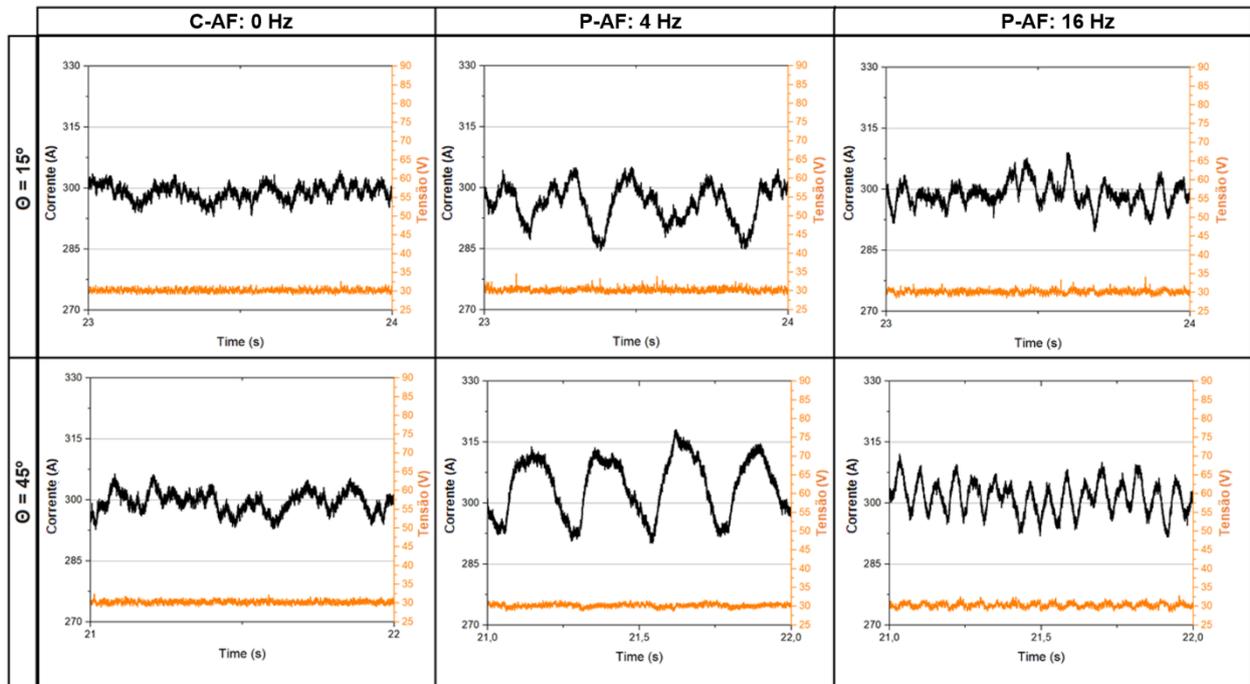


Figura 4.4 - Oscilogramas típicos de corrente e tensão monitorados para os testes 1 a 6 da esquerda para direita, de cima para baixo

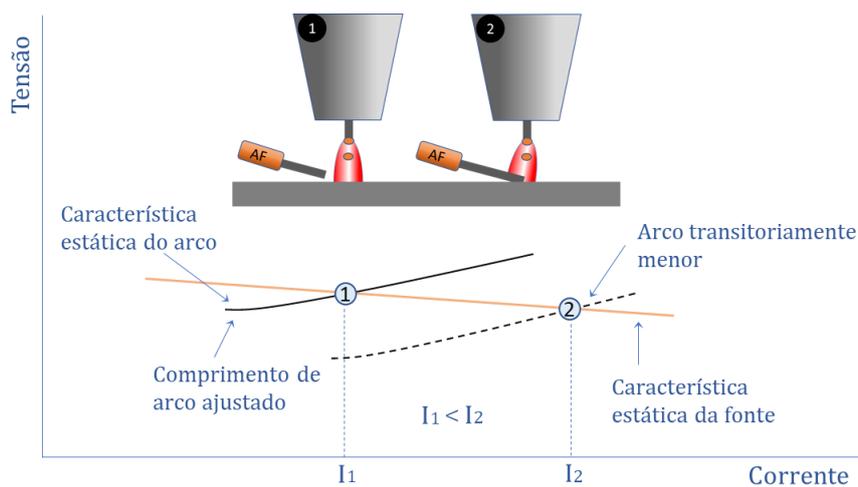


Figura 4.5 - Ilustração do fenômeno de controle do comprimento do arco usando fontes de energia no modo tensão constante: (A) situação típica de redução transitória e recuperação do comprimento do arco; (B) relação entre a posição de recuo/avanço do arame em P-AF e o respectivo comportamento da curva de característica estática do arco

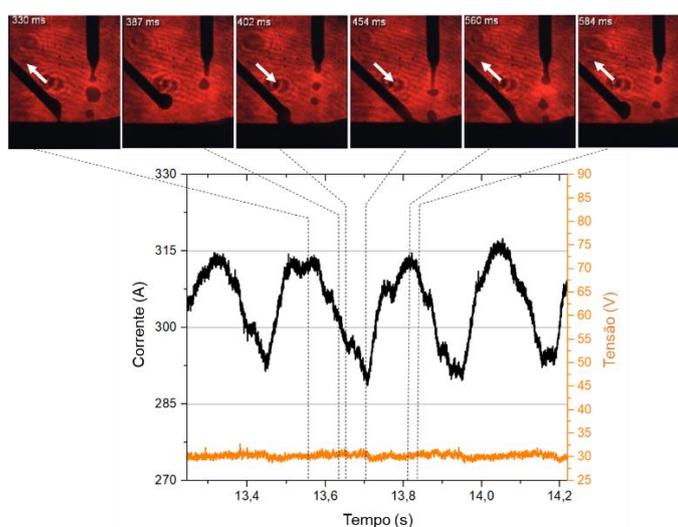


Figura 4.6 - Sincronização entre os movimentos cíclicos de avanço e retrocesso do arame-frio pulsado com o comportamento do sinal de tensão/corrente (teste 2 - frequência do arame-frio pulsado a 4 Hz)

Seguindo o mesmo raciocínio, pode ser apontada a causa de variações expressivas na forma de onda, comparando os casos com o ângulo de alimentação a 45° e 15° (teste 2 comparado ao 5 e teste 3 comparado ao 6 na Figura 4.4). De acordo com a Figura 4.7(A), a 45° o arame-frio impõe um degrau maior para o arco. Além disso, na Figura 4.7(B) são esquematizados os caminhos percorridos pelo arame-frio de forma cíclica para cada situação. As variáveis $d1$ e $d2$ são as distâncias percorridas fora e dentro das regiões de influência do arco, respectivamente. Pode-se notar na condição 2 (45°) que $d2$ seria maior quando comparado ao caso na condição 1 (15°). Portanto, o arame-frio fica mais tempo fora da região de influência do arco nos testes 2 e 3, mantendo por mais tempo os transientes de corrente com valores mais baixos. Comparando os testes 3 ao 2 e 6 ao 5, o intervalo entre os picos e vales da corrente é menor. É importante ressaltar que o arame-frio se move mais rapidamente na frequência pulsada a 16 Hz e, desta forma, a resposta dinâmica da fonte de energia tem menos tempo para aumentar ou diminuir a corrente de soldagem.

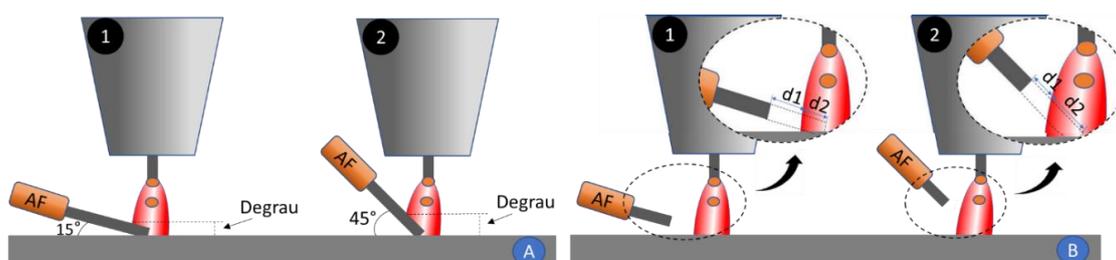


Figura 4.7 - (A) Relação entre o arame-frio e o ângulo da placa de teste (Θ) e o "degrau" imposto ao arco; (B) Relação entre o arame-frio e o ângulo da placa de teste (Θ) e a distância percorrida fora ($d1$)/no interior ($d2$) da região de influência do arco

Na Figura 4.8 são mostrados quadros selecionados da filmagem em alta velocidade com o arame-frio na posição de máximo avanço e de máximo recuo com ângulos de alimentação (Θ) a 15° e 45° e com as frequências de pulsação a 0 Hz (C-AF), 4 Hz e 16 Hz (P-AF). Uma linha tracejada vermelha foi colocada sobre as imagens para destacar o arco visível (os limites do arco foram definidos por uma função de limiar de cor a partir de um software de tratamento de imagem). Com a condição C-AF, nota-se que parte do arco acopla sobre parte do arame-frio, independentemente do ângulo de alimentação ($\Theta = 15^\circ$ ou 45°). Quando a pulsação da alimentação de arame é ativada, o arco deflete ciclicamente, ou seja, acopla parcialmente sobre a superfície do arame-frio na posição de máximo avanço, e fica totalmente sobre a poça de fusão na posição de máximo recuo, sendo que a deflexão é mais intensa quando Θ está a 45° . O acoplamento do arco sobre o arame-frio também foi observado por Ribeiro et al. (2019). No processo MIG/MAG com o modo de transferência goticular. Esses autores sugerem que a deflexão do arco em direção ao arame-frio é progressivamente aumentada à medida que a proporção de material do arame-frio em relação ao arame energizado aumenta. Eles também afirmam que este aumento é percebido pela fonte de energia, o que causa um aumento na corrente para equilibrar a taxa de fusão, alcançando assim, uma transferência de metálica estável através do arco.

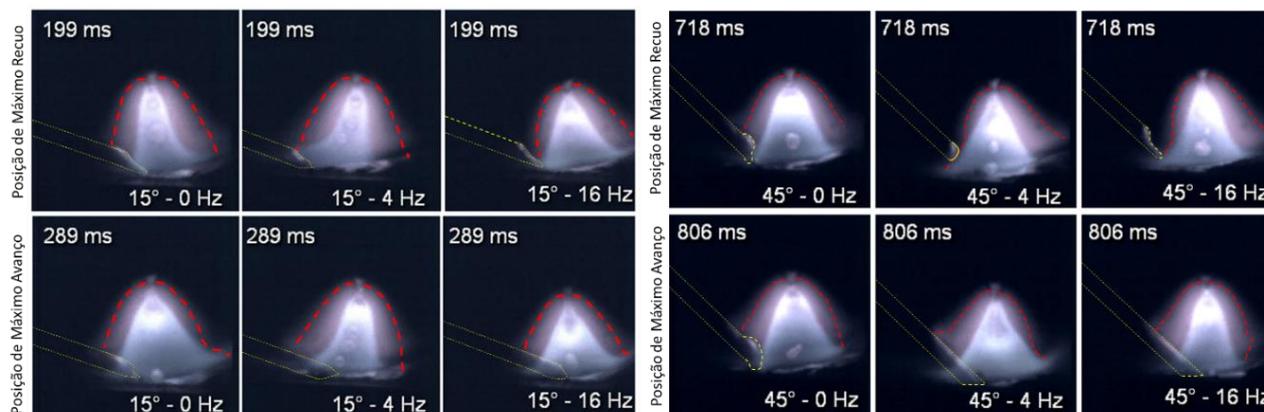


Figura 4.8 - Imagens típicas do comportamento do arco: no lado esquerdo, testes 1, 2 e 3, respectivamente da esquerda para a direita; no lado direito, testes 4, 5 e 6, respectivamente da esquerda para a direita (as imagens superiores referem-se à posição de máximo de recuo do arame-frio, enquanto as imagens inferiores à posição de máximo de avanço do arame-frio)

Na Figura 4.9 são mostrados quadros obtidos pela perfilografia selecionadas para destacar o arame-frio na posição de máximo avanço e máximo recuo, com ângulos de alimentação a 15° e 45° e com frequências de pulsação a 0 Hz (C-AF), 4 Hz e 16 Hz (P-AF). Na condição C-AF uma transferência metálica em ponte foi estabelecida entre o arame-frio e a poça de fusão durante toda a soldagem. Quando a pulsação é ativada (P-AF) e o arame-frio está na posição de máximo recuo

(linha superior de quadros na Figura 8), ele perde o contato com a poça de fusão. Na posição de máximo avanço (linha inferior de quadros na Figura 8), o arame-frio entra na poça de fusão e transfere a gota previamente formada em sua ponta juntamente com o seu corpo parcialmente fundido. Observa-se que uma gota maior é formada quando a frequência P-AF está a 4 Hz em comparação com 16 Hz. Uma deformidade pode ser notada no arame-frio pulsado na posição de máximo recuo para 16 Hz. Deve-se destacar que este fenômeno se repete a cada ciclo de pulsação. Como neste caso a frequência de pulsação é maior, os movimentos são mais bruscos, deslocando a gota formada para cima do arame.

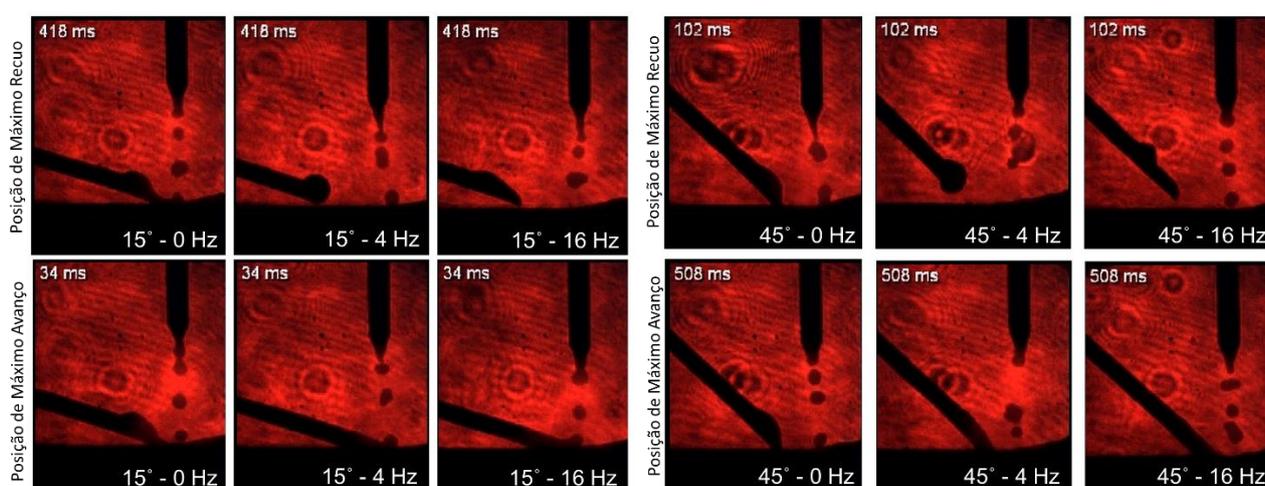


Figura 4.9 - Comportamento típico da transferência metálica do arame-frio para a poça de fusão: no lado esquerdo, testes 1, 2 e 3, respectivamente da esquerda para a direita; no lado direito, testes 4, 5 e 6, respectivamente da esquerda para a direita (quadros superiores referem-se à posição de máximo recuo do arame-frio, enquanto os quadros inferiores referem-se à posição de máximo avanço do arame-frio, quando a pulsação está ativada – 4 Hz e 16 Hz)

b) Efeito do arame-frio na geometria do cordão e nas características metalúrgicas

Na Figura 4.10 são ilustradas as secções transversais típicas dos cordões de solda resultantes, enquanto que na Figura 4.11 são mostrados os valores médios de largura, penetração, reforço e área da zona fundida dos cordões de solda obtidos através dos testes descritos na Tabela 4.1. Iniciando a discussão pelos testes 7 e 8, nos quais o arame-frio não foi utilizado, pode-se ver que na condição 7 (marcador verde), onde a energia do arco foi mantida a mesma de quando a alimentação de AF foi utilizada e conseqüentemente uma menor deposição de metal por unidade de comprimento do cordão (TD), apresentou uma penetração mais profunda (marcador verde) em relação às condições com AF (marcadores azuis e amarelos). Este resultado seria devido ao efeito da absorção de calor pelo AF ao ser introduzido no sistema. As áreas

fundidas foram similares entre as condições sem alimentação do AF (marcador verde) e com alimentação do AF (marcadores azuis e amarelos), devido ao equilíbrio entre penetração mais profunda e taxa de deposição mais baixa apresentado na condição sem alimentação do AF (teste 7). Coerentemente, um cordão mais convexo (reforço mais alto) é observado quando o AF foi alimentado (marcadores azuis e amarelos). É importante notar que a largura do teste 7 está dentro do mesmo intervalo que quando o AF não foi alimentado; se de um lado com uma menor TD cordões de solda menores são esperados, de outro lado uma mesma energia forneceria mais calor ao material de base (já que não há nenhum arame-frio a ser fundido), conseqüentemente maior molhabilidade.

Quando a V_s foi reduzida (teste 8) para tornar a taxa de deposição por unidade de comprimento do cordão equivalente às condições quando a alimentação de AF foi utilizada (conseqüentemente com maior energia de arco), os respectivos marcadores vermelhos evidenciaram o efeito do calor nesta parametrização, uma vez que a penetração, a área fundida e a largura do cordão aumentaram em relação aos marcadores verdes. Uma menor altura do reforço do cordão para uma mesma TD também seria esperado como efeito da maior energia. A comparação entre o teste 7 (marcadores verdes) e o teste 8 (marcadores vermelhos) corroboram às análises acima.

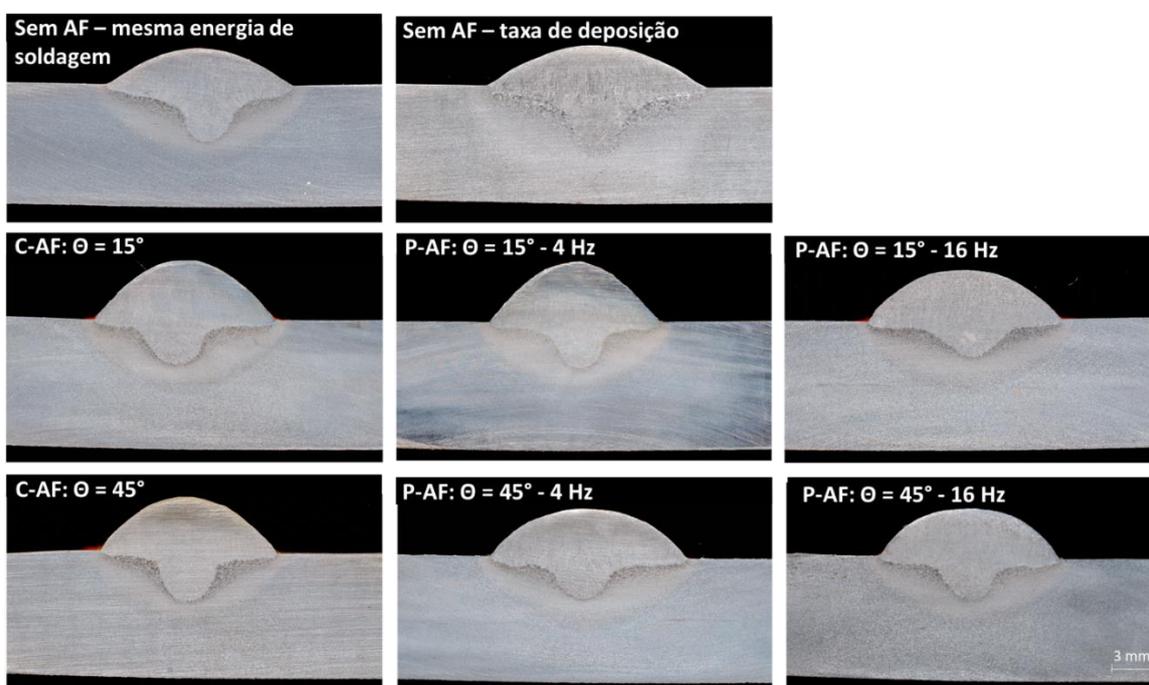


Figura 4.10 - Secções transversais representativas dos cordões de solda produzidos na abordagem sobre chapa

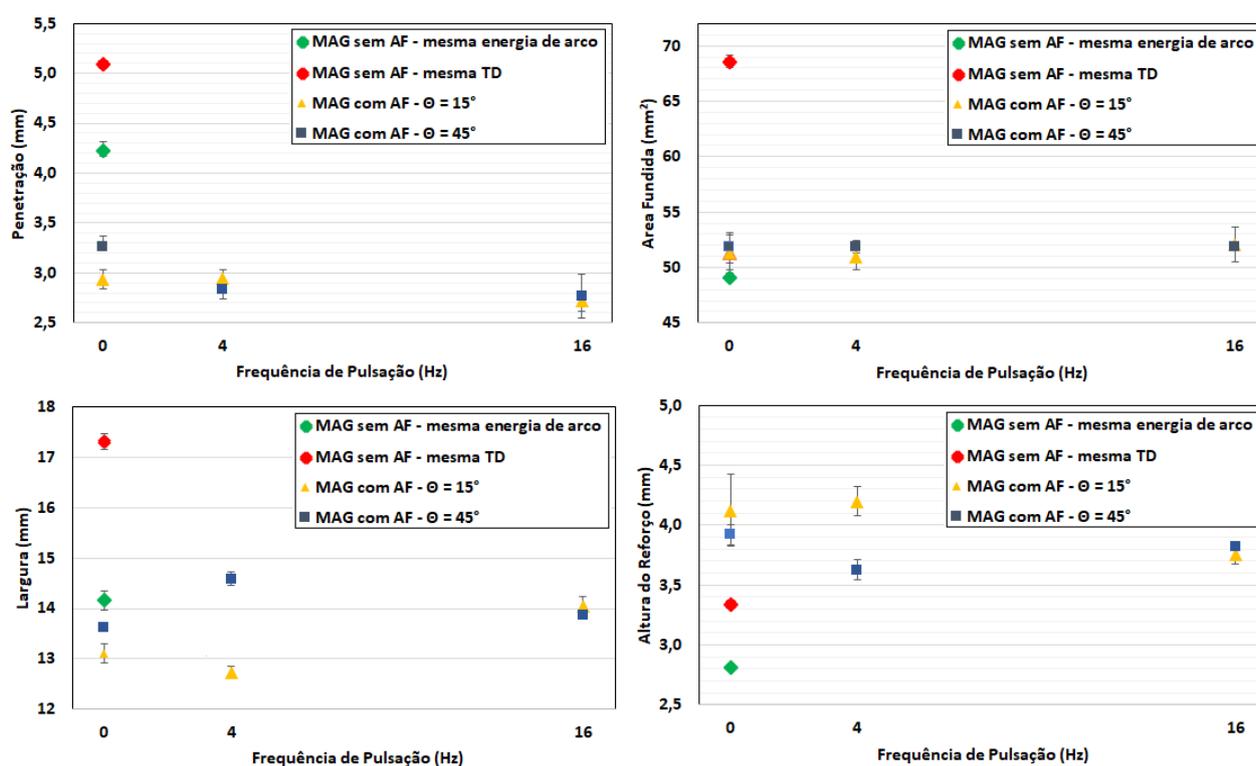
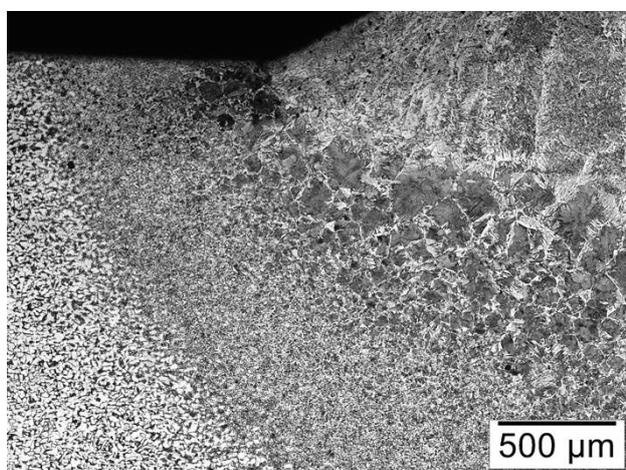


Figura 4.11 - Dimensões dos cordões de solda (média de seis cortes transversais retirados de cordões de solda replicados) em função da alimentação do AF, onde $f = 0$ Hz significa que não houve pulsação da alimentação de arame

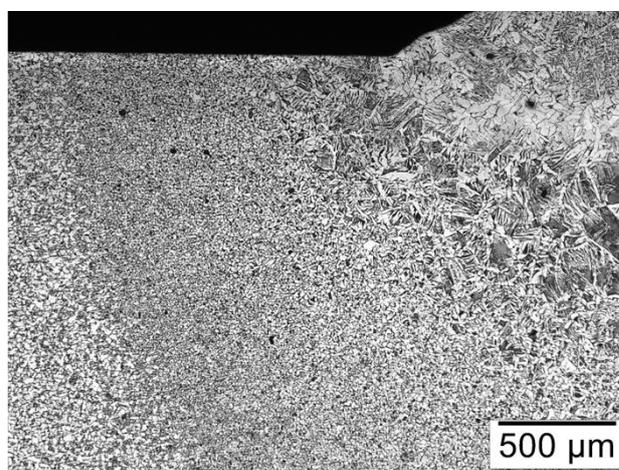
A seguir, uma análise sobre o comportamento dos testes com alimentação de arame-frio é realizada (testes 1 a 6). Quando o arame-frio é alimentado continuamente ($f = 0$ Hz), há uma ligeira tendência (considerando as barras de erro) para uma melhor absorção do calor pela poça de fusão (penetração mais profunda) quando o ângulo de alimentação (Θ) é aumentado de 15° (marcador amarelo) para 45° (marcador azul). Não foram observadas diferenças sensíveis entre ambos os ângulos em relação à área fundida, largura e altura de reforço, considerando a forma de cálice (“finger-like) da penetração (Figura 4.10) e a baixa relação entre as áreas penetradas e a área total da secção transversal. Com a alimentação de P-AF, não há tendências claras mostrando que a pulsação poderia afetar consistentemente a geometria do cordão de solda. Uma maior molhabilidade pela poça de fusão com o ângulo de alimentação de 45° (marcador azul) é observada a 4 Hz de pulsação da alimentação de arame. A uma frequência de pulsação mais elevada (16 Hz), não é observada diferença entre os ângulos de alimentação de 15° (marcador amarelo) e 45° (marcador azul). É importante destacar que a uma frequência de 4 Hz, nenhuma diferença de penetração é observada, como acontece sem a pulsação da alimentação de arame (quando o ângulo de alimentação mais alto, marcador azul, provocou penetração mais profunda). Sabe-se que a penetração do cordão de solda é devida a um fenômeno complexo. Portanto, a razão para estes comportamentos de penetração para ambos os ângulos de alimentação a 4 Hz

e todos os parâmetros geométricos quando a pulsação é aumentada para 16 Hz não é facilmente explicada.

Quanto à caracterização metalúrgica, a Figura 4.12 apresenta a micrografia da região em torno da interceptação entre o cordão de solda e o metal de base dos testes 7 e 8. É possível notar que a largura da zona termicamente afetada (ZTA), desde a fronteira entre o cordão de solda e o metal de base até o final da transformação metalúrgica revelada pelo ataque químico, logo abaixo da superfície da chapa, foi aumentada quando o V_s diminuiu (consequentemente soldando com uma energia de arco mais alta (teste 8)). Este fato evidencia a sensibilidade da análise. Na Figura 4.13 são apresentadas imagens micrográficas similares, resultantes de execuções com C-AF e P-AF (4 e 16 Hz), em ambos os ângulos de alimentação $\Theta = 15^\circ$ e $\Theta = 45^\circ$. Não é possível notar uma ZTA mais larga ou mais estreita, como na Figura 4.12. Amplificando as regiões grosseiras e refinadas (Figura 4.14 e Figura 4.15), pode ser observada uma ligeira tendência para reduzir a área de grãos grosseiros quando a pulsação da alimentação de arame foi aplicada com 16 Hz, em ambos os ângulos de alimentação. Embora não haja uma indicação clara de interferência de pulsação na geometria do cordão de solda, isto sugere que pode estar afetando a distribuição de calor dentro da chapa.



Sem AF – mesma E_{sold} – mesma V_{sold} – menor taxa de deposição



Sem AF – mesma taxa de deposição – menor V_{sold} – maior energia do arco

Figura 4.12 - Micrografias de seção transversal dos cordões de solda dos testes 7 e 8, respectivamente da esquerda para a direita

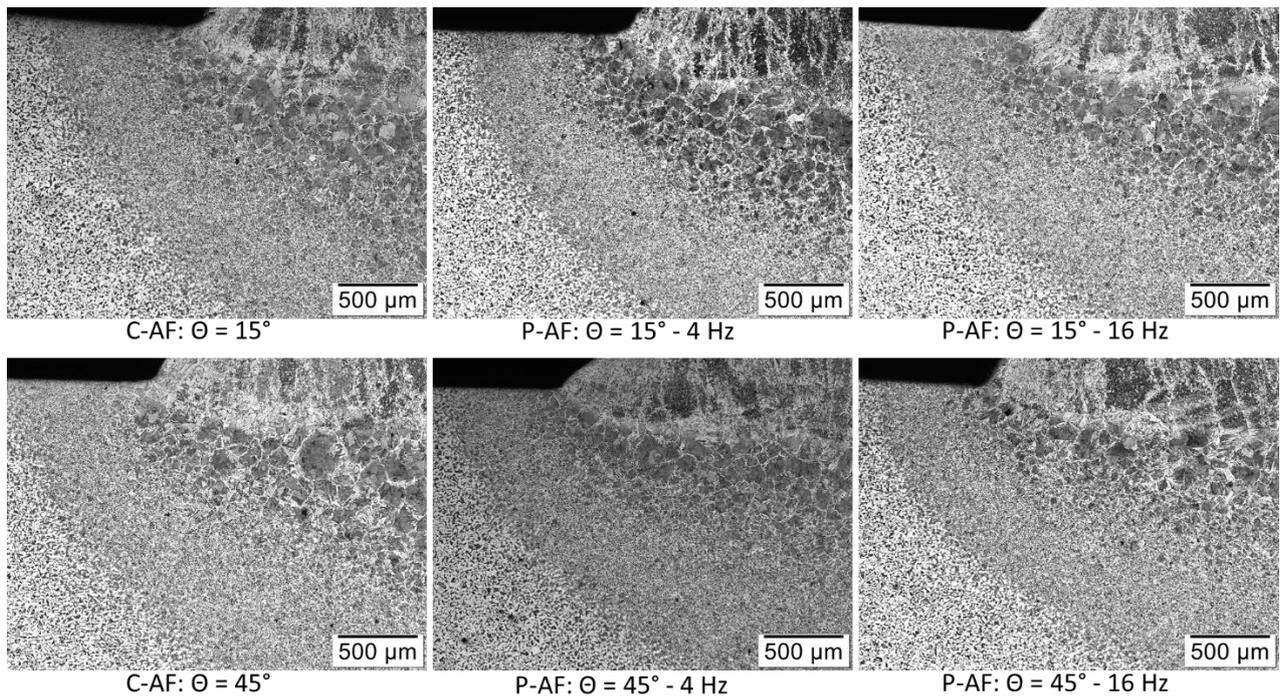


Figura 4.13 - Micrografias de seção transversal dos cordões de solda dos testes 1, 2, 3, 4, 5 e 6, respectivamente da esquerda para a direita e de cima para baixo

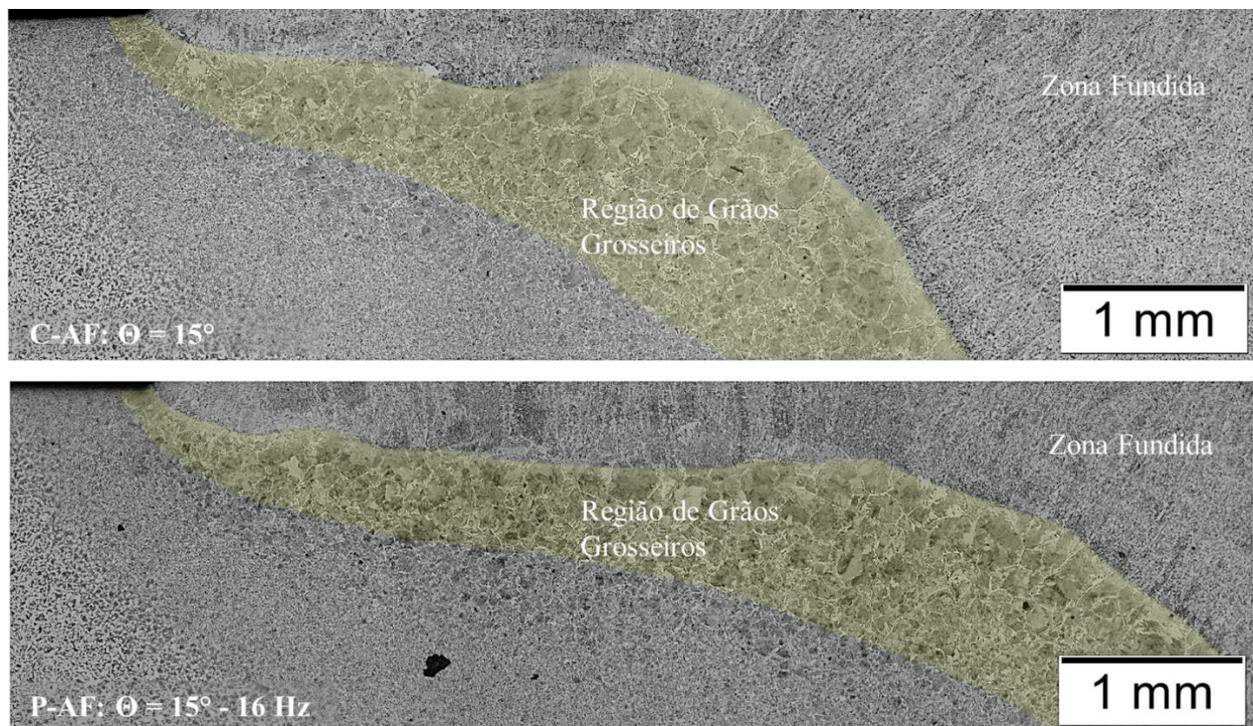


Figura 4.14 - Micrografias amplificadas dos cortes transversais mostrados na Figura 4.13, enfatizando as regiões de grãos grosseiros da ZTA dos cordões de solda dos testes 1 e 3, respectivamente de cima para baixo (cor usada para delimitar a ZTA de grãos grosseiros)

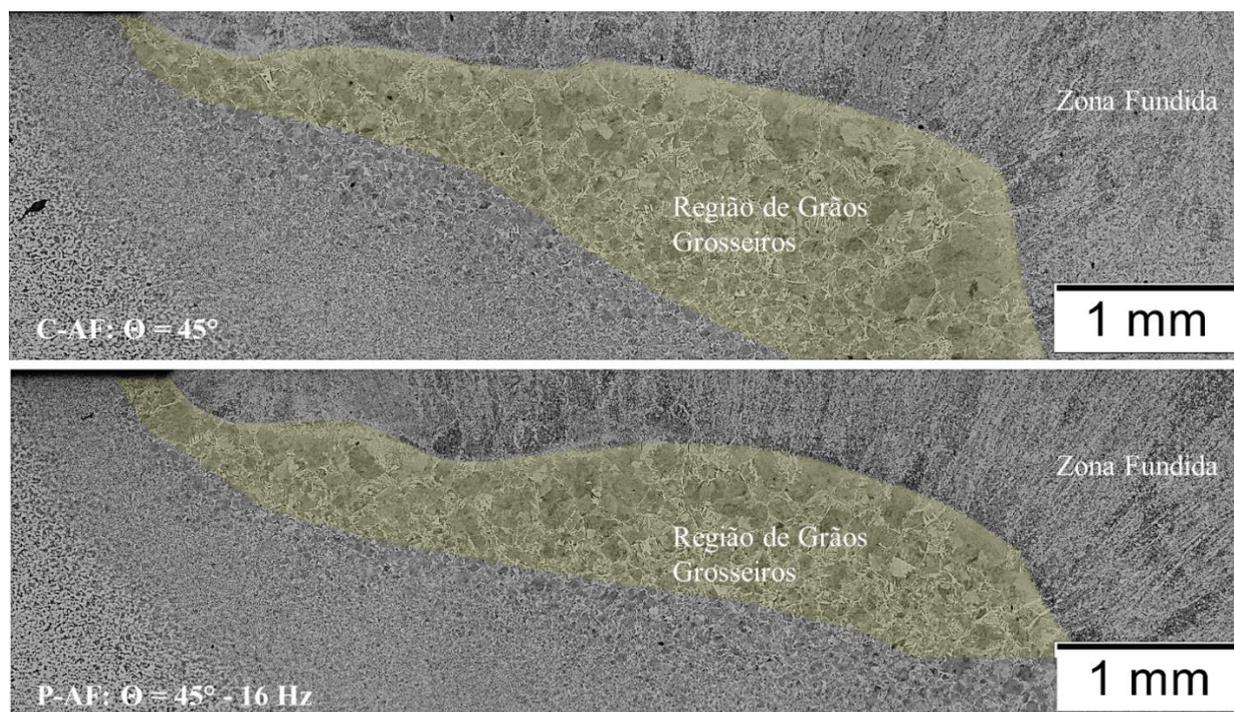


Figura 4.15 - Micrografias amplificadas dos cortes transversais mostrados na Figura 4.13, enfatizando as regiões de grãos grosseiros da ZTA dos cordões de solda dos testes 4 e 6, respectivamente de cima para baixo (cor usada para delimitar a ZTA de grãos grosseiros)

4.5.2 Cordões depositados em chanfro V

a) Efeito da alimentação de arame-frio sobre o comportamento térmico da poça de fusão

Após a indicação de alterações microestruturais apresentadas no tópico (b) da seção 4.5.1, justifica-se uma melhor avaliação quanto ao comportamento térmico da poça de fusão. Para esta abordagem, foram realizados seis depósitos de cordões de solda em um chanfro V, utilizando os mesmos parâmetros das execuções 1, 2, 3, 4, 5 e 6 da Tabela 4.1, e o comportamento térmico, como consequência da frequência de pulsação da alimentação de arame-frio, foi medido indiretamente através de uma câmara de infravermelho. A fim de aumentar a sensibilidade da imagem térmica, foram utilizadas placas mais finas com 250 mm x 102 mm x 8 mm com chanfros usinados em todo o seu comprimento (ângulo de 50° e 5 mm de profundidade do chanfro). Na Figura 4.16 é mostrada uma secção transversal representativa dos cordões de solda resultantes. É possível observar a falta de penetração para todas as condições, sendo maior quando foi utilizada a pulsação da alimentação de AF com uma frequência de 16 Hz para os dois ângulos de alimentação $\Theta = 15^\circ$ e 45° . Ainda nestas duas condições, a redução do poder de fusão na face do chanfro pode ser identificada.

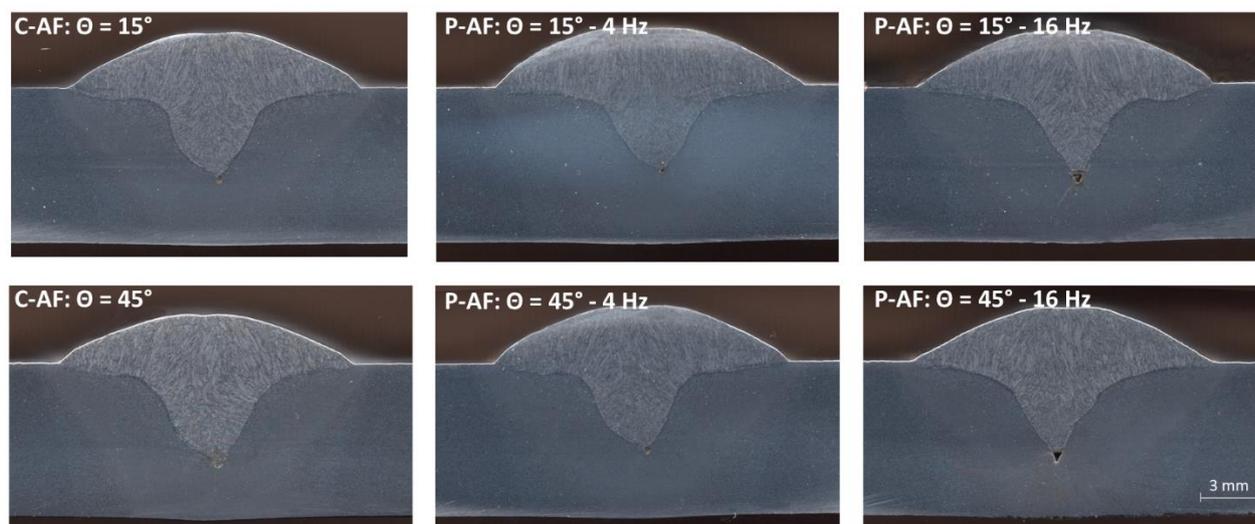


Figura 4.16 - Seção transversal representativa dos cordões de solda depositados nos chanfros em V

Na Figura 4.17 são mostradas as termografias típicas de estado estacionário para as seis condições analisadas. O marcador vermelho em cada quadro representa o ponto de maior temperatura registrado pelo software. Na Figura 4.18 é apresentada a média da temperatura máxima registrada para cada condição avaliada, considerando o período em que a solda entrou em regime (o início e o fim das soldas não foram considerados). Quando o C-AF foi aplicado, a alta temperatura para o ângulo de alimentação $\Theta = 45^\circ$ confirma as hipóteses de melhor absorção do calor pela poça de fusão (maior área branca). Possivelmente a maior área do arame-frio em proximidade ao arco contribui para sua absorção de calor, fazendo com que o arame-frio entre mais quente na poça de fusão. O gráfico sugere que a temperatura média máxima da poça de fusão ao longo da soldagem diminui quando a frequência de pulsação utilizada é 16 Hz. Ainda sob estas condições, pela Figura 16 é possível observar qualitativamente que a temperatura que delimita a poça é menor como indicado pela menor área branca (o que indicaria as regiões de maior temperatura). Do ponto de vista térmico, a redução do poder de fusão observada para P-AF com a frequência de pulsação a 16 Hz e com Θ igual a 15° e 45° é justificada. Silva et al. (2018) também identificaram uma leve redução da temperatura da poça de fusão, proporcional ao aumento da frequência de pulsação usando a alimentação de arame-frio aplicada ao processo TIG.

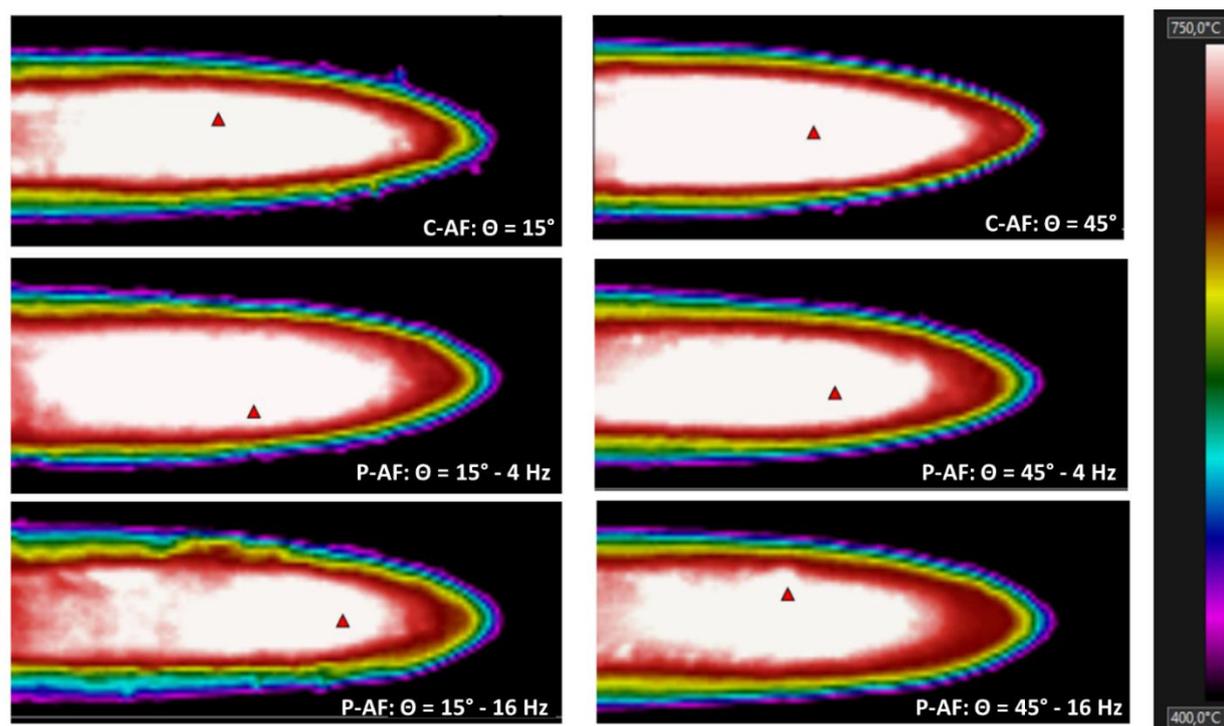


Figura 4.17 - Termografias típicas de estado estacionário captados da face traseira da placa de teste para as condições analisadas

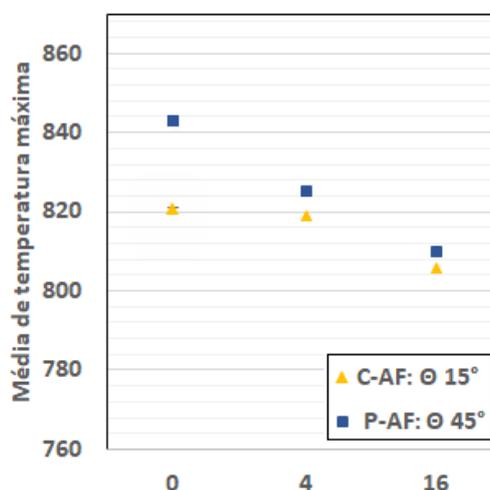


Figura 4.18 - Média de temperatura máxima das termografias da Figura 4.17

É importante afirmar que existe coerência entre a temperatura média máxima observada (visualmente na Figura 4.17 e quantitativamente na Figura 4.18) e o tamanho das zonas afetadas pelo calor, como mostrado na Figura 4.13 e destacado na Figura 4.14 e Figura 4.15. Em todos os casos o efeito é mais claro para o ângulo de alimentação a 45° , à medida que a pulsação no arame-frio é introduzida e a sua frequência aumentada. Este resultado consistente suporta a

sugestão de que a alimentação de P-AF é capaz de afetar a distribuição de calor dentro da chapa próxima à poça de fusão, e assim, a microestrutura do cordão de solda até certo ponto.

b) Efeito da alimentação de AF sobre o tamanho do grão ZTA

Depois de revelar a capacidade da pulsação da alimentação de arame-frio de afetar a distribuição de calor dentro da placa, especificamente em torno da poça de fusão, seria razoável avaliar com mais detalhe uma possível influência da mesma na microestrutura da ZTA, devido aos diferentes rendimentos térmicos entre condições, o que causaria diferentes taxas de resfriamento. A partir de amostras retiradas nas condições C-AF e P-AF (16 Hz) para ambos os ângulos de alimentação, foi selecionada uma imagem da microestrutura através de um microscópio ótico (ampliação de 100x) para aproximadamente a mesma localização de cada seção transversal do cordão de solda, como mostrado em destaques coloridos na Figura 4.19 ($\Theta = 15^\circ$) e 4.20 ($\Theta = 45^\circ$). Para cada condição, a imagem capturada da ZTA foi dividida em duas regiões; a região 1 como a zona mais distante e a região 2 como a zona mais próxima da zona fundida. Para cada zona, o tamanho médio do grão foi estimado pelo método de intersecção linear usando 10 linhas com base na norma ASTM E112. Na Figura 4.21 é mostrado o tamanho médio do grão medido para as duas zonas. É possível notar uma redução nos números resultantes com as condições de pulsação da alimentação de arame-frio em aproximadamente 11% e 30%, respectivamente para o ângulo de alimentação de 15° e 45° . De alguma forma, a pulsação da alimentação de arame-frio em frequências mais altas, por uma razão não identificada, consegue homogeneizar e diminuir a temperatura na poça de fusão durante o aquecimento (o que justificaria um menor crescimento dos grãos), possivelmente, também influenciando as taxas de resfriamento resultantes.

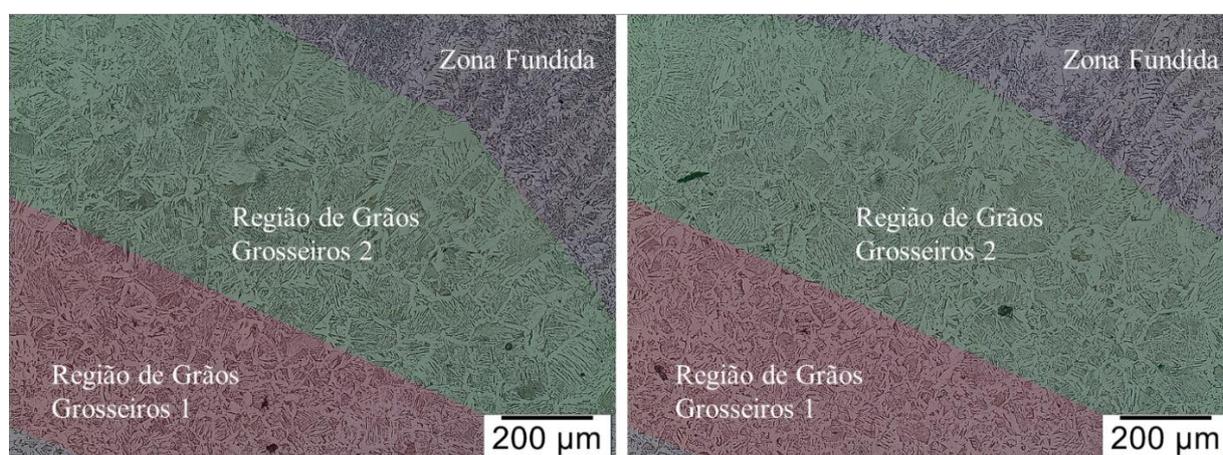


Figura 4.19 - Micrografias dos cordões de solda resultantes para C-AF com $\Theta = 15^\circ$ (lado esquerdo) e para P-CW a 16 Hz com $\Theta = 15^\circ$ (lado direito) (cores usadas para delimitar as zonas ZTA)

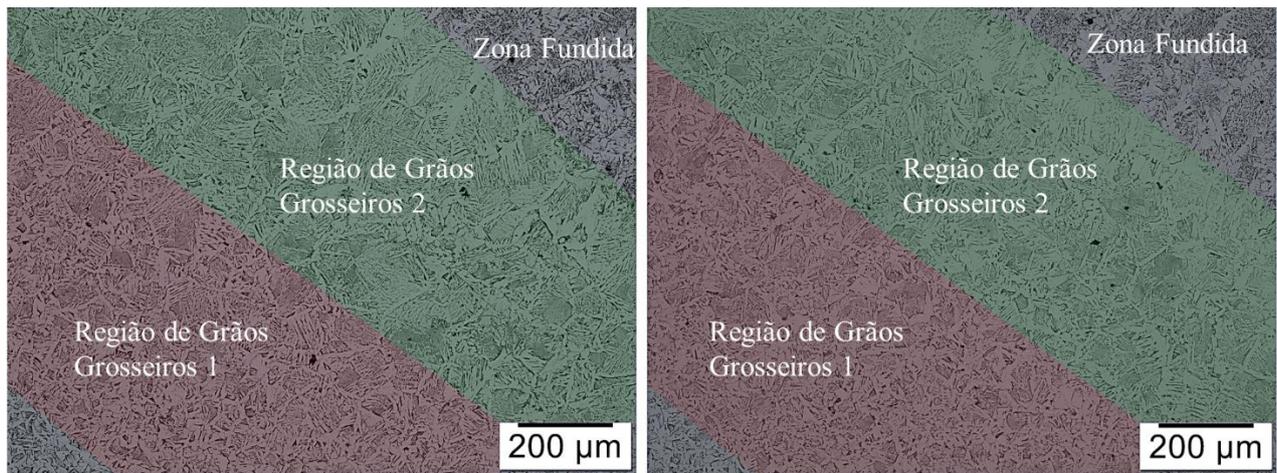


Figura 4.20 - Micrografias dos cordões de solda resultantes para C-AF com $\Theta = 45^\circ$ (lado esquerdo) e para P-AF a 16 Hz com $\Theta = 45^\circ$ (lado direito)



Figura 4.21 - Tamanho médio dos grãos medido para as zonas 1 e 2 da ZTA, conforme delimitado na Figura 4.19 e Figura 4.20, para $\Theta = 15^\circ$ (lado esquerdo) e para $\Theta = 45^\circ$ (lado direito)

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES

Como visto no Capítulo I, os desenvolvimentos descritos em cada capítulo tinham seus Objetivos Específicos para responder suas Questões Científicas/Tecnológicas. Assim, as conclusões abaixo são discretizadas por capítulos da tese:

- a) Em relação ao desenvolvimento de um “pulmão ativo” acoplado a um alimentador convencional e avaliação do tamanho do condúite sobre a cinemática e dinâmica de pulsação (Capítulo II, OE 2.1 e OE 2.2):
- O atuador linear magnético permitiu estabelecer o controle de malha aberta sobre a frequência e amplitude da pulsação da alimentação do arame (sem retroalimentação advinda da posição da ponta do arame), como almejado;
 - As dimensões do dispositivo (pulmão ativo) e sua independência quanto ao alimentador permitem sua adaptação a qualquer alimentador/cabeçote convencional, viabilizando o estudo em questão;
 - A amplitude de pulsação sofre variação dependendo da disposição espacial do condúite, principalmente relacionado às curvas, mas não exerce influência sobre a frequência de pulsação.
- b) Em relação capacidade da pulsação interferir no desempenho do processo em diferentes modos de transferência metálica (Capítulo III, OE 3.1):
- A pulsação da alimentação de arame interfere sobre o desempenho do processo sobre as transferências metálicas Globular e Curto-circuito, mas não mostrou interferir na transferência Goticular;
- c) Em relação à influência do impulso mecânico devido à pulsação sobre a dinâmica de transferência metálica (Capítulo III, OE 3.2):

- A ação mecânica do movimento de pulsação adiciona um componente de impulso às forças que atuam na transferência metálica globular, auxiliando no destacamento das gotas, aumentando sua velocidade de voo e melhorando seu direcionamento;
- O modelo físico simplificado proposto mostrou que a magnitude da força de impulso depende da velocidade e da massa das gotas. Portanto, se não for alcançada uma combinação adequada de movimento do arame e tamanho das gotas, podem surgir instabilidades na transferência relacionadas com o instante de destacamento;
- A força devido ao impulso mecânico imprimido sobre o arame não é significativa para alterar qualquer característica da gota na transferência goticular.

d) Em relação à influência da pulsação sobre o aspecto geométrico do cordão de solda (Capítulo III, OE 3.3):

- A frequência de pulsação da alimentação do arame quando coincidente com a do desprendimento de uma gota por impulso, resulta em uma transferência metálica globular estável com gotas diretamente projetadas em direção à poça, o que contribui para um perfil de concentração centralizado e aumentado;
- Um aumento da penetração observado com o uso da pulsação no modo globular não pode ser totalmente explicada nem pelos sinais elétricos do processo (corrente e tensão e energia do arco) e os seus efeitos térmicos, nem por fatores relacionados com seus efeitos mecânicos (momentum efetivo e energia cinética imposta), pois o aumento da penetração está também correlacionado com a massa convectiva da poça de fusão e com o comportamento de transferência de calor (fluxo de Marangoni);
- A pulsação não foi capaz de alterar as características geométricas dos cordões de solda quando operando com transferência goticular.

e) Em relação à aplicação da pulsação para permitir transferência regular por curto-circuito com arco longo (Capítulo III, OE 3.4):

- Consegue-se viabilizar a soldagem com alta tensão no modo curto-circuito, pois a pulsação da alimentação de arame aumenta a frequência de transferência e, conseqüentemente, reduz o tamanho das gotas a serem transferidas para a poça, o que não aconteceria se não houvesse pulsação;

- Para viabilizar essa abordagem é necessária uma fonte de soldagem regulada no modo corrente constante;
- A frequência de pulsação da alimentação de arame afeta o comprimento real do arco durante os tempos de arco aberto, o que, por sua vez, governa a regularidade da transferência metálica, o tempo de arco aberto e a geometria do cordão;

f) Em relação à aplicação da pulsação da alimentação do arame-frio (Capítulo IV, OE 4.1 OE 4.2):

- A forma como o arame-frio é adicionado ao processo GMAW interfere no desempenho do processo. Embora a pulsação afete o comportamento do arco, os sinais elétricos e a transferência de metal, nenhuma tendência clara pode ser notada em relação às características geométricas do cordão de solda;
- Entretanto, quando os cordões de solda foram depositados em chanfro, as frequências mais altas de pulsação, independentemente dos ângulos de alimentação, levam à mudanças no perfil térmico nas proximidades da poça de fusão (ocorre menor poder de fusão, ou seja, menos calor é transferido para a placa de teste, o que limita o crescimento de grãos, reduzindo a área ZTA de grãos grosseiros e resultando em uma microestrutura mais refinada).

Desta forma, e atendendo ao objetivo geral, demonstrou-se ser possível aplicar a pulsação da alimentação de arame em soldagem MIG/MAG, por meio da concepção de um “pulmão ativo”, que é:

- Portátil e adaptável facilmente em alimentadores convencionais;
- Passível de interferir na transferência metálica e formação do cordão de solda;
- Projeto totalmente desenvolvido “*in-house*” (tecnologia nacional).

CAPÍTULO VI

TRABALHOS FUTUROS

Com intuito de aprimorar os dados e informações obtidos durante o desenvolvimento deste trabalho, são propostas as seguintes sugestões para dar continuidade e contribuir para a aplicação da pulsação da alimentação de arame nos processos de soldagem a arco:

- Considerando a limitação do equipamento em não alcançar frequências elevadas (maior do que 20 Hz), usar um outro atuador, baseado no mesmo princípio, mas com maior potência, ou pesquisar outro tipo de atuador que mantenha o mesmo mecanismo de flexão do condúíte;
- Ainda ajuizando a limitação do equipamento em não alcançar frequências elevadas, caso satisfeito o primeiro item da sugestão de trabalho futuro acima, seria pertinente explorar uma faixa de frequência de pulsação mais ampla, tanto para aplicação no arame-eletrodo com transferência por curto-circuito (cujo resultado exposto neste trabalho apresentou uma melhoria na regularidade para um aumento na frequência), quanto para a alimentação do arame-frio (cujo resultado mostrou mudanças térmicas para frequências mais altas na pulsação);
- Ponderando a versatilidade que o controlador do motor linear oferece quanto à possibilidade de comunicação externa com outros dispositivos, implementar um controle retroalimentado com a fonte de soldagem, permitindo um sincronismo entre ambos, para exploração de novos processos derivativos em soldagem;
- Ainda considerando a versatilidade do controlador e tomando como base estudos existentes sobre a aplicação de arame-frio para soldagem de juntas com folga (como o trabalho de Assunção et al., 2017), explorar um sincronismo entre o sistema de pulsação do arame-frio e um sistema de tecimento da tocha para passe de raiz (para que não haja problema de falta de fusão nas laterais do chanfro, o arame-frio seria alimentado somente quando o eletrodo estivesse voltado para o centro do chanfro);

- Visto a capacidade da pulsação aplicada ao arame-frio levar a mudanças no perfil térmico nas proximidades da poça de fusão, explorar esta técnica aplicada à transferência metálica por curto-circuito, onde a poça de fusão é menor e menos calorífica (possivelmente o efeito do arame-frio sobre o comportamento térmico da poça possa ser maior).
- Explorar a técnica de pulsação da alimentação, seja pela sua aplicabilidade sobre o arame-eletrodo ou sobre arame-frio como abordados nesta tese, mas ao utilizar diferentes diâmetros de arame, composição do material de adição (como por exemplo alumínio ou aço inoxidável), composição do gás de proteção. A forma de pulsação trapezoidal poderia também ser testada sobre a alimentação de arame-frio.

CAPÍTULO VII

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ASSUNÇÃO, P.D.C.; RIBEIRO, R.A.; DOS SANTOS, E.B.F.; BRAGA, E.M.; GERLICH, A.P. Comparing CW-GMAW in direct current electrode positive (DCEP) and direct current electrode negative (DCEN). *Int J Adv Manuf Technol* 104: 2899, 2019. <https://doi.org/10.1007/s00170-019-04175-2>

ASSUNÇÃO, P.D.C.; RIBEIRO, R.A.; DOS SANTOS, E.B.F.; GERLICH, A.P.; BRAGA, E.M. Feasibility of narrow gap welding using the cold-wire gas metal arc welding (CW-GMAW) process. *Weld World*. 61: 659–666, 2017. <https://doi.org/10.1007/s40194-017-0466-5>

BAIXO, C. E. I. Estudo da Soldagem MIG/MAG pela técnica hiperbárica a seco visando sua aplicação em procedimentos de reparo submarino. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis – SC. 1999.

BASKORO, A.S.; AMAT, M.A.; PRATAMA, A.I.; KISWANTO, G. WINARTO, W. Effects of tungsten inert gas (TIG) welding parameters on macrostructure, microstructure, and mechanical properties of AA6063-T5 using the controlled intermittent wire feeding method. *Int J Adv Manuf Technol* 105: 2237–2251, 2019. <https://doi.org/10.1007/s00170-019-04400-y>

BONACORSO, N. G.; MORETTI, R. C. (2018). Sistema de transmissão de velocidades e método de acionamento. Patente Nº BR1020180034219.

BRUCKNER, J. et al. *Current Welding Practice: CMT Technology*. 1ª. ed. Düsseldorf: DVS Media GmbH, v. Vol.11, 2013.

CHOO, R. T. C.; MUKAI, K.; TOGURI, J. M. Marangoni Interaction of a Liquid Droplet Falling onto a Liquid Pool, *Welding Journal*, pp. 139s ±146s, 1992.

COSTA, E.S.; ASSUNÇÃO, P.D.C.; DOS SANTOS, E.B.F.; FEIO, L.G.; BITTENCOURT, M.S.Q.; BRAGA, E.M. Residual stresses in cold-wire gas metal arc welding. *Sci Technol Weld Join*. 22: 706–713, 2017. <https://doi.org/10.1080/13621718.2017.1306014>

DASS, A.; MORIDI, A. State of the art in directed energy deposition: From additive manufacturing to materials design. *Coatings*, 9, 418, 2019. <https://doi.org/10.3390/coatings9070418>

DAVIES, M.H.; WAHAB, M.A.; PAINTER, M.J. An investigation of the interaction of a molten droplet with a liquid weld pool surface: a computational and experimental approach. *Weld J* 79:18s–23s, 2000. <https://app.aws.org/wj/supplement/01-2000-DAVIES-s.pdf>

DUTRA, J. C. Procedimento Computadorizado de Determinação, Seleção e controle de variáveis na soldagem MIG/MAG. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis – SC. 1989.

FERNANDES, D.B.; VILARINHO, L.O. Verificação da significância estatística da tensão de curto-circuito e do tempo de análise no critério Laprosolda para regularidade da transferência metálica no modo curto-circuito. Relatório Interno Laprosolda-UFU 07/2012, 2012.

FUJII, H.; SATO, T.; LU, S.; NOGI, K. Development of an advanced A-TIG (AA-TIG) welding method by control of Marangoni convection. *Mater Sci Eng.* 495:296-303, 2008. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2007.10.116>

GRIBACHEV, M. V. (1991). Appts. For supplying filler wire – contains changing step of movement in form of two kinematically connected clutches of free-wheeling type. Patente Nº SU1634416A

GUO, N.; DU, Y.; MAKSIMOV, S.; FENG, J.; YIN, Z.; KRAZHANOVSKYI, D.; FU, Y. Study of metal transfer control in underwater wet FCAW using pulsed wire feed method. *Weld World*, 62, 87–94, 2018. <https://doi.org/10.1007/s40194-017-0497-y>

GUO, N.; HUANG, L.; DU, Y.; CHENG, Q.; FU, Y.; FENG, J. Control of droplet transition in underwater welding using pulsating wire feeding. *Materials*, 12-1715, 2019. <https://doi.org/10.3390/ma12101715>

HEIPLE, C.R.; ROPER, J.R.; STAGNER, R.T.; ADEN, R.J. Surface active element effects on the shape of GTA, laser and electron beam welds. *Weld. J.* 62:72–77, 1983. http://files.aws.org/wj/supplement/WJ_1983_03_s72.pdf

JAIDI, J.; DUTTA, P. Modeling of transport phenomena in a gas metal arc welding process. *Numer Heat Tr A-Appl* 40(5):543–562, 2001. <https://doi.org/10.1080/10407780152619838>

JAIDI, J.; DUTTA, P. Three-dimensional turbulent weld pool convection in gas metal arc welding process. *Sci Technol Weld Join*, 9(5):407–414, 2004. <https://doi.org/10.1179/136217104225021814>

JORGE, V.L.; SANTOS, C.H.; SCOTTI, F.M.; LARQUER, T.R.; MOTA, C.P.; REIS, R.P.; SCOTTI, A. Desenvolvimento e avaliação de técnicas para pulsação da alimentação de arame em soldagem a arco. *Soldag. Insp. (Impr.)*. 23: 326-339, 2018. <https://doi.org/10.1590/0104-9224/si2303.03>

JORGE, V.L.; SCOTTI, F.M.; REIS, R.P.; SCOTTI, A. The effect of pulsed cold-wire feeding on the performance of spray GMAW. *Int J Adv Manuf Technol* 107, 3485–3498, 2020a. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05247-4>

JORGE, V.L.; SCOTTI, F.M.; REIS, R.P.; SCOTTI, A. The potential of wire feed pulsation to influence factors that govern weld penetration in GMA welding. *Int J Adv Manuf Technol*, 2020b <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-020-06037-8>

KAH P, SUORANTA R, MARTIKAINEN J. Advanced gas metal arc welding processes. *Int J Adv Manuf Technol* 67:655–674, 2013. <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4513-5>

KARPOV, G. G. (1984). Appts. For pulsed feed of electrode wire – contains packs of slotted disc springs as pushing and arresting clamps mounted in movable core and stationary nozzle respectively. Patente N° SU1127719A.

KEENE, B. J. Review of data for the surface tension of pure metals. *International Materials Reviews*, Vol.38 157-192, 1993. <https://doi.org/10.1179/imr.1993.38.4.157>

KIEV, V. S. (1994). Automatic welding with melting electrode – comprises feeding with periodic wire to welding zone by drive rollers and welding head with periodic increase of feeding rate, etc. Patente N° RU2022737C1.

LEBEDEV, V.; REISGEN, U.; LENDIEL, I. Study of technological opportunities of GMA welding and surfacing with pulse electrode wire feed. *Weld World* 60(3):525–533, 2016. <https://doi.org/10.1007/s40194-016-0321-0>

MARQUES, C. Análise de técnicas e efeitos físicos da alimentação dinâmica do arame no processo de soldagem MIG/MAG com vistas ao desenvolvimento de um sistema nacional flexível. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis – SC. 2017.

MATSUNAWA, A.; OHJI, T. Role of Surface Tension Transfer in Fusion Welding (Part 1). *Transactions of JWRI, Osaka*, Vol. 11 145-154, 1982.

MILLS, K.; KEENE, B.; BROOKS, R.; SHIRALI, A. Marangoni effects in welding. *Phil Trans R Soc Lond A* 356:911–925, 1998. <https://doi.org/10.1098/rsta.1998.0196>

MODENESI, P.J. The chemistry of TIG weld bead formation, *Weld Int* 29(10):771–782, 2015. <https://doi.org/10.1080/09507116.2014.932990>

MONIER, R.; THUMEREL, F.; CHAPUIS, J.; GILLES, P.; SOULIÉ F. In situ experimental measurement of temperature field and surface tension during pulsed GMAW. *Welding in the World*, 60 (5), pp.1021-1028, 2016. <https://doi.org/10.1007/s40194-016-0358-0>

OMSK, R. T. (1987). Pulsed supply of electrode wire – using composite feeding roller consisting of alternating smooth and rifled sections of different hardness and length or helix angle. Patente N° SU1423316A

PATON, E. (1981). Appts. For pulsed feeding of welding wire – contain two one-way grips sepd. By revolving disc with opening eccentrically located in relation to grips. Patente N° SU646524B

PATON, E. (1982). Metal welding electrode wire pulsed feed device 0 has slide mounted on drive shaft with provision for traversing perpendicular to shaft axis. Patente N° SU941062B

PATON, E. (1984). Electromagnetic appls. for pulsed feeding of welding wire – contains set of elastic washers differing in stiffness, connected to intermediate pushers, as return unit. Patente N° SU1107977A

PATON, E. (1987). Clamp for pulsed feeding of welding wire – has hollow shaft with flanges pushing two rollers having necks in inclined slots in movable casing. Patente N° SU1337214A

PATON, E. (1988). Appts. For pulsed feed of electrode wire – contains at least two pairs of gripping units mounted in separators with pregs contacting inclined guiding slots in casting. Patente N° SU1433677A

PATON, E. (1989). Appts. For pulsed feed of electrode wire – has pressing unit in form of collared bushings between which are mounted clamping globules in contact with conical wells. Patente N° SU1472197A

PIKE, G. Evaluation of the Tip Tig Welding System, a Semi-automatic Hot Wire GTAW Process, Newport News: Newport News Shipbuilding, 2013.

PLASCH, S. (2016). Device for feeding a welding wire to a welding device. Patente N° US2016/0059342

POGONYI, T.; PALOTÁS, B.; BAKOS, L. Arc Welding of Zinc Coated High Strength Steels. In: Jármái K., Bolló B. (eds) Vehicle and Automotive Engineering 2. VAE 2018. Lecture Notes in

Mechanical Engineering. Springer, Cham. ISBN:978-3-319-75677-6, 2018.
https://doi.org/10.1007/978-3-319-75677-6_65

RAYLEIGH, L. On the capillary Phenomena of Jets. Proceedings of the Royal Society of London, 71-97, 1879.

REIS, R.P.; SCOTTI, A.; JORGE V.L.; LARQUER, T.R. (2019). Dispositivo para pulsação da alimentação de arame em processos de deposição de metal por fusão. Patente Nº 10 2019 012486 5

RIBEIRO, R. A.; DOS SANTOS, E. B. F.; ASSUNÇÃO, P. D. C.; MACIEL, R. R.; BRAGA, E. M. Predicting weld bead geometry in the novel CW-GMAW process. Weld J. 94(9): 301-s to 311-s, 2015.

RIBEIRO, R.A.; ASSUNÇÃO, P.D.C.; DOS SANTOS, E.B.F; BRAGA, E.M.; GERLICH, A.P. An overview on the cold wire pulsed gas metal arc welding. Weld World. 64: 123, 2020.
<https://doi.org/10.1007/s40194-019-00826-w>

RIBEIRO, R.A.; DOS SANTOS, E.B.F.; ASSUNÇÃO, P.D.C.; BRAGA, E.M.; GERLICH, A.P. Cold-wire Gas Metal Arc Welding: Droplet Transfer and Geometry. Weld J. (98): 135-s to 149-s, 2019.
<https://doi.org/10.29391/2019.98.011>

RODRIGUES, A. G. Desenvolvimento de um sistema flexível de alimentação dinâmica aplicado em soldagem MIG/MAG. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis – SC. 2019.

RUDY, J.F. Development and application of dabber gas tungsten arc welding for repair of aircraft engine, seal teeth. In: Proceedings of ASME Turbo Expo: Power for Land, Sea, and Air; 1982 April 18-22; London, England. Vol. 2. London: ASME. Paper No. 82-GT-55, 1982.

SANTANGELO, M. SILWAL, B. PURDY, A. Vibration assisted robotic hot-wire gas tungsten arc welding (GTAW) for additive manufacturing of large metallic parts. In: Solid Freeform Fabrication 2016: Proceedings of the 26th Annual International Solid Freeform Fabrication Symposium: An Additive Manufacturing Conference; Austin, USA. Austin: University of Texas, 2016.

SCOTTI, A. Cares to Deal with Heat Input in Arc Welding: Applications and Modeling, Chapter 6, 38 p. In: Advances in Welding Technologies for Process Development, 2019
<https://doi.org/10.1201/9781351234825-6>

SCOTTI, A., PONOMAREV, V., LUCAS, W. A scientific application oriented classification for metal transfer modes in GMA welding. *J. Mater. Process. Technol.* 212,1406–1413, 2012 <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2012.01.021>

SCOTTI, A., PONOMAREV, V., LUCAS. Interchangeable metal transfer phenomenon in GMA welding: Features, mechanisms, classification. *Journal of Materials Processing Technology* 214, 2488-2496, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2014.05.022>

SCOTTI, A., PONOMAREV, V., Soldagem MIG/MAG - Melhor entendimento, Melhor desempenho, Ed. Artliber Editora, 2ª. Edição, 284 p., 2008.

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. *Eur. Phys. J. Appl. Phys.*45, 11201, 2009. <https://doi.org/10.1051/epjap:2008196>

SILVA, R.H.G.; DOS SANTOS, P.L.E.; OKUYAMA, M.P.; SOUSA, G.L.; VIVIANI, A.B.; CIRINO, L.M.; SCHWEDERSKY, M.B. TIG welding process with dynamic feeding: a characterization approach. *Int J Adv Manuf Technol.* 96: 4467, 2018. <https://doi.org/10.1007/s00170-018-1929-6>

SILVA, R.H.G.; RIFFEL, C.K.; OKUYAMA, M.P.; DALPIAZ, G. Effect of dynamic wire in the GTAW process. *J Mater Process Technol.* 269, 91–101, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2019.01.033>

SILVA, R.H.G; DOS SANTOS, P.L.E.; MARQUES, C.; RIFFEL, C.K.; SCHWEDERSKY, B.M. Performing higher speeds with dynamic feeding gas tungsten arc welding (GTAW) for pipeline applications. *J Braz Soc Mech Sci Eng.* 41:38, 2019. <https://doi.org/10.1007/s40430-018-1529-2>

SILWAL, B.; SANTANGELO, M. Effect of vibration and hot-wire gas tungsten arc (GTA) on the geometric shape. *J Mater Process Technol.* 251: 138–145, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.08.010>

SKS WELDING SYSTEMS. Torch Systems - Single Wire Frontpull 8 - microMIG. Disponível em: <<https://www.sks-welding.com/en/torch-systems/single-wire/frontpull-8/micromig-micromig-cc.html>>. Acesso em: 06 Dezembro 2019

SOUZA, D.; ROSSI, M.L.; KEOCHEGUERIAN, F.; NASCIMENTO, V. C; VILARINHO, L.V.; SCOTTI, A. Influência da regulação de parâmetros de soldagem sobre a estabilidade do processo MIG/MAG operando em curto-circuito. *Soldag. Insp.* Vol. 16, N.1, pp.22-32, 2011. <https://doi.org/10.1590/S0104-92242011000100004>

SUBRAMANIAM, S. et al. In situ optical measurement of liquid drop surface tension in gas metal arc welding. *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol.31, n. 16, 1963-1967,1998.

UEYAMA, T. Welding power sources. *Weld Int* 24(9):699–705, 2010.

VILARINHO, L.O.; ARAÚJO, D, B. (2019). Curtoweld. Registro de programa de computador N° BR512019002019-7

VOLKERT, S.; BONACORSO, N. G.; TEICHMANN, E. W.; MORETTI, R. C.; YOPAN, F. S. Proposta de um Sistema de Transmissão Diferencial de Velocidades para Alimentação Oscilatória do Material de Adição na Soldagem. *XLIV CONSOLDA – Congresso Nacional de Soldagem*. Uberlândia, 2018.

WATANABE, T.; SHIROKI, M.; YANAGISAWA, A.; SASAKI, T. Improvement of mechanical properties of ferritic stainless steel weld metal by ultrasonic vibration. *J Mater Process Technol*. 210(12):1646-51, 2010. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.05.015>

XIAO, Y. H.; OUDEN, G. D. Measurement of surface tension of liquid metals and alloys under arc welding conditions. *Materials Science and Technology*, Vol.13, 791-794. 1997.

XU, L.; DONG, B.; WEI, H.; YANG, L. Marangoni convection and weld shape variation in A-TIG welding process. *Theor Appl Fract Mech* 48:178–186, 2007. <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2007.05.004>

YURGINSK, M. E. W. S. C. (1995). Welding wire pulsed feeding mechanism – has two damping inserts and two cores one of which is rigidly attached too ne of electromagnetic cores and other is capable of reciprocating action. Patente N° RU2104134C1

APÊNDICE A

Manual para configuração do motor linear

Para a correta utilização do motor, é necessário que as especificações do motor sejam fornecidas ao software. Este procedimento é mostrado nas Figuras 1, 2, 3, 4, 5, 6 e deve ser realizado somente uma vez. Ao serem inseridas, automaticamente ficam salvas na memória do servo drive, ou seja, toda vez que a comunicação é estabelecida a ele quando se inicia o LinMot-Talk, as informações são carregadas pelo software.

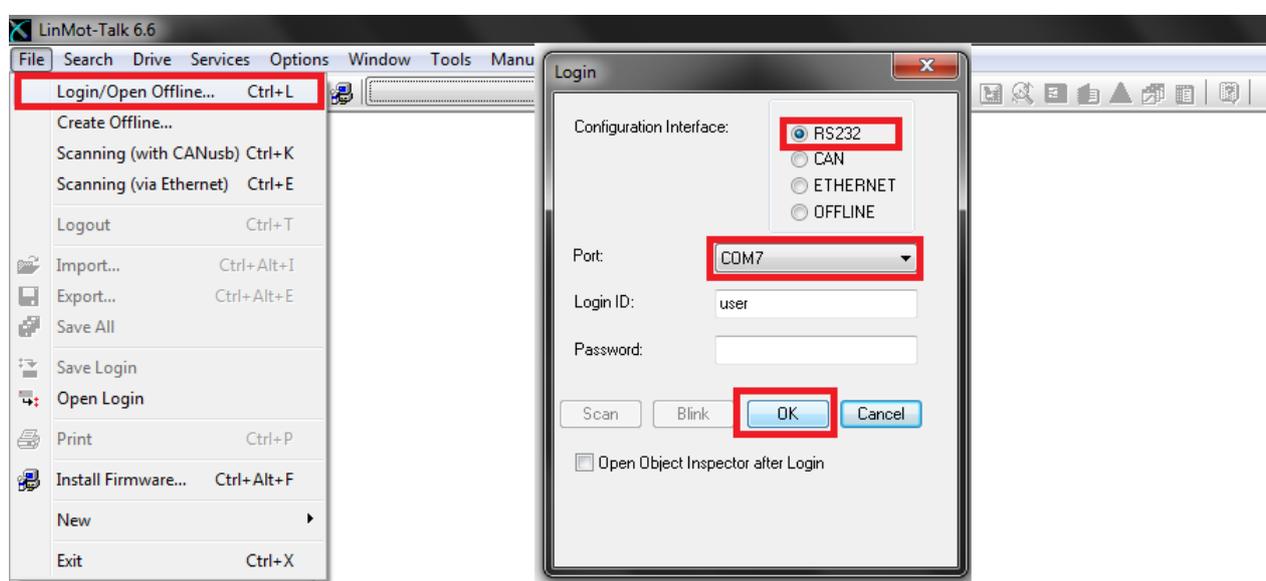


Figura A.1 – Conectando o LinMot-Talk ao servo drive

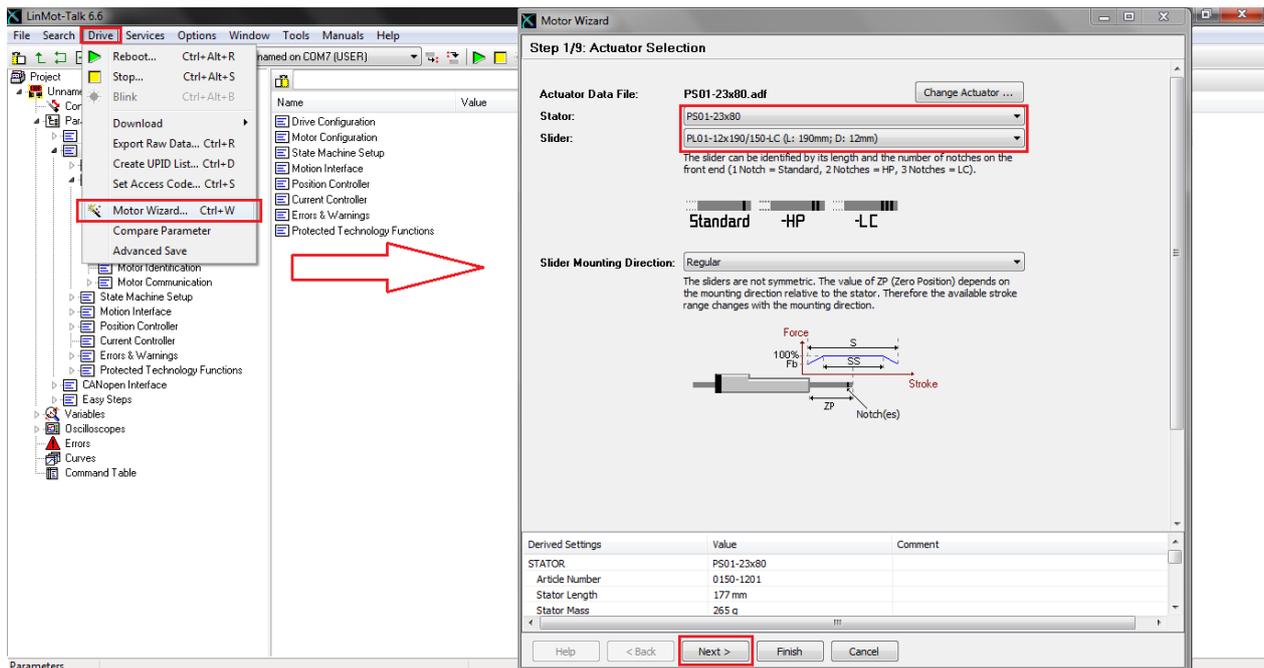


Figura A.2 – Acesso ao Motor Wizard no LinMot-Talk e seleção da especificação do motor e do “slider”

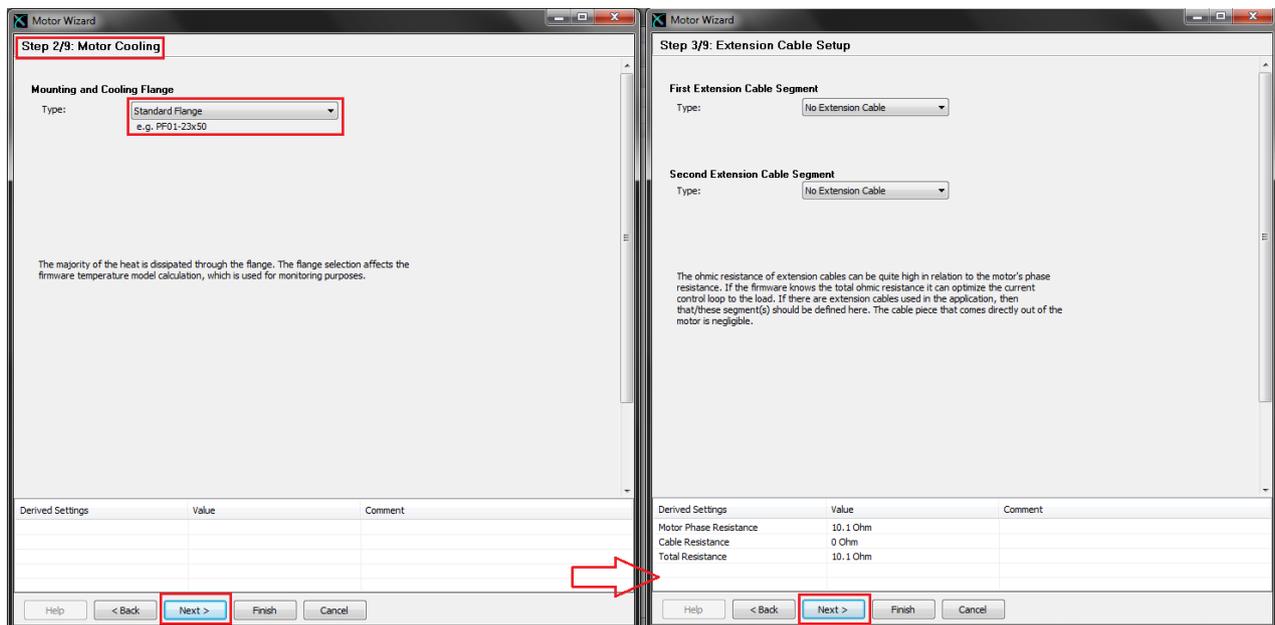


Figura A.3 – Seleção das especificações do flange e extensão do cabo do motor

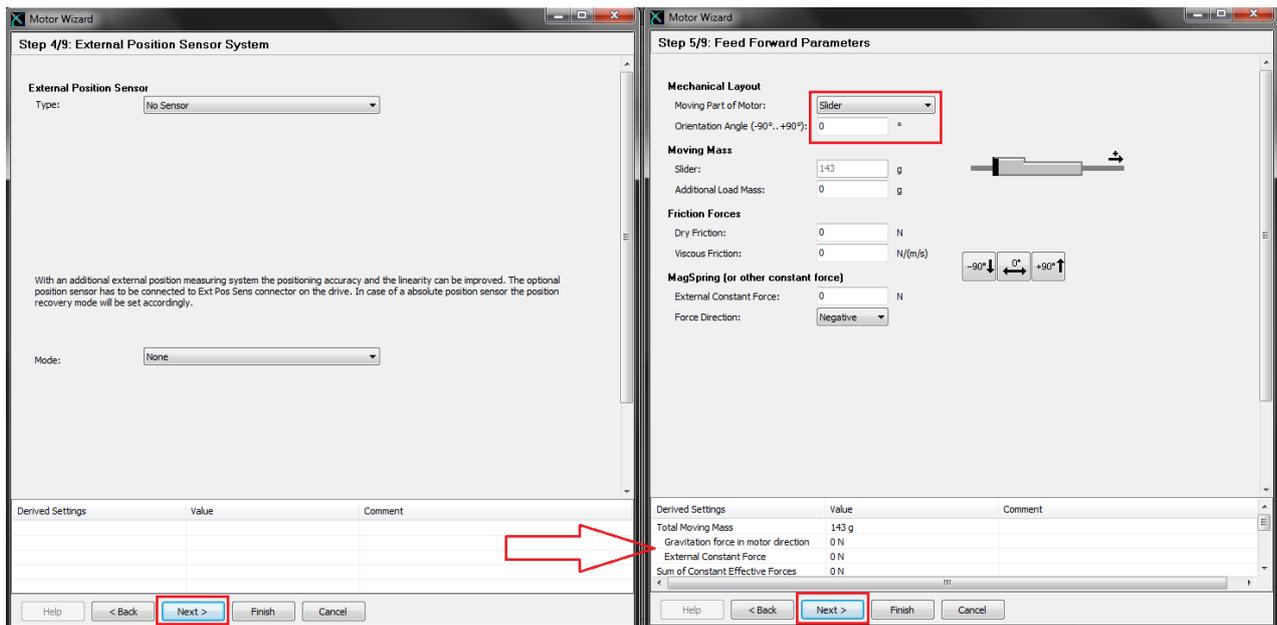


Figura A.4 – Seleção das especificações de sensoriamento e direção-sentido de atuação do motor

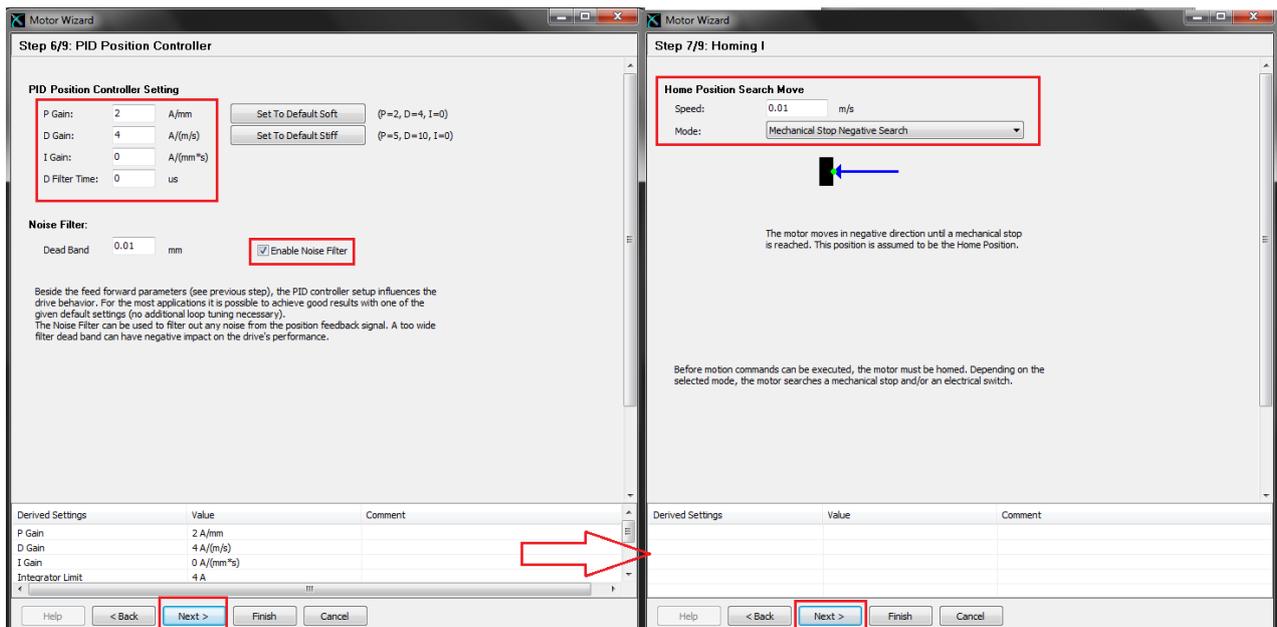


Figura A.5 – Seleção das especificações do controle de posicionamento e velocidade de deslocamento para a posição de referência do motor

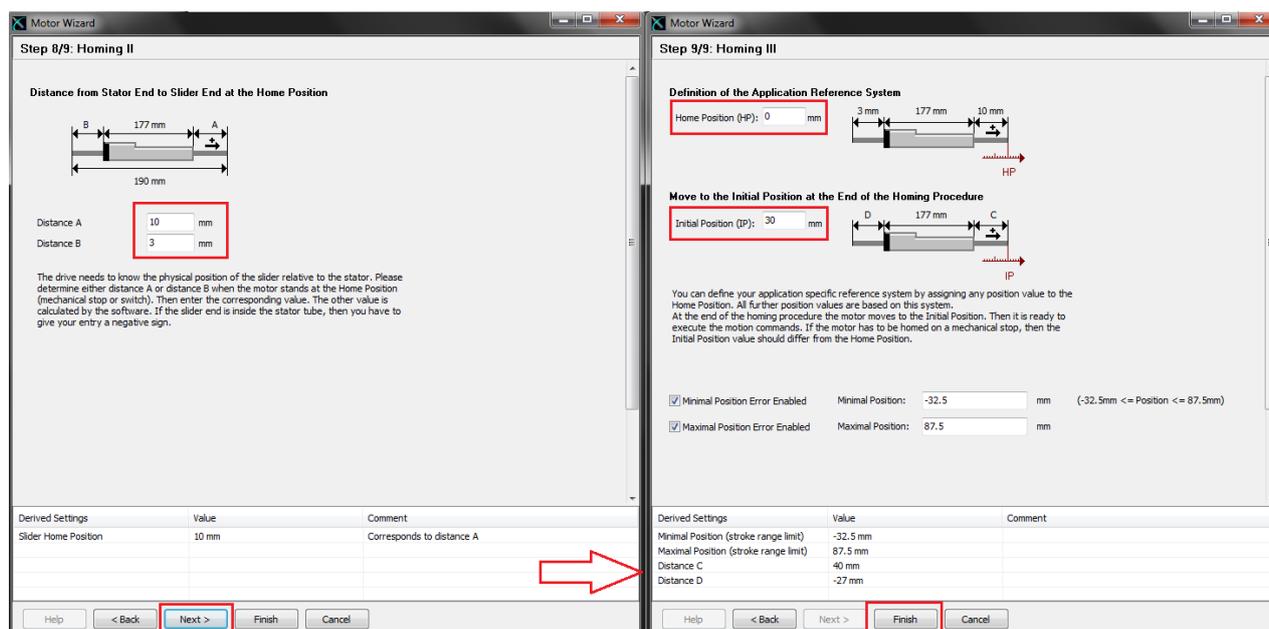


Figura A.6 – Seleção da distância relativa entre o slider e o estator na posição de referência e configuração de posicionamento para referenciar o motor

Esta configuração de referenciamento do motor foi realizada para a aplicação do pulsador, não podendo ser modificada. As Figuras 7, 8 e 9 mostram o caminho para configuração do tipo de movimento a ser desempenhado pelo motor, assim como a implementação do valor das variáveis em questão. O primeiro passo é definir o tipo de movimento em duas posições (“VAI 2 Pos Continuous”). Neste tipo, o motor executa o movimento entre duas posições sem interrupção, ou seja, basicamente deve-se definir os parâmetros para que o motor vá da posição 1 para a posição 2 (primeiro movimento), e da posição 2 para a posição 1 (segundo movimento). Os parâmetros do primeiro movimento são definidos no campo “Trig Fall Config” e do segundo, no campo “Trig Rise Config”. Nestes campos, devem ser inseridas as posições que o motor deve assumir com base na referência estabelecida (“homing”). A velocidade, aceleração e desaceleração dos respectivos movimentos também devem ser definidos como mostrado na Figura 8. Outra possibilidade de parametrização no tipo “VAI 2 Pos Continuous” é a definição do tempo de parada quando o motor chega a cada uma das duas posições implementadas, como mostra a Figura 9.

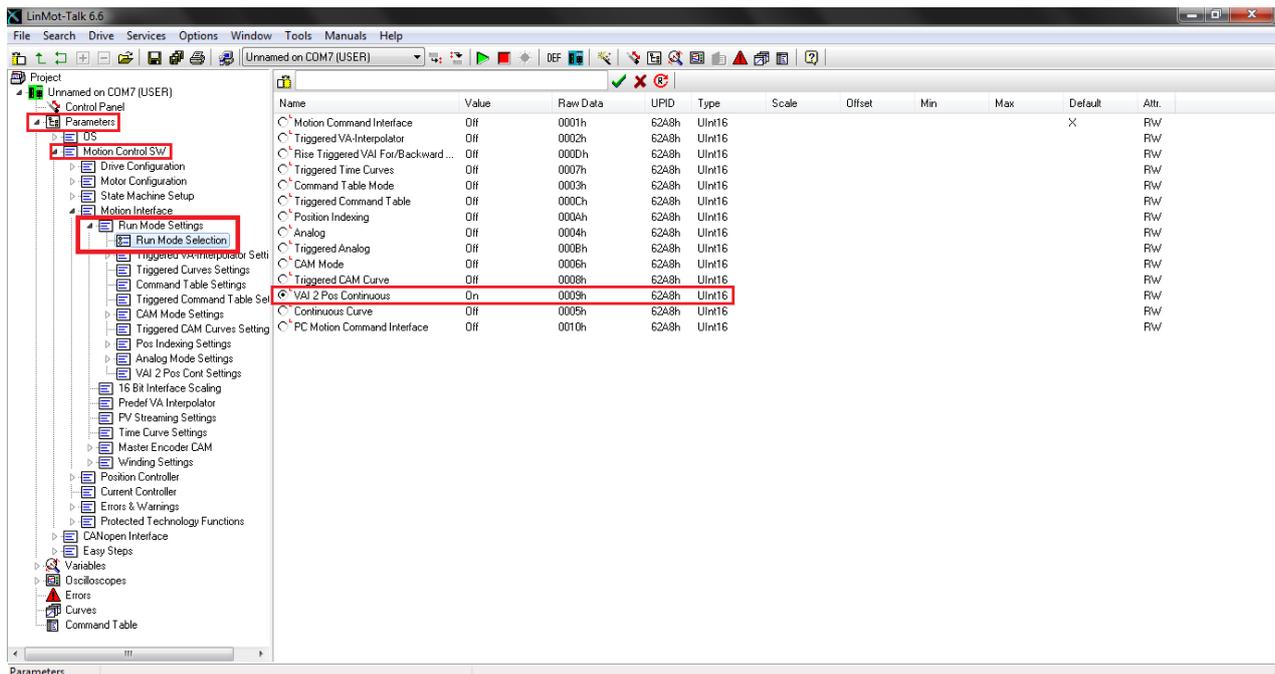


Figura A.7 – Seleção do modo de operação do motor para duas posições sem interrupção

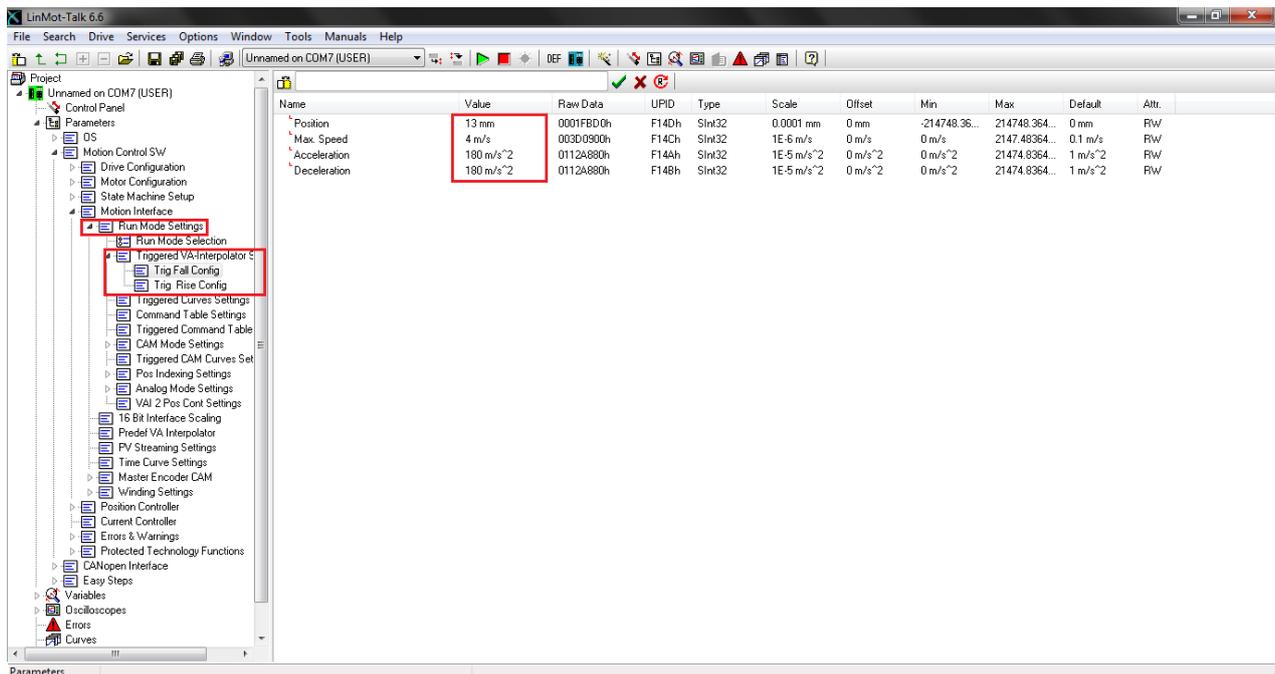


Figura A.8 – Seleção dos parâmetros de posição, velocidade, aceleração e desaceleração no modo de operação “VAI 2 Pos Continuous”

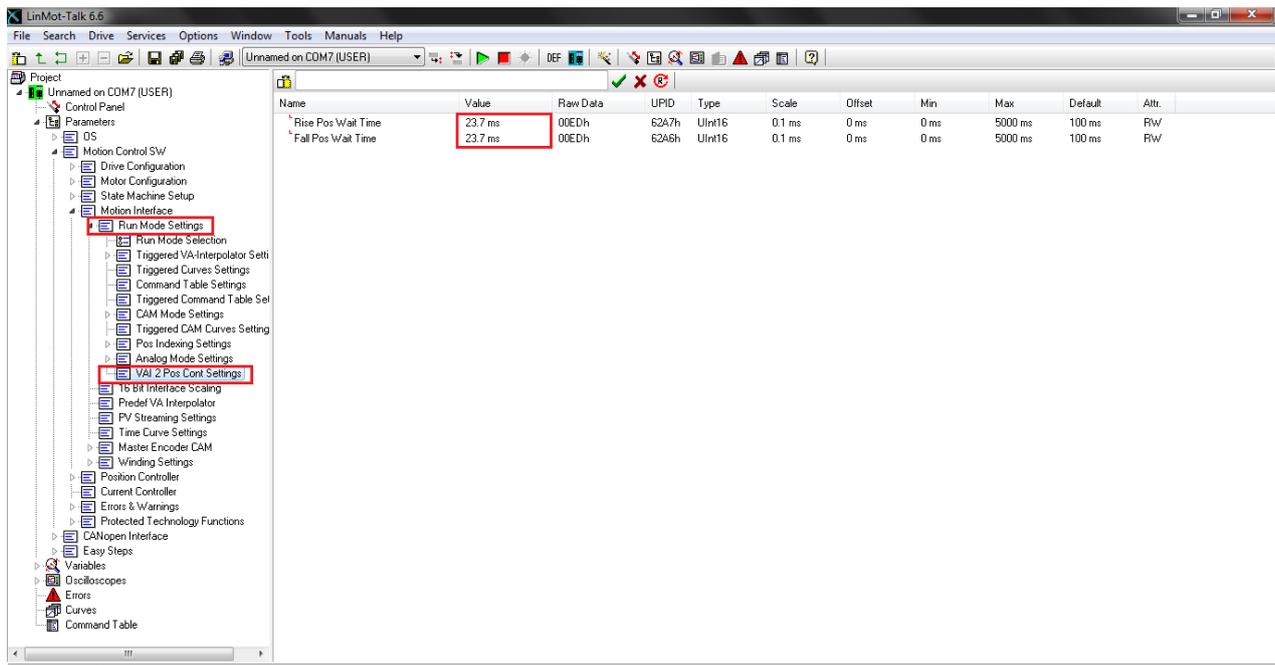


Figura A.9 – Seleção do tempo de parada em cada uma das duas posições no modo de operação “VAI 2 Pos Continuous”

Para habilitar a operação do motor conforme as parametrizações definidas, deve-se seguir as instruções apresentadas nas Figuras 10, 11 e 12. Após o procedimento de referenciamento mostrado na Figura 12 (indispensável para o correto funcionamento do sistema), basta que o procedimento de energização (Figura 11) seja executado para que o equipamento seja acionado/desacionado.

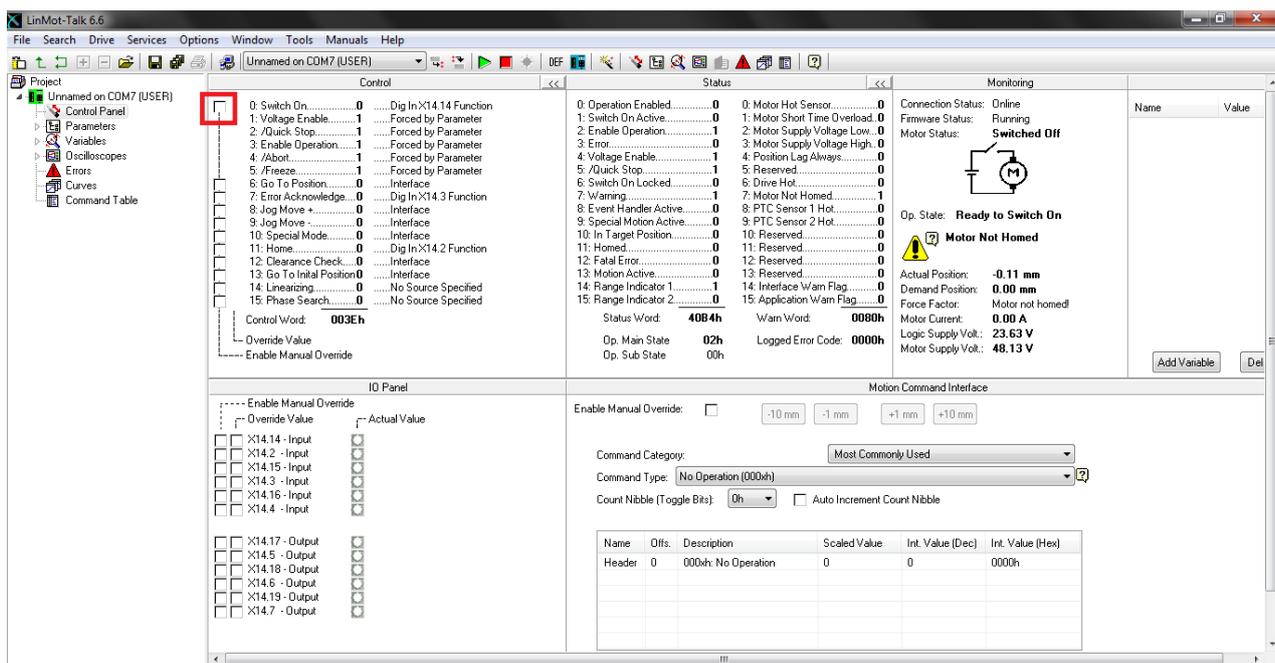


Figura A.10 – Habilitação do motor

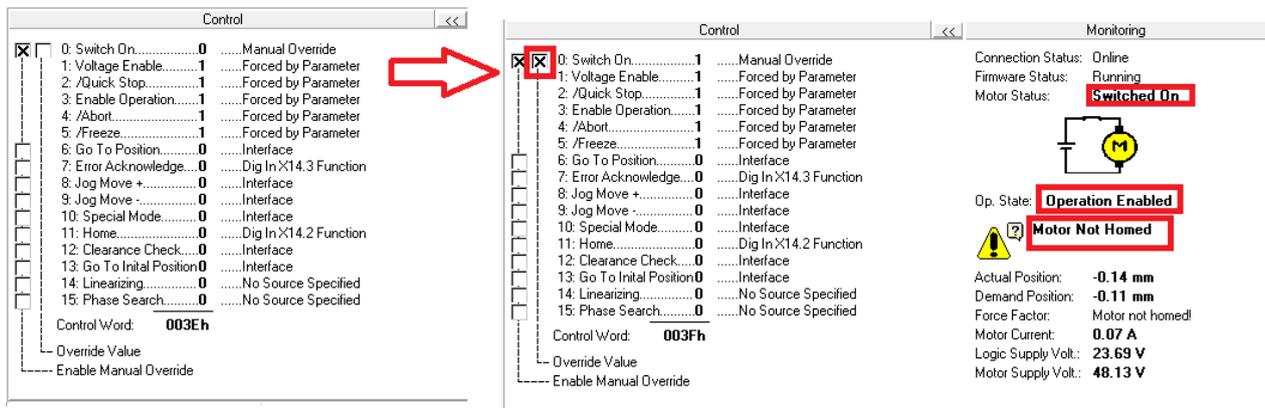


Figura A.11 – Energização do motor

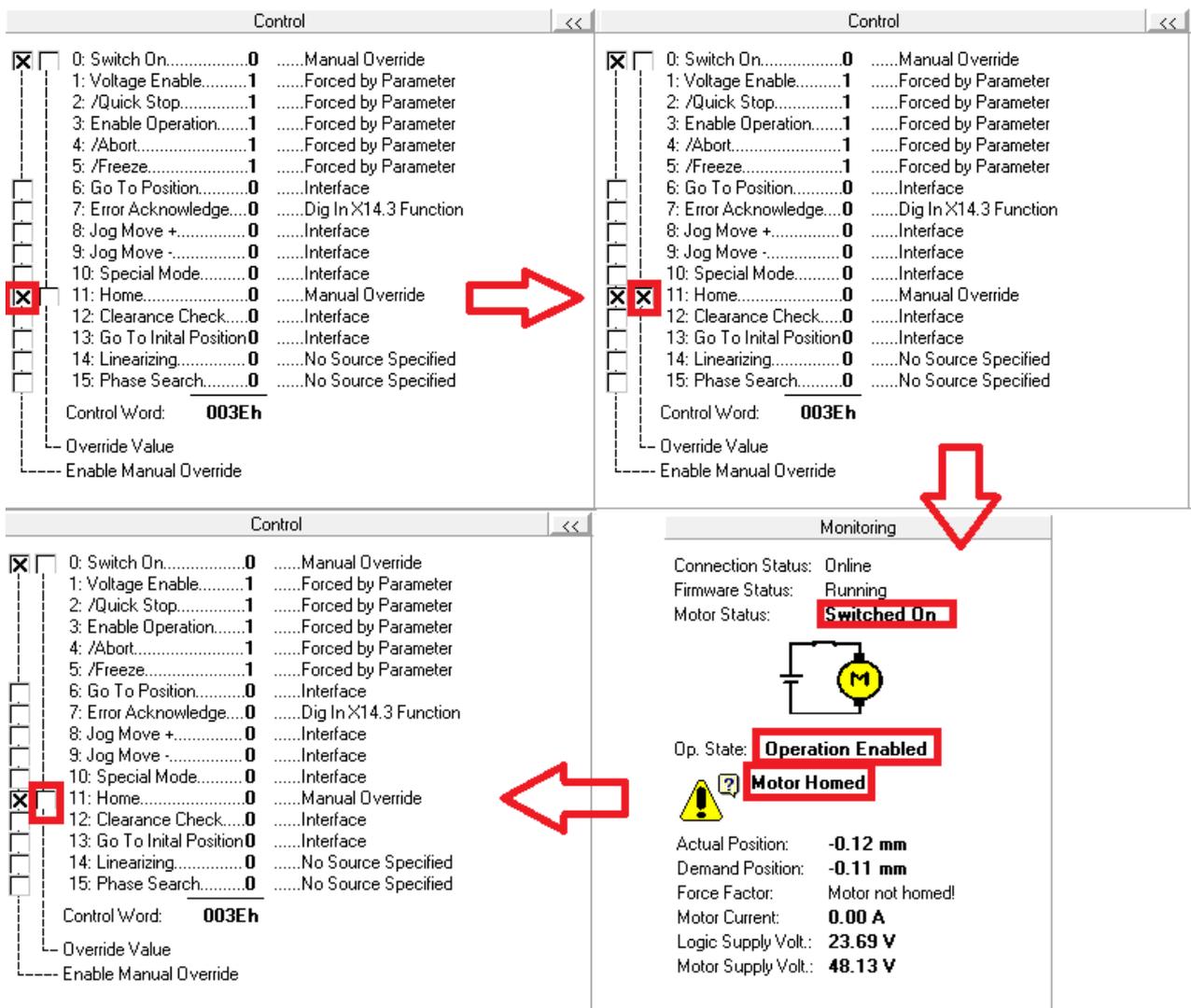


Figura A.12 – Procedimento para referenciamento do motor