

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS  
ESCOLA DE ENGENHARIA  
PROGRAMA DE PÓS GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

Miguel Guilherme Antonello

**CONSTRUÇÃO E EXPANSÃO ELETROMAGNÉTICA DO ARCO ELÉTRICO  
NO PROCESSO GTAW APLICADA NA MANUFATURA ADITIVA**

Belo Horizonte  
2022

Miguel Guilherme Antonello

**CONSTRICÃO E EXPANSÃO ELETROMAGNÉTICA DO ARCO ELÉTRICO  
NO PROCESSO GTAW APLICADA NA MANUFATURA ADITIVA**

**Versão Final**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: Engenharia de Manufatura e Materiais

Linha de Pesquisa: Processos de Soldagem

Orientador: Alexandre Queiroz Bracarense

Belo Horizonte  
2022

A634c	<p>Antonello, Miguel Guilherme.          Construção e expansão eletromagnética do arco elétrico no processo GTAW aplicada na manufatura aditiva [recurso eletrônico] / Miguel Guilherme Antonello. - 2022.          1 recurso online (142 f. : il., color.) : pdf.</p> <p>Orientador: Alexandre Queiroz Bracarense.</p> <p>Tese (doutorado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.</p> <p>Anexo: f. 142.          Apêndice: f. 139-141.          Bibliografia: f. 132-138.          Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.</p> <p>1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Dispositivos eletromagnéticos – Teses. 3. Manufatura Aditiva – Teses. 4. Soldagem – Teses.          I. Bracarense, Alexandre Queiroz. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.</p> <p style="text-align: right;">CDU: 621(043)</p>
-------	--



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS  
ESCOLA DE ENGENHARIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

FOLHA DE APROVAÇÃO

**"CONSTRUÇÃO E EXPANSÃO ELETROMAGNÉTICA DO ARCO ELÉTRICO NO PROCESSO GTAW  
APLICADA NA MANUFATURA ADITIVA"**

**MIGUEL GUILHERME ANTONELLO**

Tese submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, constituída pelos Professores: Dr. Alexandre Queiroz Bracarense (Orientador - Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Ariel Rodríguez Arias (Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Paulo Jose Modenesi (Universidade Federal de Minas Gerais), Dr. Cristiano Jose Scheuer (Universidade Federal de Santa Maria/UFSC) e Dr. Régis Henrique Gonçalves e Silva (Universidade Federal de Santa Catarina/UFSC), como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "Doutor em Engenharia Mecânica", na área de concentração de "Engenharia de Manufatura e Materiais".

Tese aprovada no dia 04 de março de 2022.



Documento assinado eletronicamente por **Alexandre Queiroz Bracarense, Professor do Magistério Superior**, em 24/03/2022, às 14:06, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Ariel Rodriguez Arias, Professor do Magistério Superior**, em 24/03/2022, às 19:36, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Paulo Jose Modenesi, Membro**, em 25/03/2022, às 07:08, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Regis Henrique Goncalves e Silva, Usuário Externo**, em 28/03/2022, às 11:13, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Cristiano José Scheuer, Usuário Externo**, em 28/03/2022, às 13:28, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site [https://sei.ufmg.br/sei/controlador\\_externo.php?acao=documento\\_conferir&id\\_orgao\\_acesso\\_externo=0](https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0), informando o código verificador 1316466 e o código CRC 51496A5D.

À minha família!

## AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus e aos Espíritos protetores por me guiarem nessa jornada.

A minha Esposa Deise Dickel, pelo incentivo, compreensão e paciência em todas as etapas desse desenvolvimento profissional. Pelo amor e carinho que foram fundamentais durante esse trabalho.

A minha Mãe Jussara, pelo incentivo e amor em todos os momentos.

Agradeço aos meus familiares e a todas as pessoas que de alguma forma contribuíram com este trabalho.

Agradecimento ao meu orientador, o Professor Alexandre Bracarense pela confiança, por aceitar compartilhar esse desafio e pelos ensinamentos precisos.

Aos amigos do LRSS que humanizaram essa jornada, pelas boas conversas e trocas de conhecimento. Ao colega Diego Corradi por compartilhar a sua bancada de trabalho durante os testes realizados na UFMG.

Ao professor Régis H. Gonçalves e Silva pelo acolhimento no LABSOLDA e pela parceria UFSC/CTISM na realização das filmagens. Ao Ivan e ao Marcelo pelo trabalho desenvolvido em conjunto.

A banca examinadora por aceitar o convite para analisar e contribuir com esse trabalho.

Agradecimento as empresas que contribuíram com este trabalho: a Balmer pela doação da máquina inversora multi processo de soldagem, a Aperam pelo fornecimento do aço inoxidável como material de base e a ESAB pela disponibilização do metal de adição.

Agradecimento ao Laboratório de Microscopia e Microanálise da UFSM, pela utilização do microscópio eletrônico de varredura. A professora Natália e ao professor Cristiano.

Um agradecimento as universidades federais que contribuíram para este trabalho e as pessoas que as representaram: Universidade Federal de Santa Maria-RS, a Universidade Federal de Minas Gerais-MG e a Universidade Federal de Santa Catarina-SC. Ao Colégio Técnico Industrial de Santa Maria, pela licença para a minha qualificação profissional.

Meus sinceros agradecimentos.

É impossível para um homem aprender aquilo que ele acha que já sabe.

(Epicteto)

## RESUMO

O processo de manufatura aditiva a arco elétrico com arame alimentado utiliza materiais metálicos para depositar as camadas por meio da fusão e solidificação, e tem se mostrado um processo de manufatura atrativo para peças de médio e grande porte devido a altas taxa de deposição e o tamanho potencialmente ilimitado das peças produzidas. Dentre as fontes de calor disponíveis encontra-se o processo de soldagem GTAW, onde o calor provém do arco elétrico. Com relação ao eixo do arco elétrico estacionário, a sua seção longitudinal tem a forma de sino e a seção transversal tem a forma circular. Nesta pesquisa foi desenvolvido um dispositivo eletromagnético que realiza simultaneamente a constrição e a expansão do arco elétrico, sendo capaz de alterar a seção transversal de circular para elíptica, e quanto maior a corrente de excitação das bobinas maior o efeito de alongamento desta elipse. O dispositivo possibilita reorientar a elipse eletricamente com defasagem de  $90^\circ$ , sem a necessidade de movimento mecânico ou remontagem, apenas invertendo a alimentação das bobinas. Durante o desenvolvimento foi realizada a filmagem do perfil do arco elétrico e analisada a geometria dos cordões sobre chapa, que comprovaram que a alteração de forma do arco elétrico é refletida na geometria dos cordões de solda. Ao posicionar o maior comprimento da elipse paralelo ao sentido de soldagem, maior é a penetração e menor é a largura do cordão de solda. Por outro lado, com o maior comprimento da elipse perpendicular ao sentido de soldagem, menor é a penetração e maior é a largura do cordão. O aumento da corrente de excitação das bobinas resulta em uma diminuição da área do arco elétrico, possibilitando o aumento da densidade de corrente e o aumento da concentração de calor. Posteriormente foi aplicado este dispositivo eletromagnético na manufatura aditiva, utilizando o processo GTAW com arame de aço inoxidável alimentado, e obteve-se um aumento da altura das paredes depositadas devido a alteração de forma do arco elétrico, somado a uma maior taxa de deposição e menor temperatura entre as camadas, o que resultou em menores espaçamentos dendríticos na microestrutura. O dispositivo eletromagnético realiza a alteração da forma do arco elétrico, com isso melhora a controlabilidade da poça de fusão e possibilita depositar diferentes geometrias de cordão com maior precisão geométrica.

Palavras Chaves: Dispositivo eletromagnético. Alteração de forma do arco elétrico. Manufatura aditiva a arco elétrico. Aumento da taxa de deposição.

## ABSTRACT

The wire arc additive manufacturing process uses metallic materials to deposit the layers through melting and solidification, and that have proved to be an attractive manufacturing process for medium and large parts due to the high deposition rate and potentially unlimited building size. Among the available heat sources is the GTAW process, where the heat source comes from the electric arc. With reference to the electric arc axis without movement, the longitudinal section is bell-shaped and the cross section is circular. In this research, an electromagnetic device was developed that performs the simultaneous arc' constriction and expansion and was able to change the electric arc cross section from circular to elliptical, and the greater the coil excitation current, the greater the ellipse elongation effect. The device makes it possible to reorient the ellipse and shift it by 90° electrically, without mechanical movement or reassembly, just by inverting the supply to the coils. The electric arc shape was recorded and the geometry of the bead on plate was analyzed, which proved that the change in electric arc shape was reflected in the geometry of the weld bead. When placing the longest length of the ellipse parallel to the welding direction, the greater the penetration and the smaller the width of the weld bead. When placing the longest length of the ellipse perpendicular to the welding direction, the lower the penetration and the greater the width of the bead. The increase in the coil excitation current results in a decrease in the electric arc area, making it possible to increase the current density and increase the heat intensity. This electromagnetic device was applied in additive manufacturing, using the GTAW process with fed wire, an increase in the height of the deposited walls was obtained due to a change in the electric arc shape, added to a higher deposition rate and lower temperature between the layers which resulted in smaller dendritic arm spacings. The electromagnetic device changes the electric arc shape, thereby improving the controllability of the weld pool and making it possible to deposit different bead geometries with greater geometric precision.

Key words: Electromagnetic device. Changing the electric arc shape. Wire arc additive manufacturing. Increased deposition rate.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Fluxo do processo de manufatura aditiva partindo de um modelo CAD .....	23
Figura 2 - Metodologias de alimentação do arame: (a) arame concêntrico a fonte de calor e (b) arame descentralizado com a fonte de calor .....	24
Figura 3 - Testes preliminares para validar a geometria dos cordões usando a) processo gás metal arc welding (GMAW) e b) cold metal transfer (CMT).....	25
Figura 4 - Energia de soldagem e taxa de resfriamento dos processos de manufatura aditiva	26
Figura 5 - Esquema do processo de manufatura aditiva a arco – WAAM - GTAW.....	27
Figura 6 - Correlação entre os materiais e os defeitos gerados pelo processo WAAM .....	28
Figura 7 - Camadas depositadas com: (a) 0,4 kJ/mm, (b) 0,54 kJ/mm e (c) 0,87 kJ/mm .....	30
Figura 8 - Disposição do ar soprado sobre as camadas .....	31
Figura 9 - Ilustração do sistema de resfriamento ativo por quase imersão (RAQI) .....	32
Figura 10 - Representação do TOPTIG e TIG convencional .....	34
Figura 11 - Representação dos espaçamentos dendríticos primários ( $\lambda_1$ ), secundários ( $\lambda_2$ ) e terciários ( $\lambda_3$ ).....	38
Figura 12 - Configuração GTAW com aquecimento e vibração do arame alimentado .....	40
Figura 13 - Configuração do sistema para aquecimento do arame com arco auxiliar: a) diagrama esquemático e b) estrutura real .....	41
Figura 14 - Aquecimento do arame alimentado com arco lateral.....	42
Figura 15 - Esquema do aquecimento do arame por meio do tubo aquecido.....	43
Figura 16 - Sistema cartesiano tridimensional (F; B; v).....	44
Figura 17 - Aplicação de um campo eletromagnético longitudinal sobre o arco elétrico .....	47
Figura 18 - Movimento das cargas com o campo magnético longitudinal.....	48
Figura 19 - Diagrama esquemático do processo WAAM com campo magnético externo .....	49
Figura 20 - Sistema para alteração do arco elétrico com ímã permanente .....	50
Figura 21 - Movimento da bobina pelo conjunto pinhão e cremalheira que mostra: o controle da bobina (1), o conjunto pinhão e cremalheira (2), a bobina (3), as linhas do campo eletromagnético (4), o bocal cerâmico (5) e o eletrodo (6) .....	52
Figura 22 - Fluxograma para apresentar as etapas do trabalho .....	54
Figura 23 - Bobina diretamente sobre o bocal cerâmico .....	56
Figura 24 - Montagem do dispositivo constritor na bancada de soldagem .....	57

Figura 25 - Bancada para cordão sobre chapas e deposição das camadas: robô antropomórfico (a), a tocha GTAW (b), a fonte de soldagem (c), o dispositivo eletromagnético (d) e a fonte de corrente para alimentação das bobinas (e).....	58
Figura 26 - Seleção dos materiais em aço inoxidável .....	60
Figura 27 - Disposição da bancada para a aquisição das imagens do arco elétrico: a câmera de alta velocidade (a), a tocha GTAW (b), a fonte de soldagem (c), o dispositivo eletromagnético (d) e a fonte de corrente (e).....	61
Figura 28 - Efeito do campo eletromagnético sobre o perfil transversal do arco elétrico: a) sem campo eletromagnético; b) constrição; c) expansão .....	62
Figura 29 - Posição de entrada do arame e transferência do metal .....	64
Figura 30 - Configuração geométrica para a deposição das camadas: ângulo de entrada do arame ( $\alpha$ ), distância de entrada do arame ( $E_a$ ), distância do bocal cerâmico até o substrato (BP) e o comprimento do arco ( $l_a$ ).....	65
Figura 31 - Posição e fixação da tocha na bancada .....	65
Figura 32 - Posição do dispositivo eletromagnético ao redor do bocal cerâmico .....	66
Figura 33 - Vista isométrica do dispositivo eletromagnético e forma de fixação (a); montagem do dispositivo eletromagnético na bancada (b) .....	66
Figura 34 - Disposição da bancada para a aquisição das imagens térmicas: o robô antropomórfico (a), a condição com o uso do dispositivo eletromagnético (1), a condição sem o uso do dispositivo eletromagnético (2), a tocha de soldagem (b), a fonte de soldagem (c), o alimentador de arame (d), o arame alimentado (e), o dispositivo eletromagnético (f), a fonte de corrente para alimentar as bobinas (g) e a câmera termográfica (h) .....	68
Figura 35 - Pontos para a análise da temperatura.....	68
Figura 36 - Ciclo térmico da lateral da parede .....	69
Figura 37 - Posição dos corpos de prova no cordão sobre chapa .....	70
Figura 38 - Posição dos planos de corte .....	71
Figura 39 - Representação esquemática do método empregado na medição do espaçamento dendrítico primário ( $\lambda_1$ ) e secundários ( $\lambda_2$ ) .....	72
Figura 40 - Simulação FEMM para corrente de excitação das bobinas (5A) e corrente de soldagem (90A), bobinas helicoidais ao redor do ponto central do arco: a) condições de contorno e b) resultado da simulação .....	74
Figura 41 - Campo eletromagnético gerado ao redor do arco elétrico .....	75
Figura 42 - Interação entre os campos eletromagnéticos .....	76

Figura 43 - Análise das forças resultantes da interação do campo eletromagnético da bobina com a corrente de soldagem .....	77
Figura 44 - Perfil das forças distribuídas ao redor do arco elétrico.....	78
Figura 45 - Perfis possíveis da poça de fusão.....	78
Figura 46 - Simulação do campo eletromagnético (S.B) e medidas do gaussímetro (G.B).....	79
Figura 47 - Vista isométrica inferior do entreferro.....	81
Figura 48 - Modelo 3D (a), dispositivo constritor manufaturado (b) e esquema elétrico (c)...	81
Figura 49 - Condições de testes iniciais, abertura do arco sobre chapa .....	83
Figura 50 - Alteração de forma lateral do arco elétrico.....	84
Figura 51 - Parâmetros geométricos dos cordões sobre chapa.....	86
Figura 52 - Dimensões de penetração e largura dos cordões sobre chapa .....	86
Figura 53 - Efeito do dispositivo eletromagnético sobre a corrente e tensão .....	87
Figura 54 - Tempo de arco aberto sobre um ponto de análise.....	89
Figura 55 - Forma do arco elétrico sem o efeito eletromagnético (a), com constrição (b) e com expansão (c).....	90
Figura 56 - Forma do arco elétrico na constrição e expansão .....	91
Figura 57 - Razão de forma do arco elétrico .....	92
Figura 58 - Razão de mudança de forma do arco elétrico .....	93
Figura 59 - Caminho das cargas no arco elétrico a) sem efeito do campo eletromagnético externo b) com constrição e c) com expansão .....	94
Figura 60 - Área da seção transversal do arco elétrico sobre o metal base .....	95
Figura 61 – Vista superior da análise esquemática das forças: a) lado da constrição (maior comprimento da elipse paralelo ao sentido de soldagem) e b) lado da expansão (maior comprimento da elipse perpendicular ao sentido de soldagem) .....	96
Figura 62 - Macrografias da seção transversal dos cordões de solda no lado da constrição e da expansão .....	97
Figura 63 - Razão penetração/largura dos cordões sobre chapa.....	98
Figura 64 - Filmagem da forma do arco elétrico a) sem constrição e b) com constrição.....	100
Figura 65 - Vista frontal b1) e vista lateral b2) do arco elétrico com constrição e no centro a representação esquemática das duas vistas.....	100
Figura 66 - Aspecto típico das paredes depositadas sem a) e com b) constrição do arco .....	101
Figura 67 - Evolução da altura das camadas depositadas produzida (a) sem e (b) com constrição do arco .....	102

Figura 68 - Perfil de microdureza das paredes produzidas (a) sem e (b) com constrição do arco .....	103
Figura 69 - Macrografia do plano AA (seção transversal - lado esquerdo) e BB (seção longitudinal - lado direito) de paredes produzidas (a) sem e (b) com constrição de arco .....	104
Figura 70 - Micrografias MEV e perfil de composição química por varredura em linha da parede depositada sem constrição do arco .....	106
Figura 71 - Micrografias MEV e perfil de composição química por varredura em linha da parede depositada com constrição do arco .....	107
Figura 72 - Percentual de ferrita e austenita ao longo das paredes depositadas sem (a) e com (b) constrição do arco .....	108
Figura 73 - Evolução percentual da fração de ferrita ao longo das camadas depositadas sem e com constrição do arco .....	109
Figura 74 - Evolução do espaçamento dendrítico primário ( $\lambda_1$ ) e secundário ( $\lambda_2$ ) ao longo das camadas depositadas sem e com constrição do arco .....	110
Figura 75 - Amostras macro e micrográficas produzidas sem (a) e com (b) constrição do arco .....	111
Figura 76 - Fluxograma da análise estatística .....	112
Figura 77 - Frequência e distribuição normal das alturas das camadas na condição sem constrição .....	113
Figura 78 - Frequência e distribuição normal das alturas das camadas na condição com constrição .....	114
Figura 79 - Distribuição normal sem constrição e com constrição .....	115
Figura 80 - Regiões para escolha das hipóteses .....	117
Figura 81 - Ilustração do detalhe da ponta do arame alimentado (a) sem campo eletromagnético e (b) com campo eletromagnético.....	118
Figura 82 - Ilustração do fluxo de calor do arco elétrico a) sem campo eletromagnético e b) com campo eletromagnético .....	119
Figura 83 - Taxa de deposição para condição (a) sem e (b) com campo eletromagnético.....	120
Figura 84 - Evolução da altura da parede nas condições a) sem campo eletromagnético e b) com campo eletromagnético .....	121
Figura 85 - Vista lateral das paredes produzidas na condição a) sem campo eletromagnético e b) com campo eletromagnético.....	122

Figura 86 - Macrografia do plano AA (seção transversal) de paredes produzidas a) sem e b) com campo eletromagnético .....	123
Figura 87 - Volume de arame depositado por comprimento da camada a) sem e b) com campo eletromagnético.....	124
Figura 88 - Imagens termográficas da camada 19 na condição a) sem e b) com campo eletromagnético para a temperatura de pré e pós-deposição da camada .....	125
Figura 89 - Comportamento da temperatura de pré e pós deposição da camada número 19 no ponto inicial (Sp1), intermediário (Sp2) e final (Sp3) a) sem e b) com campo eletromagnético.....	126
Figura 90 - Comparação das temperaturas da lateral da parede para a condição sem (a) e com (b) campo eletromagnético .....	127
Figura 91 - Tempo de captura das imagens térmicas entre operação e ajuste.....	128
Figura 92 - Desenho técnico do entreferro .....	139
Figura 93 - Patente de invenção depositada .....	140
Figura 94 - Dados do pedido de patente de invenção.....	140
Figura 95 - Capacidade de condução de corrente.....	142

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Ficha Técnica da Massa Refratária .....	55
Tabela 2 – Valore médios da composição química dos materiais AISI 430 e AWS ER 347Si .....	60
Tabela 3 - Parâmetros para a análise de forma do arco elétrico .....	61
Tabela 4 - Local, atividade realizada e parâmetro de soldagem: corrente de soldagem ( $I_s$ ), corrente das bobinas ( $I_b$ ), velocidade do arame ( $V_a$ ) e velocidade de soldagem ( $V_s$ ). 63	
Tabela 5 - Características construtivas das 04 bobinas que compõem o dispositivo constritor .....	82
Tabela 6 - Parâmetros de deposição dos cordões sobre chapa .....	85
Tabela 7 - Alteração da potência específica com o uso do dispositivo eletromagnético .....	88
Tabela 8 - Parâmetros de soldagem para construção das paredes .....	99
Tabela 9 - Informações estatísticas das alturas dos cordões.....	112
Tabela 10 - Definição das hipóteses estatísticas.....	115
Tabela 11 - Teste t-student para duas amostras com variâncias diferentes .....	116

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AWS	<i>American Welding Society</i>
CMT	<i>Cold Metal Transfer</i>
CP	Corpo de prova
CTISM	Colégio Técnico Industrial de Santa Maria
EBM	<i>Electron beam melting</i>
FEMM	<i>Finite Element Method Magnetics</i>
fps	Quadros por segundo ( <i>frames per second</i> )
G.B	Campo eletromagnético medido
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding</i>
MA	Manufatura aditiva
PAW	<i>Plasma Arc Welding</i>
PBT	<i>Powder-bed-technology</i>
PCC	<i>Phantom Camera Control</i>
PPGMEC	Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
S.B	Campo eletromagnético simulado
SLM	<i>Selective laser melting</i>
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais
UFSC	Universidade Federal de Santa Catarina
UFSM	Universidade Federal de Santa Maria
Wa	Área do arame alimentado
WAAM	<i>Wire Arc Additive Manufacturing</i>
WEAM	<i>Wire Electron Beam Additive Manufacturing</i>
WLAM	<i>Wire Laser Additive Manufacturing</i>
Wfs	Velocidade de alimentação do arame
Ws	Velocidade de soldagem
ZTA	Zona termicamente afetada

## Letras Latinas

$A_0$	Área de contato do arco com o metal de base
I	Corrente da espira
$I_s$	Corrente de soldagem
$I_b$	Corrente de excitação das bobinas
L	Comprimento lateral da espira
N	Número de voltas da espira

## Letras Gregas

$\alpha$	Nível de significância do teste estatístico
$\eta$	Rendimento térmico do processo de soldagem
$\mu_0$	Permeabilidade magnética do meio
$\mu$	Média estatística
$\sigma$	Desvio padrão
$\sigma^2$	Variância

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>19</b>
<b>1.1</b>	<b>Objetivo Geral.....</b>	<b>20</b>
<b>1.2</b>	<b>Objetivos Específicos .....</b>	<b>20</b>
<b>1.3</b>	<b>Justificativa .....</b>	<b>21</b>
<b>2</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>22</b>
<b>2.1</b>	<b>Manufatura aditiva auxiliada por arco elétrico.....</b>	<b>23</b>
<b>2.2</b>	<b>Processos auxiliares na manufatura aditiva a arco elétrico .....</b>	<b>35</b>
<b>2.3</b>	<b>Solidificação da poça de fusão .....</b>	<b>36</b>
<b>2.4</b>	<b>Alimentação de arame como material de adição .....</b>	<b>38</b>
<b>2.4.1</b>	<b>Aquecimento do arame alimentado .....</b>	<b>39</b>
<b>2.5</b>	<b>Campo eletromagnético e seus efeitos sobre cargas elétricas .....</b>	<b>43</b>
<b>2.6</b>	<b>Modificação da forma do arco elétrico por eletromagnetismo.....</b>	<b>46</b>
<b>3</b>	<b>METODOLOGIA.....</b>	<b>54</b>
<b>3.1</b>	<b>Desenvolvimento do dispositivo para alterar a forma do arco elétrico .....</b>	<b>54</b>
<b>3.1.1</b>	<b>Simulação e medidas do campo eletromagnético .....</b>	<b>55</b>
<b>3.2</b>	<b>Movimentação da tocha e alimentação do arame.....</b>	<b>57</b>
<b>3.3</b>	<b>Equipamentos e Consumíveis .....</b>	<b>58</b>
<b>3.4</b>	<b>Filmagem do arco elétrico sob efeito do campo eletromagnético.....</b>	<b>61</b>
<b>3.5</b>	<b>Parâmetros de soldagem .....</b>	<b>62</b>
<b>3.6</b>	<b>Técnica para Deposição das Camadas.....</b>	<b>64</b>
<b>3.7</b>	<b>Aquisição termográficas para análise da temperatura das camadas depositadas .....</b>	<b>67</b>
<b>3.8</b>	<b>Caracterização dos corpos de prova e das paredes depositadas .....</b>	<b>69</b>
<b>4</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÕES .....</b>	<b>73</b>
<b>4.1</b>	<b>Projeto e desenvolvimento do dispositivo eletromagnético.....</b>	<b>73</b>
<b>4.1.1</b>	<b>Simulação Eletromagnética .....</b>	<b>74</b>
<b>4.1.2</b>	<b>Construção das bobinas para o campo eletromagnético .....</b>	<b>80</b>
<b>4.1.3</b>	<b>Testes de abertura do arco com o dispositivo eletromagnético .....</b>	<b>82</b>
<b>4.1.4</b>	<b>Filmagem do perfil lateral do arco elétrico .....</b>	<b>84</b>
<b>4.2</b>	<b>Aplicação do dispositivo eletromagnético na deposição de cordões sobre chapa.....</b>	<b>85</b>

<b>4.3</b>	<b>Análise da forma do arco elétrico e da geometria dos cordões sob o efeito da</b>	
	<b>constricção e expansão eletromagnética.....</b>	<b>89</b>
<b>4.4</b>	<b>Aplicação da constricção do arco elétrico na manufatura aditiva.....</b>	<b>98</b>
4.4.1	Análise estatística dos resultados das alturas das camadas .....	112
<b>4.5</b>	<b>Aumento da taxa de deposição e da distribuição de calor para o arame com</b>	
	<b>o uso do dispositivo eletromagnético na WAAM-GTAW.....</b>	<b>117</b>
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>129</b>
<b>6</b>	<b>SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>131</b>
<b>7</b>	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>132</b>
<b>8</b>	<b>APÊNDICE .....</b>	<b>139</b>
<b>9</b>	<b>ANEXO.....</b>	<b>142</b>

# 1 INTRODUÇÃO

A manufatura aditiva vem ocupando espaço nos processos de fabricação devido sua flexibilidade na produção de geometria complexas por meio da customização de produtos, a reduzida geração de resíduos e a aplicação sustentável dos recursos materiais.

Pode-se definir a tecnologia da manufatura aditiva como um processo de unir materiais para se fazer peças, partindo de um modelo tridimensional, usualmente feito de camada sobre camada pelas sucessivas adições de material (ISO/ASTM:52900, 2015).

Com a evolução do processo de manufatura aditiva de materiais poliméricos, despertou no mercado consumidor uma expectativa de estender esse processo para outros materiais, como por exemplo para os materiais metálicos. A necessidade de maior energia para a fusão dos metais utilizados na manufatura aditiva exige maior potência da fonte de calor, e o maior tempo demandado para a fabricação das peças metálicas ainda são empecilhos para a viabilização econômica deste processo.

Além do mais, outros problemas precisam ser resolvidos na manufatura aditiva de metais assistida pelo arco elétrico. Um deles é a não manutenção da forma desejada das camadas subsequentes, devido ao aporte térmico do arco e o acúmulo de energia térmica na peça. A energia dissipada por radiação e condução não são suficientes para manter as paredes uniformes a cada camada depositada, tendo como origem o calor inserido pelo arco elétrico.

Somado aos possíveis problemas geométricos das camadas, ocasionados pela deposição a arco, se tem a deterioração das propriedades mecânicas do metal depositado. O crescimento epitaxial é característica do processo de solidificação na soldagem, onde os grãos tendem a solidificar com base na continuidade do grão do material sobre qual é depositado o cordão de solda (LIPPOLD, 2015). Esse crescimento gera grãos alongados no sentido do eixo do arco elétrico, o que provoca uma anisotropia no material, ou seja, o material apresenta resistência mecânica variável de acordo com a direção das forças aplicadas.

A alteração da forma do arco elétrico e do formato da poça de fusão, utilizando-se das forças eletromagnéticas, contribui para a alteração da potência específica do arco e consequentemente modifica as características geométricas dos cordões depositados.

Com base no apresentado, com a modificação de forma do arco elétrico por meio do eletromagnetismo, busca-se controlar a macrogeometria do depósito e da sua microestrutura ao modificar a potência específica da fonte de calor com a alteração da área de contato do arco com o material de base. Com a diminuição da área de contato busca-se reduzir a poça fusão,

obter uma menor área fundida e aumentar a penetração. Já com o aumento da área de contato busca-se resultados opostos aos da diminuição desta área. Com a aplicação da alteração de forma do arco elétrico na manufatura aditiva busca-se uma orientação do arco, e conseqüentemente a controlabilidade da geometria das paredes depositadas, além da diminuição do espaçamento dendrítico e o aumento da taxa de deposição.

### **1.1 Objetivo Geral**

O objetivo geral foi desenvolver um dispositivo eletromagnético capaz de alterar a forma do arco e verificar a influência desta mudança da forma do arco elétrico do processo GTAW alimentado ocasionado pela constrição e expansão eletromagnética sobre: a geometria das paredes depositadas, a microestrutura do metal depositado, o aumento da taxa de deposição e a temperatura das camadas na manufatura aditiva.

### **1.2 Objetivos Específicos**

- Projetar e construir um dispositivo eletromagnético capaz de modificar a forma do arco elétrico;
- Verificar se este dispositivo é capaz de alterar, além da forma lateral do arco elétrico, também a área da poça de fusão e, conseqüentemente, os parâmetros geométricos do cordão depositado;
- Implementar este dispositivo eletromagnético em um sistema para a manufatura aditiva a arco elétrico baseada no processo GTAW alimentado;
- Analisar o efeito da redução da seção transversal do arco elétrico, sob a alteração da poça de fusão e da entrada de calor, com o intuito de obter o aumento da altura das paredes depositadas na manufatura aditiva;
- Analisar o efeito da combinação de intensidade do campo eletromagnético das bobinas em conjunto com a corrente de soldagem sobre a alteração de forma do arco elétrico e seus efeitos geométricos no cordão sobre chapa;
- Verificar o aumento da taxa de deposição com o uso do dispositivo eletromagnético;
- Medir a temperatura nas camadas depositadas com o uso do dispositivo eletromagnético.

### 1.3 Justificativa

Utilizando o dispositivo eletromagnético como um acessório, ou seja, sem alterar as características originais da tocha e do equipamento de soldagem, busca-se modificar a forma do arco elétrico sem variar a regulagem de parâmetros elétricos da fonte de soldagem.

A constrição e expansão eletromagnética passam a ser um novo parâmetro considerado no processo de soldagem a arco para ser aplicado na manufatura aditiva. Poderá ser aplicado em equipamentos convencionais a arco elétrico com o foco na flexibilidade da implementação.

A possibilidade de modificação do perfil da poça de fusão e a orientação dessa poça no sentido longitudinal ou transversal ao de soldagem, possibilitará a construção de paredes com geometrias diferentes. Permitirá a aplicação na manufatura aditiva para a construção de paredes com diferentes alturas e larguras, busca-se que o dispositivo possibilite a fabricação de paredes mais finas em comparação com a condição convencional (sem efeito eletromagnético).

Esta alteração na largura das paredes depositadas, proporcionada pela constrição eletromagnética, fornecerá um incremento da altura da parede, apresentando-se como uma alternativa quando se trata de processo de fabricação de peças metálicas com o uso da técnica aditiva. Com a redução das larguras das camadas depositadas, busca-se melhorar a precisão das peças produzidas e com isso, aumentar o aproveitamento do material depositado.

Com isso, este trabalho busca oferecer uma opção no processo de modificação da forma do arco elétrico, conseqüentemente na poça de fusão e que possa ser aplicado na manufatura aditiva a arco elétrico. Essa alteração na forma do arco elétrico possibilita maior controlabilidade da poça de fusão e, conseqüentemente, mais geometrias possíveis do cordão e com isso proporciona o aumento da produtividade aliada com a acurácia geométrica.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A manufatura aditiva de materiais metálicos tem alcançado resultados satisfatórios na produção de peças de diferentes tamanhos e para diversas aplicações. Um dos empecilhos enfrentados é o alto custo dos equipamentos quando se usa fontes de calor, como o laser e o feixe de elétrons para fundir o material que será depositado.

O uso da já consolidada indústria da soldagem é uma alternativa viável, e com isso a manufatura aditiva por arco elétrico busca espaço para uma aplicação de menor custo no que tange o investimento de equipamentos e consumíveis.

O processo de soldagem conhecido como TIG (*Tungsten Inert Gas*) e de acordo com a AWS (*American Welding Society*) é classificado como GTAW (*Gas Tungsten Arc Welding*), usa um eletrodo não consumível de tungstênio com gás de proteção inerte como o hélio ou o argônio. Este processo de soldagem pode ser adequadamente adaptado com arame alimentado como material de adição, com o propósito de realizar a manufatura aditiva a arco com material metálico (WAAM – *wire arc additive manufacturing*).

Para tornar uma tecnologia viável tecnicamente e economicamente é necessário a implementação de melhorias para justificar a sua implementação, estas melhorias podem vir por meio de pesquisas para o entendimento dessa tecnologia e suas aplicações. Com isso, vários pesquisadores têm desenvolvido, testado e implantado novas técnicas para contribuir com o processo de soldagem e que pode ser explorado na manufatura aditiva a arco elétrico. Dentre estas técnicas experimentadas, tem-se a modificação do arco elétrico por magnetismo, a qual será detalhada na sequência deste trabalho.

Neste capítulo será apresentada uma revisão de trabalhos relevantes neste tema da manufatura aditiva, direcionando para a manufatura aditiva a arco elétrico com arame alimentado. Posteriormente será tratado sobre a técnica de alteração/movimentação do arco elétrico por magnetismo e seus efeitos. Será feito, também, um levantamento nas bases de patentes com o intuito de verificar o interesse, tanto das empresas quanto dos pesquisadores, em depositar as patentes de suas descobertas.

## 2.1 Manufatura aditiva auxiliada por arco elétrico

A inserção da manufatura aditiva no cenário competitivo de produção de peças metálicas como um processo alternativo de fabricação está relacionada com a complexidade das geometrias e os volumes que podem ser produzidos.

A tecnologia de manufatura aditiva (MA) constrói componentes camada por camada podendo usar como base um modelo tridimensional. A MA pode revolucionar muitos setores da manufatura com a redução do tempo ocioso na produção destes componentes, a redução do desperdício de material, o uso de energia e a pegada de carbono. Além do mais, a MA tem o potencial de construir produtos com novas geometrias que não poderiam ser fabricados pelos processos convencionais (HERDERICK, 2011). De acordo com (NAVARRO; MATAR; DILTEMIZ; ESHRAGHI, 2022) para se obter uma peça utilizando o processo de manufatura aditiva são necessárias algumas etapas para transformar o objeto tridimensional de um software CAD (*computer aided design*) em movimentos mecânicos e instruções para o equipamento de soldagem. A Figura 1 ilustra este fluxo do processo de fabricação partindo de um modelo em software CAD, passando por um software que gera as camadas e envia o código ou a linguagem com as instruções de posicionamento para um microcontrolador que, posteriormente ao processamento, envia os sinais de controle para o sistema de movimentação/posição e os parâmetros de soldagem para a fonte.

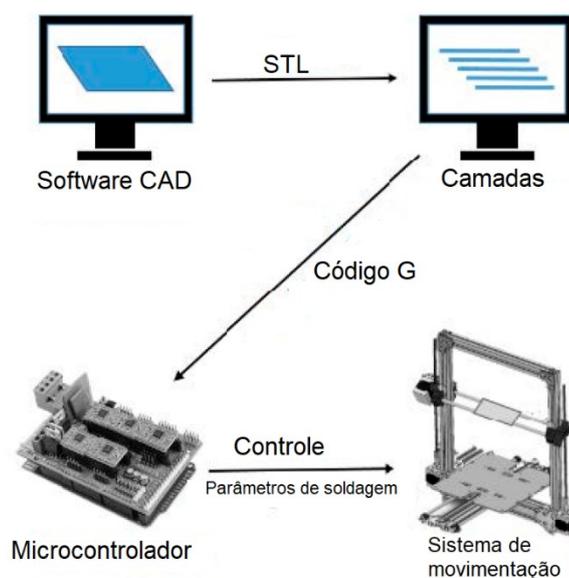


Figura 1 - Fluxo do processo de manufatura aditiva partindo de um modelo CAD  
Fonte: Adaptado de Navarro, et al. (2022)

O processo de manufatura aditiva metálico pode ser classificado em três principais categorias, sendo o *powder-bed-technology* (PBT) que usa uma cama de pós metálicos que são fundidos por uma fonte de calor concentrada. Há o *blown powder* ou *laser metal deposition* (LMD) no qual o pó metálico é soprado concêntrico a um feixe de laser que funde as partículas. Por fim a categoria *wire technology* que utiliza um arame maciço ou tubular e uma fonte de calor como o arco elétrico (RON; LEVY; DOLEV; LEON *et al.*, 2020). De acordo com (AHN, 2021) na categoria *wire technology* o arame pode ser alimentado concêntrico com a fonte de calor (a) ou descentralizado com a fonte de calor (b), conforme indicado na Figura 2, e a fonte de calor pode ser o arco elétrico (*wire and arc additive manufacturing* - WAAM), laser (*wire and laser additive manufacturing* - WLAM) ou feixe de elétrons (*wire and electron beam additive manufacturing* - WEAM).

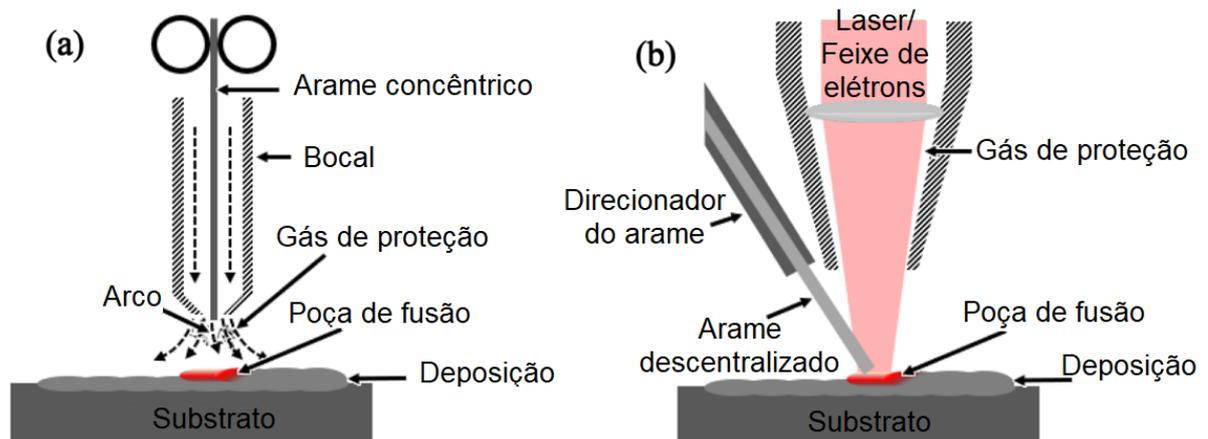


Figura 2 - Metodologias de alimentação do arame: (a) arame concêntrico a fonte de calor e (b) arame descentralizado com a fonte de calor

Fonte: Adaptado de Ahn (2021)

Atualmente a categoria mais popular é a PBT implementada com laser (*selective laser melting* - SLM) ou feixe de elétrons (*electron beam melting* - EBM) como fontes de calor. Comparado com a tecnologia PBT, a WAAM é mais atrativa e apresenta melhor custo benefício em termos de consumo de energia (90% menos que o PBT), custo de produção incluindo material base (80% menos que o PBT) e dimensionalmente não está limitado ao tamanho da célula de impressão (RON; LEVY; DOLEV; LEON *et al.*, 2020). Em termos de produtividade, a WAAM apresenta vantagens para a produção de paredes espessas e peças maciças, mas geralmente resulta em menor resolução e maior perda de material nos processos de acabamento.

Para produzir componentes por WAAM os autores (CHERNOVOL; LAUWERS; VAN RYMENANT, 2020) destacam que, para gerar as camadas e as trajetórias de deposição para produzir peças conforme a Figura 3, é necessário conhecer a relação das características geométricas dos cordões (largura e altura) e seus respectivos parâmetros de soldagem (corrente, tensão e velocidade de soldagem). A altura do cordão é usada para dividir o modelo tridimensional em camadas bidimensionais e a largura do cordão é utilizada para obter a espessura desejada do componente final. Os autores destacam que a relação entre os parâmetros do processo e a geometria dos cordões não é linear, por isso a necessidade de defini-los previamente por meio de testes práticos que correlacionam a largura e a altura do cordão depositado com os parâmetros elétricos do processo de soldagem.



Figura 3 - Testes preliminares para validar a geometria dos cordões usando a) processo gás metal arc welding (GMAW) e b) cold metal transfer (CMT)

Fonte: Chernovol, et al. (2020)

Dois parâmetros de interesse para controlar a geometria, assim como a microestrutura do material metálico depositado são a potência da fonte ( $P_f$ ) e a velocidade de deslocamento ( $V_s$ ), sendo que a velocidade de deslocamento no processo PBT-Laser pode ser 100 vezes maior que a usada na WAAM, por outro lado a potência o processo WAAM pode ser 10 vezes maior que o normalmente empregado no PBT-Laser (MUKHERJEE; DEBROY, 2019).

De acordo com (ZHANG; LIU; YIN; WEN, 2022) na WAAM os custos com equipamentos são menores que no PBT e os parâmetros importantes do processo são a corrente de soldagem, a tensão de soldagem, a taxa de alimentação do arame e a velocidade de soldagem. Ao utilizar a manufatura aditiva com o processo GTAW, o aquecimento do arame alimentado, usualmente com diâmetros na faixa de 0,8 a 1,2 mm, proporciona flexibilidade no controle da entrada de calor e na taxa de deposição. A Figura 4 mostra que a energia linear de soldagem, que foi considerada como sendo a potência da fonte ( $P_f$ ) dividida pela velocidade de

deslocamento (Vs), na WAAM é maior que no LMD e no PBT-Laser, com esta maior energia de soldagem combinada com o diâmetro do arame resulta em menor precisão dimensional, mas permite maior taxa de deposição o que pode auxiliar para produzir peça com dimensões maiores.

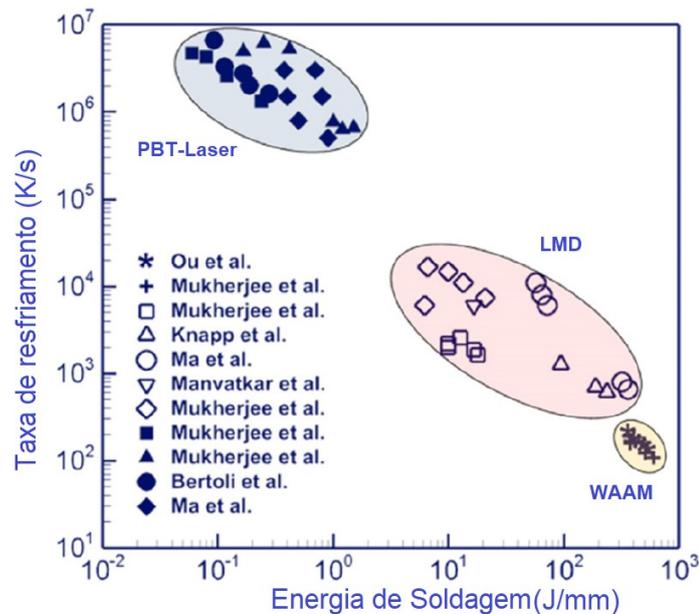


Figura 4 - Energia de soldagem e taxa de resfriamento dos processos de manufatura aditiva  
Fonte: Adaptado de Zhang, et al. (2022)

A manufatura aditiva é um processo de fabricação camada por camada, onde uma única camada é depositada sobre a camada prévia, resultando em uma complexa microestrutura que é dependente da temperatura e do tempo. Sendo que o material metálico pode experimentar repetidas transformações de fase do estado sólido e líquido-sólido (ERIKSSON; LERVÅG; SØRENSEN; ROBERTSTAD *et al.*, 2018). Na Figura 5 é possível verificar, esquematicamente, uma das formas de montagem do processo WAAM baseado no processo GTAW.

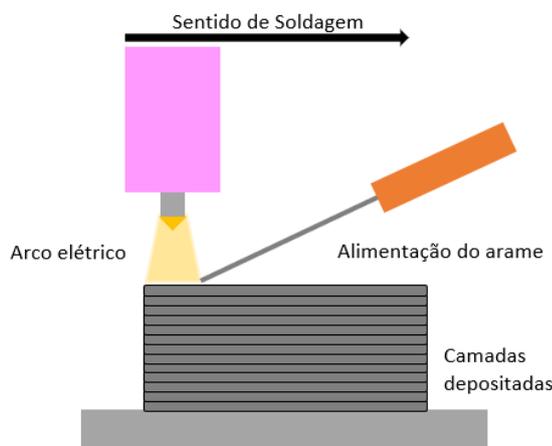


Figura 5 - Esquema do processo de manufatura aditiva a arco – WAAM - GTAW  
 Fonte: Autor

O processo de manufatura aditiva auxiliada por arco elétrico (WAAM) tem obtido atenção tanto da indústria quanto da academia, pela possibilidade de utilizar como base os equipamentos (fontes) e consumíveis (arames) da indústria da soldagem para a construção de peças com geometrias complexas. A fonte de calor é utilizada para a fusão do arame que será depositado camada por camada. Em comparação com o uso de pós metálicos e fontes alternativas de calor, como o laser e o feixe de elétrons, o WAAM tem demonstrado uma significativa redução de custos, além de fornecer uma alta taxa de deposição (CUNNINGHAM; FLYNN; SHOKRANI; DHOKIA *et al.*, 2018).

Na manufatura aditiva a arco elétrico, para depositar os materiais metálicos em camadas, pode-se utilizar diferentes processos como o GMAW (*gas metal arc welding*), PAW (*plasma arc welding*) ou GTAW (*gas tungsten arc welding*). Peças de menores dimensões e geometrias complexas podem utilizar de processos com menores taxas de deposição como o micro plasma, laser e feixe de elétrons. Já os processos com maiores taxas de deposição, como os de soldagem a arco elétrico, podem ser aplicados para peças de maiores dimensões (ALBERTI; SILVA; D'OLIVEIRA, 2014).

Com a WAAM é possível obter peças com acabamento superficial regular e com taxa de deposição de até 5 kg/h para aço inoxidável AISI 316L e de até 2,5 kg/h para a liga Ti6Al4V. Dependendo da escolha do processo de soldagem, dos materiais e das aplicações requeridas, para peças de grande porte produzidas com o aço inoxidável pode-se utilizar o processo CMT, peças médias pode-se optar pelo processo PAW (3,5 kg/h para o aço inoxidável), e para pequenas e médias peças o TIG (com no máximo 1,5 kg/h). Os resultados mostram a

aplicabilidade da tecnologia como uma alternativa aos processos de manufatura tradicional como a fundição ou o forjamento (PASKUAL; ÁLVAREZ; SUÁREZ, 2018).

Embora as propriedades mecânicas dos componentes fabricados pelo processo WAAM são, em muitos casos, comparáveis com aquelas fabricadas pelos processos convencionais, existem defeitos que precisam ser minimizados. De acordo com (WU; PAN; DING; CUIURI *et al.*, 2018) os defeitos nas peças produzidas pelo processo WAAM podem surgir por vários motivos, dentre eles pela instabilidade da poça de fusão devido a configuração equivocada dos parâmetros de soldagem e pelas deformações térmicas associadas com o acúmulo de calor. A Figura 6 mostra a correlação entre os materiais e os possíveis defeitos no processo WAAM, sendo que alguns materiais possuem vulnerabilidade para defeitos específicos, como por exemplo, o alumínio e a sua susceptibilidade para formação de poros ou o aço com os problemas de acabamento superficial. Dependendo do material que será selecionado para construção aditiva a arco deve-se mitigar esses possíveis problemas, seja com a regulagem dos parâmetros elétricos para depositar um cordão isento de defeitos, ou com a inserção de processos auxiliares como o eletromagnetismo.

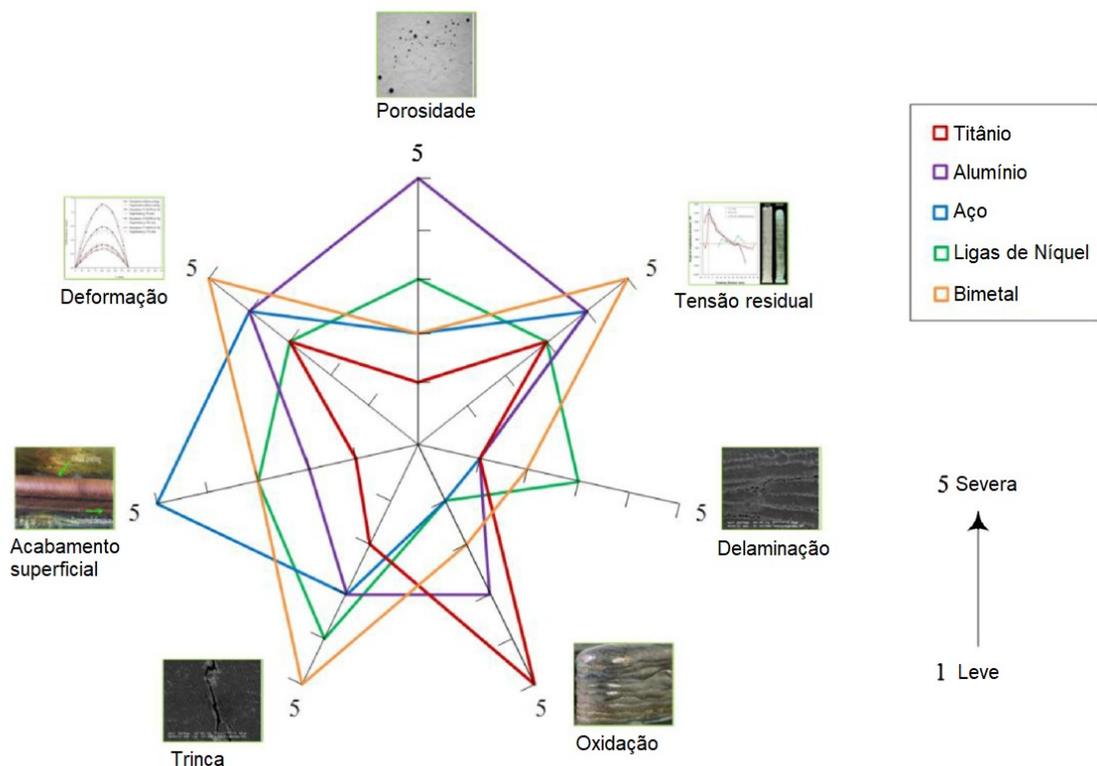


Figura 6 - Correlação entre os materiais e os defeitos gerados pelo processo WAAM  
Fonte: Adaptado de Wu, et al. (2018)

Existe muita similaridade entre os processos de soldagem multipasses e a manufatura aditiva a arco elétrico. Muitas características dos processos de soldagem por fusão podem ser englobadas pela manufatura aditiva a arco elétrico como os efeitos térmicos, os mecanismos de solidificação e seus efeitos como os defeitos internos, as reações químicas na região fundida e suas transformações de fases, tensão residual e distorções (OLIVEIRA; SANTOS; MIRANDA, 2019). Uma das limitações do processo WAAM é a dificuldade de controlar a precisão dimensional e a microestrutura do depósito, devido ao calor acumulado e aos ciclos térmicos entre as camadas (ZHAO; JIA; CHEN; SHI *et al.*, 2020). Com o aumento da velocidade de soldagem, se reduz o aporte de calor da poça de fusão e, portanto, se refina a microestrutura dendrítica da zona de solda, sendo a principal razão das alterações e melhorias nas propriedades de tração, dureza, ductilidade e corrosão das juntas soldadas (CHUAIPHAN; SRIJAROENPRAMONG, 2014; KUMAR; SHAHI, 2011; WANG; SONG; YANG; BAI, 2016). Os espaçamentos dendríticos primário ( $\lambda_1$ ) e secundário ( $\lambda_2$ ) são dependentes dos parâmetros térmicos de solidificação, como a taxa de resfriamento e a taxa de crescimento da frente de solidificação. A resistência a tração e resistência ao escoamento aumentam com a redução dos espaçamentos dendríticos primários e secundários (CANTÉ; SPINELLI; CHEUNG; GARCIA, 2010).

A utilização de processos a arco elétrico na manufatura aditiva proporciona a produção de peças maiores com maior rapidez e para alcançar este objetivo é necessário controlar a geometria dos cordões depositados. O planejamento e o projeto da fabricação de peças está diretamente ligado ao conhecimento dessa geometria, para posteriormente definir o número de passes e a posição dos cordões para obter o formato final da peça, com isso diminuindo os custos de deposição e usinagem (ALBERTI; SILVA; D'OLIVEIRA, 2014).

De acordo com (ERIKSSON; LERVÅG; SØRENSEN; ROBERTSTAD *et al.*, 2018) é possível modificar a geometria da parede depositada alterando os parâmetros de soldagem no processo CMT (*Cold Metal Transfer*). Os autores testaram três diferentes energias de soldagem e obtiveram três geometrias de paredes, ou seja, para alterar as geometrias dos cordões depositados foi necessário modificar os parâmetros de solda do processo. Foi fixada a altura final das paredes, com isso na menor energia de soldagem obtiveram uma parede mais estreita e foram necessárias mais camadas para alcançar a altura final. Já com a maior energia de soldagem obtiveram a parede mais larga e com menor número de camadas. A Figura 7 mostra uma vista lateral das camadas para as três condições de energia de soldagem, na condição (a)

foram depositadas 12 camadas, na condição (b) foram 11 camadas e na condição (c) foram necessárias 8 camadas para obter a mesma altura.

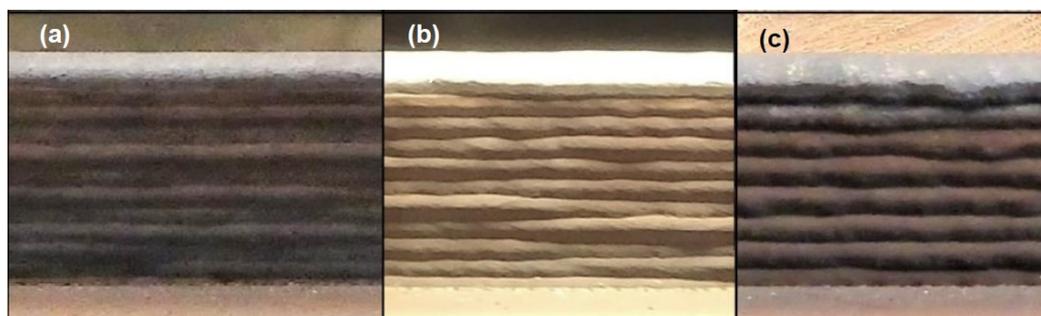


Figura 7 - Camadas depositadas com: (a) 0,4 kJ/mm, (b) 0,54 kJ/mm e (c) 0,87 kJ/mm  
Fonte: Eriksson, et al. (2018)

Ainda com relação a geometria das paredes depositadas com o processo CMT, os autores combinaram diferentes energias de soldagem com o aumento da velocidade de alimentação do arame e a diminuição da velocidade de soldagem, com isso foi possível aumentar a largura e a altura dos cordões depositados. Com a menor energia de soldagem se obteve a parede mais estreita, já com a maior energia de soldagem se obteve a maior largura de parede depositada (ALI; HENCKELL; HILDEBRAND; REIMANN *et al.*, 2019).

Abordando aspectos que influenciam na geometria das camadas no processo WAAM, para fabricar peças com melhor precisão, os parâmetros do processo devem ser otimizados. Contudo a relação entre a geometria das camadas e os parâmetros do processo não está claro, pois vários fatores como a posição de soldagem, a inclinação da parede, as dimensões da peça manufaturada, assim como o tipo de resfriamento podem influenciar na geometria final da camada depositada. Na fabricação de estruturas treliçadas com baixa energia de soldagem ( $Q < 2700$  J e intervalo entre camadas de 60 segundos), os resultados mostram que a fabricação das estruturas depende das condições de energia de soldagem. Analisou-se a influência da tensão, corrente e tempo do arco, sendo que o tempo do arco elétrico teve a maior influência na altura e largura do cordão. Com o aumento do tempo de intervalo entre camadas de 2 s para 60 s, reduziu o diâmetro da camada de 11,7 mm para 6,5 mm. Nestas condições, o ângulo de inclinação da parede teve pouca influência na precisão dimensional do objeto construído (ABE; SASAHARA, 2019). Destaca-se que o efeito da inclinação das paredes sobre a dimensão da camada foi minimizado pelo aumento do intervalo entre estas camadas produzidas, os autores

optaram por aumentar este intervalo somado a redução da energia de soldagem para produzir as geometrias regulares.

Os mesmos autores supracitados afirmam que as variações na geometria das camadas durante a fabricação podem ser causadas por vários fatores como a curvatura da ponta do arame, a temperatura das camadas, incerteza da posição de descarga do arco elétrico e a precisão do posicionamento do movimentador.

Com o intuito de minimizar o problema do progressivo acúmulo de calor durante o processo de deposição das camadas e com isso minimizar a alteração de geometria dos cordões, foi proposto o uso de jato de ar soprado sobre o material depositado. Com esta técnica foram construídas diferentes amostras comparando o resfriamento sem o jato de ar e com o jato de ar, em diferentes tempos entre camadas. Observou-se que o jato de ar tem um impacto significativo no processo, limitando o aumento progressivo da temperatura entre camadas em comparação ao resfriamento por convecção livre (HACKENHAAR; MAZZAFERRO; MONTEVECCHI; CAMPATELLI, 2020).

Na Figura 8 está apresentado o esquema de disposição do sistema de arrefecimento do substrato, posicionado a  $45^\circ$  com o eixo da tocha.

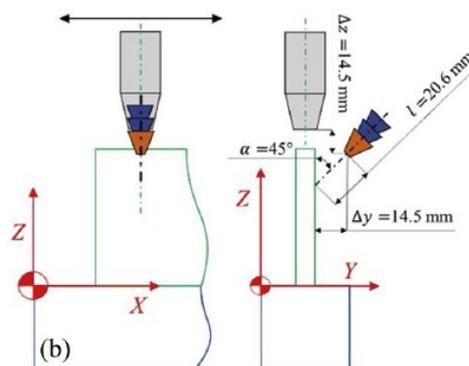


Figura 8 - Disposição do ar soprado sobre as camadas  
Fonte: Hackenhaar, et al. (2020)

Apesar de proporcionar o resfriamento das camadas depositadas, esta técnica de soprar o ar atmosférico sobre o cordão depositado tem grande potencial de promover a ocorrência de defeitos internos como porosidade, oxidação e trincas a frio.

Outra alternativa para mitigar esse aumento de calor é a técnica de resfriamento ativo desenvolvida por (DA SILVA; SOUZA; DE ARAÚJO; REIS *et al.*, 2020), onde um tanque de trabalho é enchido com água à medida que as camadas são depositadas, ambas vão aumentando

na mesma direção vertical e mantendo as paredes em uma temperatura mais baixa independente da altura da parede. Além disso, o processo de resfriamento das camadas produzido pela WAAM minimiza a anisotropia das propriedades mecânicas. Utilizando a mesma técnica de resfriamento ativo combinada com o processo CMT Advanced, os autores (SCOTTI; TEIXEIRA; DA SILVA; DE ARAUJO *et al.*, 2020) variaram a distância do topo da camada até a linha de água e para as menores distâncias foi possível reduzir o acúmulo de calor e minimizar o subsequente alargamento das camadas. A Figura 9 ilustra o aparato desenvolvido pelos autores acima supracitados para reduzir a temperatura da parede e mostra o resfriamento ativo por quase imersão (RAQI). Observa-se que na região da parede imersa na água ocorre a troca térmica por condução ( $Q_{cond}$ ) e convecção ( $Q_{conv}$ ), na parte exposta ao ar ocorre a troca térmica por convecção e por radiação ( $Q_{rad}$ ). A troca térmica na água é mais efetiva e favorece a redução de temperatura e a manutenção da geometria da parede.

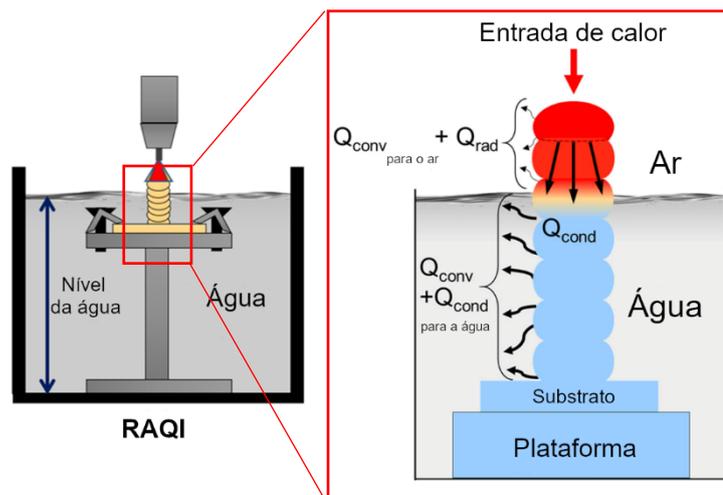


Figura 9 - Ilustração do sistema de resfriamento ativo por quase imersão (RAQI)  
 Fonte: Adaptado de Da Silva, et al. (2020)

Utilizando o processo TIG na manufatura aditiva WAAM com aço inoxidável 304, foram analisados os efeitos da velocidade de soldagem, a taxa de alimentação do arame, corrente e vazão de argônio sobre o cordão depositado. Analisou-se o aspecto do cordão incluindo a forma, tamanho, rugosidade e microestrutura. Concluiu-se que a velocidade e a corrente de soldagem têm maior influência sobre estes itens. Aumentando a velocidade de soldagem ou diminuindo a corrente, provocou um aumento da rugosidade superficial e diminuição da penetração. Não foi encontrado diferença significativa nas características

geométricas das paredes depositando camadas na mesma direção ou em direções opostas alternadas (DINOVITZER; CHEN; LALIBERTE; HUANG *et al.*, 2019).

No processo de manufatura aditiva a arco utilizando o processo GTAW/TIG foram investigados os efeitos da frequência de pulso da corrente nos aspectos morfológicos e microestruturais dos componentes manufaturados. Foi comparado utilizando o processo com corrente contínua constante e com corrente contínua pulsada. Os resultados mostraram que ao se utilizar corrente pulsada obteve-se um refino nos grãos, alta ferrita residual e ausência de grãos colunares. A alta frequência de pulso (2500 Hz) influenciou na morfologia superficial do cordão assim como na quebra das dendritas refinando os grãos da estrutura depositada. Desta forma, recomenda-se a manufatura aditiva com o processo GTAW pulsado como alternativa de manufatura para a produção de componentes em aços inoxidáveis austeníticos (YILMAZ; UGLA, 2017). Já no trabalho de (SUNDARESAN; RAM; REDDY, 1999) com o uso de corrente contínua pulsada o refino da microestrutura está associado a outros efeitos como as constantes alterações da forma da poça de fusão, a modificação dos gradientes térmicos e do fluxo de calor sincronizados com a pulsação, além dessa pulsação provocar interrupções periódicas do processo de crescimento dos grãos, o que favoreceria o refinamento da microestrutura.

De acordo com (YILMAZ; UGLA, 2017), o aumento da pulsação do arco provocada pelo aumento da frequência de pulso para 2500 Hz, proporciona uma significativa redução do diâmetro do arco elétrico e conseqüentemente aumento da pressão do arco. A pressão de pulsação do arco provoca maior agitação da poça de fusão, o que fragmenta as dendritas da estrutura do aço inoxidável austenítico na frente de solidificação, favorecendo o refino da microestrutura.

Na manufatura aditiva WAAM baseada no processo GTAW, o modo de transferência metálica é determinado pelo modo de inserção do arame, pela velocidade de alimentação deste arame, a posição inicial e o ângulo de entrada do arame. Conforme a velocidade de alimentação do arame aumenta, o modo de transferência muda gradualmente de transferência intermitente para transferência por ponte, proporcionando o contato ininterrupto entre o arame e a poça com uma deposição contínua (HUANG; YUAN; YU; ZHANG *et al.*, 2020). Além do modo de transferência metálica, pode-se utilizar o processo chamado de convencional onde se tem um ângulo entre o arame alimentado e a peça base em torno de  $10^\circ$  e o processo chamado de TOPTIG onde o mesmo ângulo descrito pode ser acima de  $20^\circ$ , conforme a Figura 10. O processo TOPTIG pode apresentar uma transferência metálica mais estável que a convencional

devido o modo de transferência contínua entre o arame e a poça de fusão, ou seja, o arame se mantém em contato com a poça de fusão durante a fusão. Este modo de transferência é mais vantajoso que o modo de transferência por gotas do processo convencional, com isso evitando geração de respingos durante a deposição (ZHANG; WANG; ZHOU; DING *et al.*, 2019).

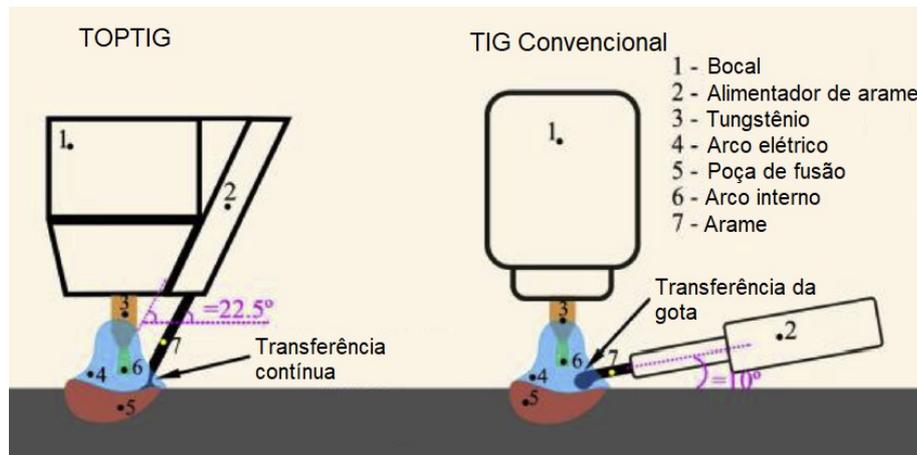


Figura 10 - Representação do TOPTIG e TIG convencional  
Fonte: Adaptado de Zhang, X., et al. (2019)

Com relação a escolha do processo de manufatura aditiva, muitos pesquisadores destacam os benefícios com relação a sustentabilidade ambiental. Conforme levantamento realizado com 88 companhias em 22 países, os resultados mostraram que os benefícios da sustentabilidade ambiental são pouco relevantes no momento da implementação de uma tecnologia na prática, contrastando com a literatura que declara que a implementação de um processo é feita devido os benefícios da sustentabilidade. Além disso, os resultados comprovam o papel central dos motivos econômicos nas decisões de adoção de uma tecnologia, e o principal fator de escolha da manufatura aditiva é no processo de desenvolvimento de novos projetos, com o intuito de alcançar uma redução de tempo e redução de custo para pequenos volumes de produção (NIAKI; TORABI; NONINO, 2019). Com isso, é fundamental que as pesquisas e os desenvolvimentos da tecnologia tenham uma boa relação custo x benefício para viabilizar a sua aplicação na indústria.

Com base na revisão apresentada, iniciando com o processo de manufatura aditiva, estreitando para o processo de manufatura aditiva a arco com o uso do processo de soldagem GTAW, observa-se o interesse dos pesquisadores em desenvolver essa tecnologia. Pontuou-se o modo de alterar a geometria das paredes depositadas, via alteração de parâmetros de

soldagem, as questões de posicionamento com o TOPTIG e o fator econômico como o de maior peso na escolha desta tecnologia por parte das empresas.

Desta forma, com a proposta deste trabalho de alterar a geometria final das paredes depositadas, buscou-se desenvolver um equipamento de baixo custo, assim como possibilitar a adaptação em equipamentos de soldagem convencionais. Esse dispositivo poderá ser uma alternativa no processo de fabricação de peças pelo processo de manufatura aditiva a arco.

## 2.2 Processos auxiliares na manufatura aditiva a arco elétrico

Processos convencionais de soldagem a arco são propícios para incorporar defeitos e um crescimento impróprio dos grãos, pois os materiais podem vir a apresentar uma deterioração das propriedades mecânicas na região soldada devido uma estrutura de grãos grosseiros no metal de solda. Ao aplicar o arco elétrico como fonte de calor na manufatura aditiva, agrega-se os efeitos inerentes deste processo de fabricação e com isso a busca por alternativas que minimizem esses efeitos é fundamental.

À medida que o mercado da manufatura aditiva de materiais metálicos cresce, é importante o desenvolvimento de estratégias e processos para superar as limitações atuais desta tecnologia no WAAM. Com a demanda por peças de alta qualidade, espera-se que processos adicionais (como a vibração da peça ou do arame, a oscilação do arco elétrico e o aquecimento do arame alimentado) sejam implementados nos próximos anos e que melhore a qualidade das peças produzidas por WAAM (CUNNINGHAM; FLYNN; SHOKRANI; DHOKIA *et al.*, 2018). Portanto, o processo WAAM ainda apresenta grandes desafios para a fabricação de peças metálicas. Atualmente, os defeitos nas peças WAAM são causados principalmente pela instabilidade da poça de fusão devido às configurações dos parâmetros do processo, portanto, os desenvolvimentos tecnológicos para eliminar ou mitigar os defeitos são fundamentais para fornecer maior qualidade para as peças produzidas pela WAAM e, assim, expandir sua aplicação no futuro próximo (WU; PAN; DING; CUIURI *et al.*, 2018). Salienta-se que mesmo com uma poça de fusão estável os desafios permanecem, por isso se mantém a necessidade de pesquisas que busquem mitigar esses defeitos.

A aplicação de técnicas e alternativas que visam melhorar a eficácia do processo de WAAM seguem sendo pesquisadas a fim de se obter peças o mais próximo possível da geometria desejada e, assim, minimizar o pós-processamento. Os processos adicionais usados na manufatura aditiva podem ser chamados de processos auxiliares. A classificação dos

processos auxiliares na WAAM são: processos baseados em oscilação (do arco, da peça ou do arame), processos baseados em remoção de material, processos baseados em trabalho a frio e processos baseados em transferência de calor (CUNNINGHAM; FLYNN; SHOKRANI; DHOKIA *et al.*, 2018). O processo de fabricação WAAM tem estimulado esforços de pesquisas, como a implementação de estratégias de monitoramento e controle (em malha fechada) que buscam minimizar a falta de repetibilidade e a baixa robustez, com o intuito de alcançar avanços tecnológicos que ampliem a sua aplicabilidade (XIA; PAN; POLDEN; LI *et al.*, 2020).

Neste trabalho o processo auxiliar que foi estudado e está sendo proposto é o processo de alteração de forma do arco elétrico, que é baseado em um campo eletromagnético externo utilizado para realizar a simultânea constrição e expansão do arco elétrico. Esse arco com a sua geometria modificada, aplicou-se na manufatura aditiva a arco elétrico com resultados satisfatórios na macro e microestrutura do material depositado.

### **2.3 Solidificação da poça de fusão**

Para obter um refino da microestrutura da solda depositada, busca-se influenciar na solidificação da poça de fusão. Este tópico aborda rapidamente aspectos básicos da solidificação na soldagem. Não tem a intenção de se aprofundar no estudo de solidificação da poça de fusão, mas apresentar uma ambientação de como ocorre esse complexo processo.

A geometria do arco elétrico combinada com a sua movimentação durante a soldagem, forma uma distribuição excêntrica das isoterms ao redor da coluna do arco e sobre o material. A distribuição e o formato dessas isoterms contribui para a geometria da poça de fusão e a dissipação deste calor, pelo material sendo soldado, auxilia na solidificação. A forma macroscópica da poça de fusão depende de uma combinação de fatores, dentre estes, das propriedades do material, dos parâmetros do processo e do fluxo de calor (LIPPOLD, 2015).

No processo de solidificação da poça de fusão durante a soldagem, o crescimento dos cristais seguindo a orientação dos grãos na interface sólido líquido é chamado de epitaxial. A formação dos novos grãos se dá como um prolongamento dos grãos que estão abaixo da linha de fusão. Ao passo que a fonte de calor se movimenta durante a soldagem, os grãos crescem com uma orientação colunar. O crescimento competitivo resulta em mudanças no tamanho relativo dos novos grãos, mas todos seguem prioritariamente a mesma orientação (LANCASTER, 1999; LIPPOLD, 2015).

Inicialmente se tem uma estrutura de grãos primários, sendo que estes grãos primários podem ter uma subestrutura que depende da forma de solidificação. O modo de crescimento e solidificação dos grãos depende da quantidade de soluto presente no metal líquido da solda e do gradiente de temperatura na direção de solidificação, este último dividido pela taxa de solidificação. Quanto maior a quantidade de soluto e maior a troca de calor, maior a probabilidade de uma estrutura dendrítica (ATSUMI, 1988; KOU, 2003; LANCASTER, 1999).

Sobre condições de baixa taxa de solidificação, pequenos gradientes de temperatura, ou ambos, a solidificação planar pode ocorrer. Mas na maioria dos casos, a solidificação planar é substituída por outros modelos descritos como morfologia celular ou dendrítica. O modo de solidificação é uma combinação dos efeitos de composição, gradiente de temperatura e taxa de solidificação (LIPPOLD, 2015).

Quando a morfologia de solidificação for dendrítica, esta microestrutura pode ser caracterizada pelos espaçamentos dendríticos primários ( $\lambda_1$ ), secundários ( $\lambda_2$ ) e terciários ( $\lambda_3$ ) conforme ilustrado na Figura 11. Estas distâncias entre centros de células e de braços (ramificações) dendríticos também definidos como espaçamentos interdendríticos, são empregados para determinar os efeitos das condições de solidificação sobre a microestrutura formada. As dimensões das dendritas exercem efeito proeminente sobre as propriedades mecânicas e resposta dos metais e ligas fundidas aos tratamentos térmicos subsequentes, de modo que os valores médios de  $\lambda_1$  e  $\lambda_2$  são comumente medidos e caracterizados como sendo uma função dos parâmetros de solidificação. Geralmente, quanto menor for o valor do espaçamento dendrítico, melhores serão as propriedades mecânicas da estrutura solidificada, além do mais os espaçamentos dendríticos primários e secundários afetam os perfis de microsegregação de soluto durante a solidificação, influenciando sobre a formação de fases secundárias na região dendrítica (GARCIA, 2007).

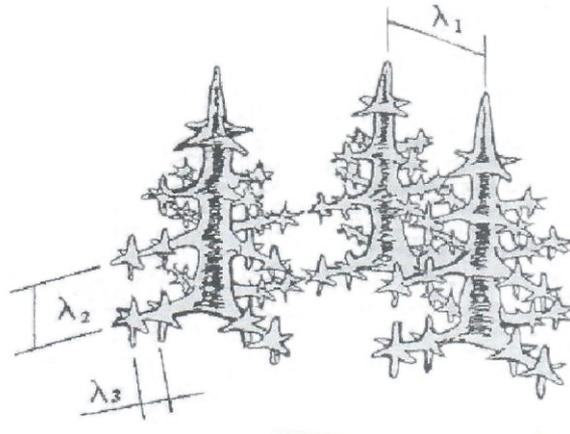


Figura 11 - Representação dos espaçamentos dendríticos primários ( $\lambda_1$ ), secundários ( $\lambda_2$ ) e terciários ( $\lambda_3$ )

Fonte: Garcia (2007)

Algumas técnicas podem ser usadas para controlar o tamanho dos grãos do metal de solda como, vibração ultrassônica, adição de nucleantes, vibração eletromagnética do arco e corrente pulsada. Em geral, elementos que afetem o ciclo térmico da solda, irão determinar o tamanho do grão. Usualmente deseja-se uma estrutura formada por grãos equiaxiais, pois sua orientação ao acaso proporciona um material relativamente homogêneo na composição química e principalmente nas propriedades mecânicas e é macroscopicamente isotrópico. O refino do grão se deve principalmente a quebra de cristais dendríticos (ATSUMI, 1988).

Este tópico serve pra salientar que o processo de solidificação é inerente a soldagem e a manufatura aditiva a arco. A obtenção de uma microestrutura menos grosseira com o uso do dispositivo eletromagnético, por meio da alteração da forma do arco elétrico e da poça de fusão, com isso modificando os gradientes térmicos na região de solidificação, pode ser um benefício para o processo de manufatura aditiva a arco.

## 2.4 Alimentação de arame como material de adição

Alguns processos de soldagem como o GMAW, SMAW, SAW e FCAW utilizam um eletrodo consumível que é aquecido e fundido pela fonte de calor, o arco elétrico. Já no processo GTAW, o eletrodo de tungstênio é não consumível e quando se usa metal de adição, este pode ou não, ser pré-aquecido. Neste caso do processo GTAW, para aquecer o arame antes de chegar para ser fundido na poça de fusão, pode-se utilizar uma fonte de energia externa.

Esta também é uma das técnicas que tem sido utilizada na manufatura aditiva a arco elétrico com arame alimentado para contribuir na melhoria deste processo.

#### 2.4.1 Aquecimento do arame alimentado

O processo GTAW convencional com arame frio é amplamente utilizado na indústria devido a excelente penetração no passe de raiz e baixa distorção durante a soldagem. Uma desvantagem do processo GTAW com arame frio é a baixa taxa de deposição que o torna uma alternativa não econômica para o enchimento de chanfros em juntas de grande espessura. Com intuito de minimizar esta limitação, existe o processo GTAW com arame aquecido (*hot wire*) no qual o arame alimentado é pré-aquecido em torno de 200 °C antes deste arame entrar no arco, com isso aumenta-se a taxa de fusão do arame consequentemente aumentado a taxa de deposição (PAI; SOGALAD; BASAVARAJAPPA; KUMAR, 2019).

Um trabalho publicado na década de 60 mostrou que a taxa de deposição com arame aquecido, utilizando o processo GTAW pode ser 300% ou mais quando comparado com o arame frio (IRVING, 1966).

Silwal e Santangelo (2018) agregaram duas técnicas, a vibração e o aquecimento do arame para unir as características de maior refino e maior taxa de deposição aos resultados, conforme mostra a Figura 12. Deposição de cordões sobre chapa foram comparados utilizando o processo GTAW alimentado com arame frio e quente, combinados com a vibração do alimentador de arame. Os resultados experimentais indicaram um aumento na penetração e diminuição da largura utilizando arame aquecido por passagem de corrente elétrica. Já com arame frio observou-se uma maior largura e menor penetração, que os autores explicam pela menor frequência de desprendimento das gotas, maior diâmetro e menor velocidade das gotas (SILWAL; SANTANGELO, 2018).

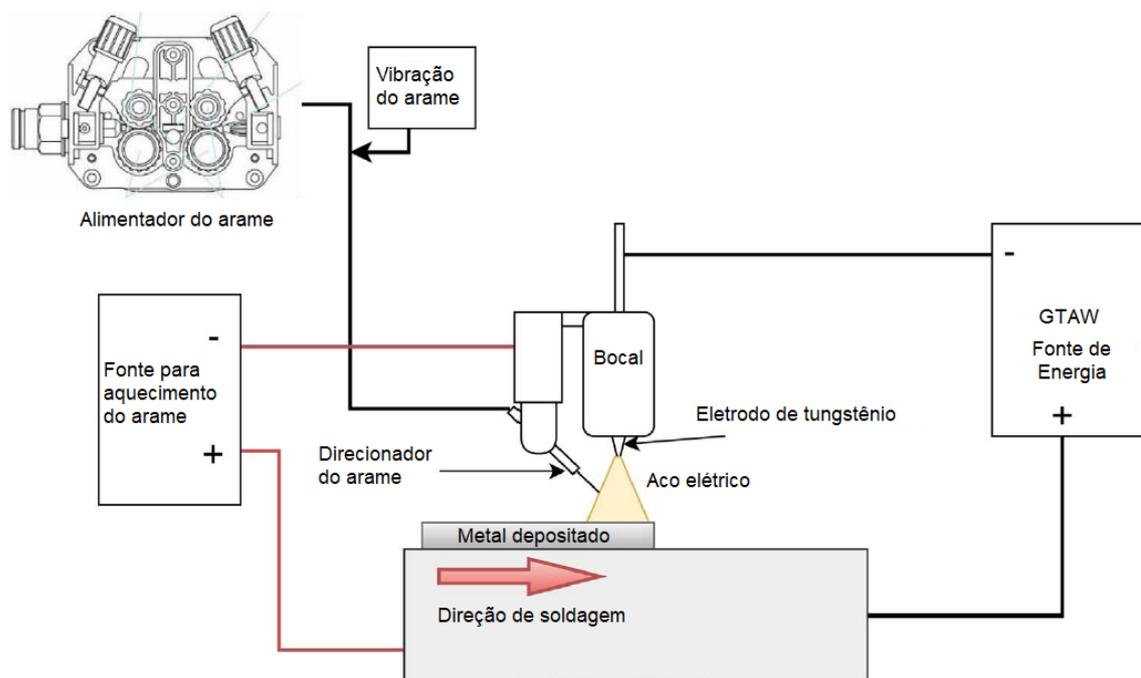


Figura 12 - Configuração GTAW com aquecimento e vibração do arame alimentado  
 Fonte: Adaptado de Silwal e Santangelo (2018)

Muitos obstáculos devem ser ultrapassados para tornar a tecnologia da manufatura aditiva viável industrialmente. Na manufatura aditiva a arco elétrico, o aumento do aporte térmico gera altos gradientes de temperatura que favorece a formação de grãos colunares grosseiros. A anisotropia das propriedades mecânicas proporcionadas por esse formato de grãos limita a aplicação deste processo. Com o aquecimento do arame alimentado por corrente elétrica, foi possível reduzir o aporte térmico e diminuir o tamanho dos grãos colunares. As propriedades mecânicas acompanharam as melhorias ocorridas nos tamanhos dos grãos e a anisotropia diminuiu. Obteve-se a diminuição da largura com incremento da altura das paredes depositadas (LI; LIU; XU; JI *et al.*, 2019).

Apesar de acelerar a fusão do arame alimentado, o aquecimento do arame no processo GTAW gera alguns problemas que obstruem a sua aplicabilidade desta forma de aquecimento via passagem de corrente pelo arame alimentado. Os problemas podem ser classificados em cinco categorias, desvio magnético do arco devido a corrente do arame, abertura do arco sobre o arame, ajuste da alimentação do arame com a fonte de calor, ajuste da posição de entrada do arame e a redução da capacidade de fundir o metal base podendo causar vazios ou falta de fusão (HORI; WATANABE; MYOGA; KUSANO, 2004).

O processo GTAW com arame aquecido é aplicado quando se deseja uma alta taxa de deposição. A técnica de aquecimento do arame alimentado por meio da passagem de corrente

provoca um aquecimento resistivo, com isso, o resultado é satisfatório quando o material apresenta resistividade alta o suficiente para aquecer. Esta forma de aquecimento se torna difícil para materiais bom condutores como cobre e o alumínio. Baseado nisso observa-se a Figura 13, que apresenta uma técnica de pré aquecimento com um arco TIG auxiliar posicionado sobre o arame que é independente do arco principal e da condutividade do material (LV; TIAN; WANG; YANG, 2007).

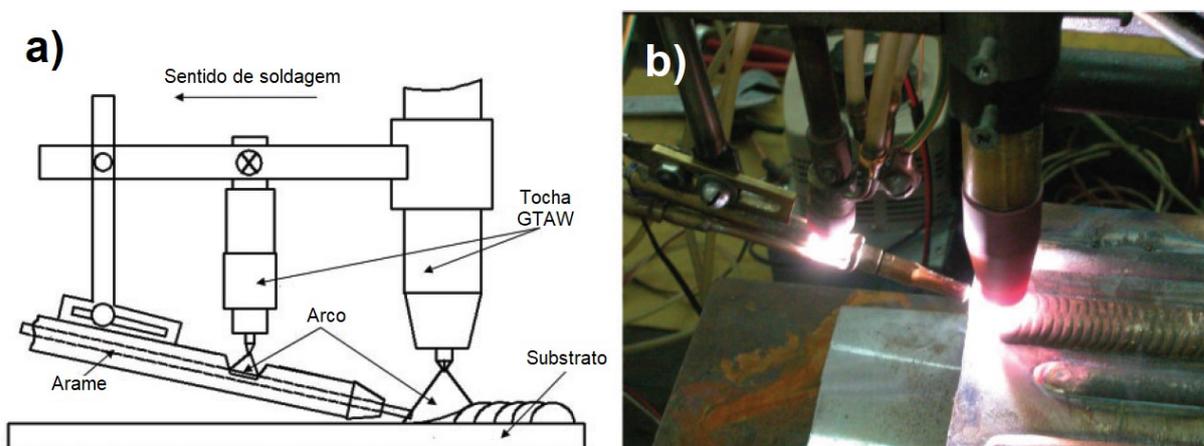


Figura 13 - Configuração do sistema para aquecimento do arame com arco auxiliar: a) diagrama esquemático e b) estrutura real

Fonte: Adaptado de LV, et al. (2007)

Para realizar o aquecimento do arame alimentado no processo TIG pode ser utilizada corrente contínua pulsada ou corrente alternada. Foi realizado um experimento onde utilizaram corrente contínua constante para aquecer o material de adição AWS ER 316L. Os resultados de Olivares e Díaz (2016) mostraram que forma um sopro magnético constante ao aquecer o arame com corrente contínua constante e a direção do sopro depende da polaridade. Quando o sopro é direcionado para o arame alimentado, ocorre maior transferência de energia para o arame, aumentando a taxa de deposição e diminuindo a diluição do cordão de solda (OLIVARES; DÍAZ, 2016).

Tanto o processo GTAW com arame frio como o com arame aquecido, exige uma transferência de calor da poça para o arame para completar a fusão deste arame. Com isso, outra forma para aquecimento do arame alimentado no processo GTAW foi proposta, utiliza-se um arco lateral dentro do arco principal, entre o eletrodo de tungstênio e o arame alimentado devido a proximidade do arame com o eletrodo de tungstênio e uma diferença de potencial entre estes, conforme ilustra a Figura 14. Como resultado, obtiveram um aumento da taxa de deposição

fundindo completamente o arame alimentado em alta velocidade sem transferir calor da poça de fusão para o arame alimentado (CHEN; LU; LI; ZHANG, 2012).

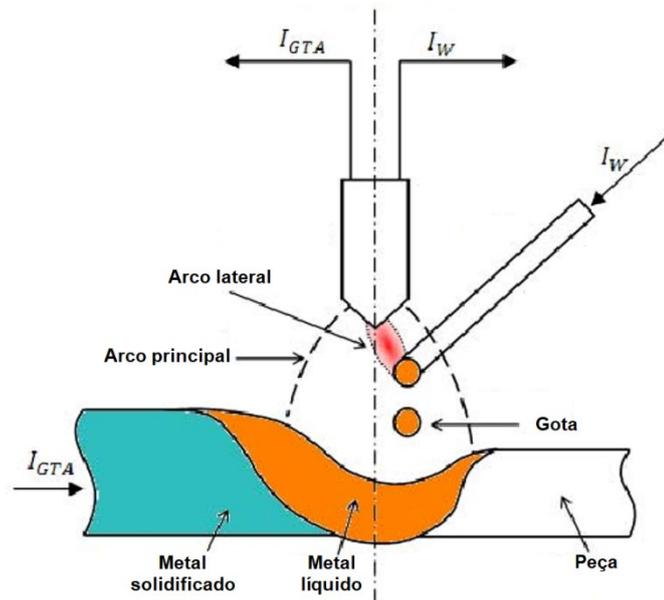


Figura 14 - Aquecimento do arame alimentado com arco lateral  
Fonte: Adaptado de Chen, et al. (2012)

Outra alternativa proposta para o aquecimento do arame é por meio da condução do calor, onde um tubo aquecido é percorrido internamente pelo arame alimentado e o arame ao passar pelo tudo recebe o calor por condução, conforme a ilustração na Figura 15. Os resultados mostraram que a temperatura do arame pode ser mantida em  $220 \pm 5^\circ\text{C}$ . Este processo com arame aquecido por condução melhorou a aparência do cordão e aumentou a velocidade de alimentação. Comparado com o TIG convencional, este TIG com arame aquecido dobrou a eficiência em passe de raiz e triplicou em passes de acabamento, além de proporcionar um refino da microestrutura (CAO; CHEN; DU, 2018).

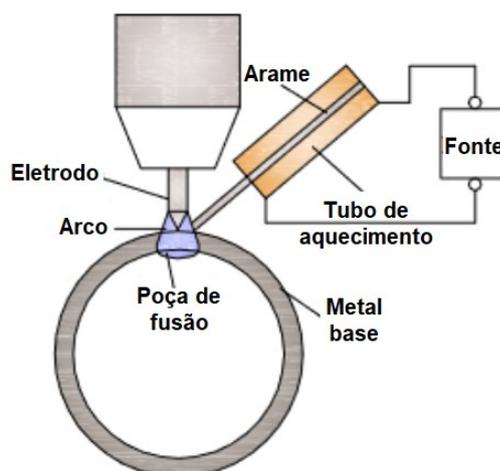


Figura 15 - Esquema do aquecimento do arame por meio do tubo aquecido  
 Fonte: Adaptado de Cao, et al. (2018)

Além da busca de periódicos, foi realizado uma busca no banco de patentes sobre aquecimento de arame alimentado no processo TIG-*Hot Wire*, constatou-se que desde a década de 80 já se teve patentes depositadas com esse objetivo. Das patentes encontradas para este fim, a principal diferença é a forma de controle da corrente sobre o arame alimentado, mas todas realizam o aquecimento do arame por passagem de corrente aquecendo-o por efeito Joule (ARNDT; DIK; KASKINEN, 29 Agosto 2002; HORI; BUTSUSAKI; TAKUWA; MATSUMURA, 27 Fevereiro 1990; HORI; MYOGA; SHINOMIYA; WATANABE *et al.*, 31 Janeiro 1989; HORI; WATANABE; MYOGA; TAKUWA *et al.*, 09 Dezembro 1986).

Com esse tópico destacou algumas pesquisas que buscam melhorar o processo de aquecimento do arame alimentado. Com isso, se o dispositivo eletromagnético, além de alterar a forma do arco elétrico, possibilitar o aquecimento do arame, poderá ser uma forma de aumentar a taxa de deposição sem a necessidade de corrente elétrica externa passando pelo arame.

## 2.5 Campo eletromagnético e seus efeitos sobre cargas elétricas

Antes de se abordar sobre a alteração da posição ou da forma do arco elétrico por campos magnéticos, será apresentada uma sucinta exposição sobre os princípios eletromagnéticos. Posteriormente, será mostrada a aplicação deste efeito sobre o arco elétrico.

Uma carga elétrica tem a capacidade de modificar o seu entorno devido a geração de um campo elétrico ao seu redor. Este campo elétrico é um campo vetorial capaz de atuar sobre outras cargas quando imersas neste campo (RESNICK; WALKER; HALLIDAY, 1988).

A força eletromagnética, ou força de Lorentz ( $F$ ) é capaz de movimentar cargas elétricas ( $q$ ) que se desloca a uma velocidade ( $v$ ), devido a composição de componentes eletrostáticas ( $E$ ) e de componentes magnéticas ( $B$ ). Sendo que a força magnética só é responsável pela alteração da direção de movimento, sem alterar a energia cinética (GRAÇA, 2012). A força de Lorentz é calculada de acordo com a Eq. 1.

$$\vec{F} = q(\vec{E} + \vec{v} \times \vec{B}) \quad (1)$$

Na física da soldagem a componente eletromagnética é usualmente muito maior que a componente eletrostática, por esse motivo muitas vezes o termo da componente eletrostática é suprimido (LANCASTER, 1984).

Utilizando um sistema cartesiano tridimensional, como mostrado na Figura 16, é possível identificar as direções relativas da força magnética ( $F_B$ ), velocidade ( $v$ ) e campo magnético ( $B$ ) ao atuarem sobre uma carga ( $q$ ). Estas se relacionam por meio de um produto vetorial, onde a força é ortogonal ao plano formado pelo campo magnético e a velocidade da carga (RESNICK; WALKER; HALLIDAY, 1988).

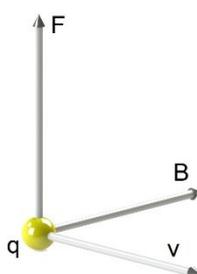


Figura 16 - Sistema cartesiano tridimensional ( $F$ ;  $B$ ;  $v$ )

Quando uma corrente elétrica passa por um condutor que está imerso em um campo eletromagnético, os elétrons desta corrente de condução recebem a ação das forças eletromagnéticas. Dependendo da intensidade destas forças e considerando o arco elétrico um condutor gasoso, onde as suas cargas elétricas poderão se mover sobre a ação de um campo eletromagnético, será possível movimentar as cargas deste condutor.

Um condutor retilíneo, como o conjunto eletrodo e arco elétrico, ao ser percorrido por uma corrente gera um campo magnético concêntrico ao condutor. De acordo com a Lei de Biot-Savart, a Eq. 2 pode ser aplicada para um condutor retilíneo, este campo (B) depende da permeabilidade magnética do meio ( $\mu_0$ ), da corrente (I) e do perímetro deste condutor ( $2\pi r$ ) (GRAÇA, 2012).

$$B = \frac{\mu_0 I}{2\pi r} \quad (2)$$

Ao enrolar este condutor na forma helicoidal, forma-se um solenoide, e a superposição dos campos eletromagnéticos do condutor, originam um campo mais intenso. Nesta configuração, o número de voltas tem a capacidade de intensificar o campo magnético gerado, aplicando-se a lei de Ampere (GRAÇA, 2012). A Eq. 3 se aplica para solenoides com número de voltas igual a N e comprimento lateral igual a L.

$$B = \frac{\mu_0 IN}{L} \quad (3)$$

Os efeitos do campo eletromagnético sobre as cargas do arco elétrico podem ser de mudança de posição a uma dada periodicidade que é a oscilação do arco elétrico, ou por uma mudança de forma prolongada que é a constrição e a expansão. Estas alterações no arco elétrico mudam a área de contato do arco com a peça base.

O arco elétrico transfere a energia para a peça por meio de uma área de contato ( $A_0$ ). Para proporcionar a fusão localizada do metal base a fonte deve fornecer energia a uma taxa elevada e em uma menor área. A potência específica ( $P_{esp}$ ) quantifica este requisito conforme a Eq. (4). A quantidade de energia gerada pela fonte de calor é dada por E,  $\eta$  é o rendimento térmico da fonte e t é o tempo (MODENESI, 2001).

$$P_{esp} = \frac{\eta E}{t.A_0} \quad (4)$$

O rendimento térmico ( $\eta$ ) de um processo de soldagem indica quanto da energia disponível pela fonte é efetivamente transferida para a peça. Este rendimento é um fator adimensional dependente do processo e varia com alguns parâmetros operacionais. No processo GTAW/TIG, ele varia, por exemplo, com a corrente de soldagem, a polaridade, o ângulo de

afiação do eletrodo, o fluxo de gás de proteção, o comprimento do arco, a alimentação de arame e a composição do gás de proteção (MARQUES; MODENESI, 2014).

Ao modificar a área de contato do arco elétrico com a peça ( $A_0$ ), altera-se a potência específica. Considerando que seja possível manter os demais fatores iguais, ao diminuir a área ( $A_0$ ), se aumenta a potência específica. Quanto maior a potência específica fornecida, maior é a penetração da região fundida e mais se aproxima da potência específica fornecida pelos processos de corte.

Considerando um processo GTAW, onde a fonte apresenta uma característica estática de corrente constante, o equipamento entregará uma corrente quase que constante em detrimento da tensão. Desta forma, a alteração que poderá ser apresentada é na tensão de soldagem. Ao analisarmos a potência específica, as variáveis que podem apresentar modificação mais expressivas são a tensão e a área de contato. Já da corrente de soldagem e do rendimento térmico se espera uma menor oscilação, podendo considerar estas variáveis constantes.

## **2.6 Modificação da forma do arco elétrico por eletromagnetismo**

Desde o início da década de 60 se tem observado uma maior atenção quanto a utilização de princípios e sistemas magnéticos em operações de soldagem, com a patente de William J. Greene de um dispositivo magnético para oscilar o arco elétrico durante a soldagem com o processo GMAW. Posteriormente com as pesquisas de Brown et al. no ano de 1962, vários pesquisadores começaram a estudar os efeitos do campo magnético inicialmente na cristalização da poça de fusão. Os estudos eram concentrados no tipo de campo magnético e nos fenômenos provocados na soldagem como formato do arco e a transferência metálica (GREENE, 1960; WU; CHANG; LU; BAI, 2017).

A aplicação de um campo magnético externo sobre o arco elétrico provoca efeitos neste arco, sendo possível modificar a forma do arco, interferir na estabilidade, controlar a transferência das gotas, influenciar na solidificação da poça de fusão, otimizar a aparência do cordão de solda, como também melhorar as características microestruturais e propriedades mecânicas da solda (LUO; LUO; WANG; WANG, 2010; REIS; SCOTTI; NORRISH; CUIURI, 2012).

O uso de um campo magnético no arco elétrico pode ser aplicado para oscilação do arco (LIU; LI; SUN; JIN *et al.*, 2019; SUNDARESAN; RAM, 1999; WANG; SUN; FENG; WANG

*et al.*, 2017) ou para modificar a forma do arco elétrico (LIU; LIU; ZHAO; FAN, 2020; NOMURA; MORISAKI; HIRATA, 2009; NOMURA; OGINO; HIRATA, 2012; SONAR; MALARVIZHI; BALASUBRAMANIAN, 2021).

Na WAAM baseada no processo GTAW, foi estudado o efeito de diferentes padrões de oscilação do arco elétrico na geometria das paredes e observou-se uma diminuição no transbordamento da poça de fusão devido a distribuição do calor em uma maior área e também a redução da densidade de potência e o aumento da eficiência de deposição (CORRADI; BRACARENSE; WU; CUIURI *et al.*, 2020). A oscilação magnética longitudinal do arco elétrico reduz a largura das paredes e diminui a variação da largura entre o ponto de abertura e o ponto de extinção do arco, além de obter uma menor penetração com a oscilação eletromagnética do arco (CORRADI; COELHO; ANTONELLO; BRACARENSE *et al.*, 2021).

Na Figura 17 é possível constatar o resultado da aplicação de um campo eletromagnético longitudinal sobre o arco elétrico do processo GMAW. Se observa o arco sem a aplicação do campo eletromagnético em (a) e a introdução do campo eletromagnético provocou o espalhamento deste arco elétrico como mostrado em (b).

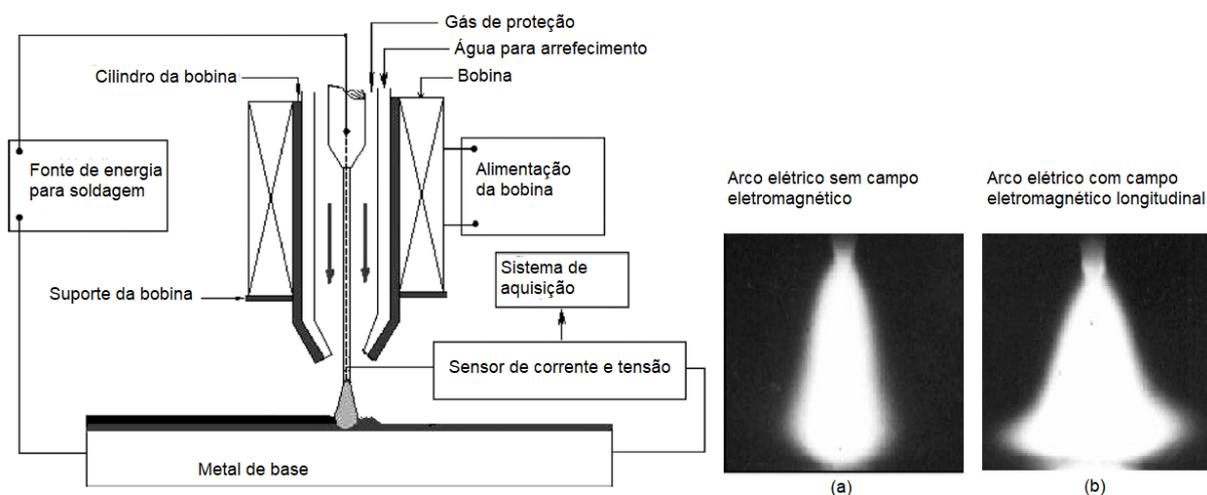


Figura 17 - Aplicação de um campo eletromagnético longitudinal sobre o arco elétrico  
Fonte: Adaptado de Luo, et al. (2010)

Em experimento similar ao anterior descrito, os autores Sun et al. (2018) explicam o movimento das cargas e o efeito de espalhamento do arco conforme mostra a Figura 18. Com uma bobina eletromagnética enrolada no formato cilíndrico e montada coaxialmente com a tocha de soldagem do processo CMT, foi observado o efeito magnético sobre o comportamento do arco. Com o aumento da corrente sobre a bobina ocorreu um incremento da largura da base

do arco com uma diminuição da altura. Esta modificação do perfil do arco elétrico afeta o aporte térmico sobre o metal base e o comportamento da poça de fusão, o aumento da área de aquecimento diminui a potência específica e também proporciona um espalhamento da poça de fusão (SUN; LI; LIU; JIANG *et al.*, 2018).

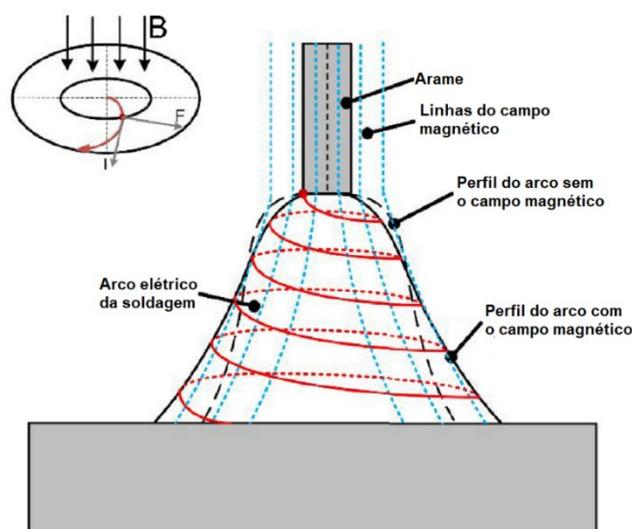


Figura 18 - Movimento das cargas com o campo magnético longitudinal  
Fonte: Adaptado de Sun, et al. (2018)

O campo magnético pode ser decomposto em uma componente vertical e uma horizontal, sendo que a componente horizontal provoca uma força centrífuga sobre as partículas eletricamente carregadas do arco. A combinação da força centrífuga com a movimentação em direção a peça base, insere na partícula um movimento helicoidal cônico. O arco elétrico se expande devido a rotação das partículas, mantendo o formato de sino (LUO; LUO; WANG; WANG, 2010; SUN; LI; LIU; JIANG *et al.*, 2018).

Para verificar os picos de temperaturas sob a ação do campo magnético gerado pela bobina circular, foram utilizados termopares do tipo K posicionados no metal base. O pico de temperatura gradualmente diminui com o aumento da corrente aplicada sobre a bobina, que é atribuído à modificação do perfil do arco que sofre um aumento da área de aquecimento. A aparência do cordão também apresentou alterações, se obteve um aumento da largura quando foi aplicado o campo magnético (SUN; LI; LIU; JIANG *et al.*, 2018).

Ao introduzir um campo magnético externo, longitudinal e alternado no processo de manufatura aditiva (WAAM) da liga Al-5%Mg, o aumento da corrente de excitação da bobina proporcionou a dilatação do arco e reduziu a densidade do fluxo de calor, detalhes do esquema

conforme a Figura 19. A alteração do sentido da corrente de excitação das bobinas a uma dada frequência (0 até 110 Hz) provoca a inversão das forças tangenciais que atuam sobre a poça, com isso aumentando a agitação mecânica desta poça. A precisão superficial das peças produzidas foi melhorada com a corrente de excitação da bobina igual a 2 A e frequência de 70 Hz, o que provocou a redução da ondulação superficial das paredes em 34%, além de proporcionar o refino da microestrutura devido a agitação eletromagnética (ZHAO; WEI; ZHANG; CHEN *et al.*, 2022).

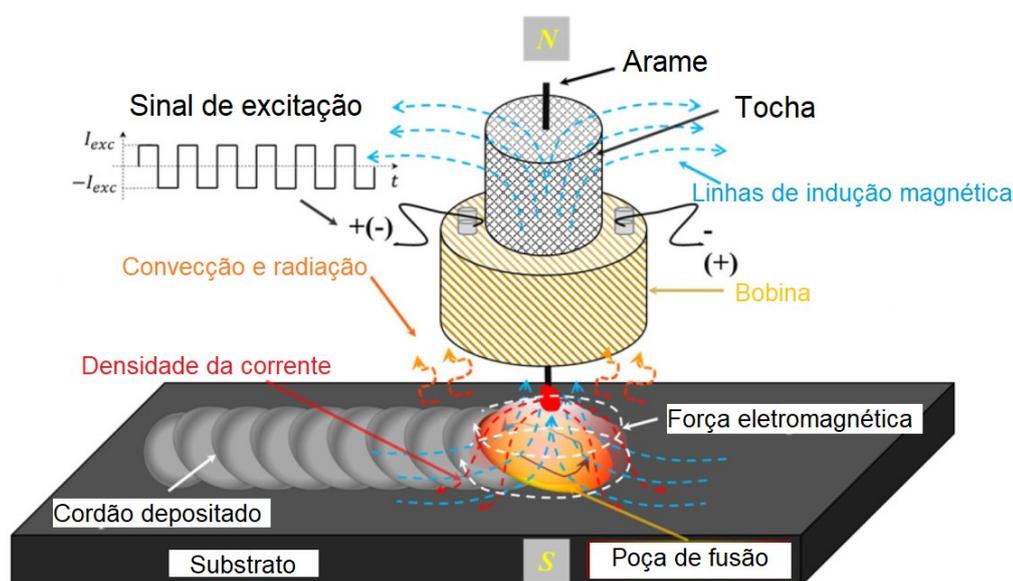


Figura 19 - Diagrama esquemático do processo WAAM com campo magnético externo  
Fonte: Adaptado de Zhao, et al. (2022)

Utilizando uma bobina circular e concêntrica com o arco elétrico, o efeito da oscilação magnética proporcionou alterações na geometria do cordão depositado pelo processo CMT (*cold metal transfer*). Os cordões depositados apresentaram uma redução na penetração e no reforço com um aumento na largura. O efeito desta oscilação concêntrica ao arco elétrico proporcionou um aumento na área de contato do arco com a peça, com isso reduzindo o aporte térmico por unidade de área, ocasionando a movimentação da poça no sentido de espalhar o metal depositado sobre o substrato (LIU; LI; SUN; JIN *et al.*, 2019).

Utilizando o processo GMAW com CO<sub>2</sub> puro, quando aplicado um campo magnético longitudinal, externo e pulsado, sendo o modo de transferência metálica por curto circuito, observou-se um aumento do número de curtos circuitos e uma melhora na macroestrutura da solda com a redução de respingos. Já na microestrutura obteve-se redução nos defeitos de

solidificação nos cordões de solda, redução do tamanho dos grãos e um incremento da microdureza da solda. No que refere-se ao formato do arco, o campo magnético externo proporciona um movimento helicoidal cilíndrico do plasma e essa rotação provoca uma expansão do arco devido a força de Lorentz (LUO; LUO; WANG; WANG, 2010).

Ao dispor quatro ímãs permanentes ao redor do arco elétrico conforme a Figura 20, este campo magnético externo alterou a forma do arco elétrico de cônico para um cone achatado, isto é, a seção circular do arco foi transformada em uma seção elíptica. O uso de ímãs permanentes de alta performance, arranjados ao redor da tocha TIG, melhoraram o aspecto do cordão em altas velocidades de soldagem, além de alterar a largura do cordão modificaram a relação profundidade/largura (NOMURA; MORISAKI; HIRATA, 2009; NOMURA; OGINO; HAGA; HIRATA, 2010; NOMURA; OGINO; HIRATA, 2012; WU; CHANG; LU; BAI, 2017).

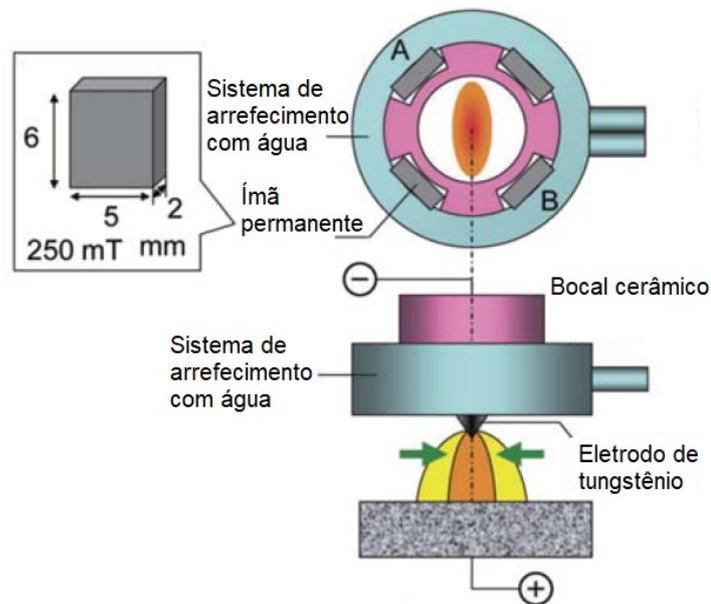


Figura 20 - Sistema para alteração do arco elétrico com ímã permanente  
Fonte: Adaptado de Nomura, Ogino e Hirata (2012)

Os parâmetros que podem ser regulados para o campo magnético gerado pelos ímãs permanentes são a angulação entre estes ímãs e a direção deste campo. O campo magnético perpendicular à coluna do arco apresenta um melhor efeito de constrição do que o campo magnético paralelo a esta coluna do arco. A alteração de forma do arco elétrico proporciona a diminuição da área fundida e um aumento na penetração (LIU; LIU; ZHAO; FAN, 2020).

Foi observado por (NOMURA; OGINO; HIRATA, 2012) que um campo magnético paralelo tem um efeito de constrição pior do que o campo magnético perpendicular à coluna do arco. A área fundida foi reduzida e a penetração foi aumentada nas configurações de constrição com campo perpendicular.

Também foi observado que com a combinação de corrente (1 a 3A) e frequência (0 a 100 Hz) para a excitação da bobina montada concêntrica ao arco, o perfil deste arco se expandia e comprimia continuamente devido ao campo eletromagnético alternado; além da mudança no perfil do arco houve o refinamento da microestrutura (WU; CHANG; GUAN; BABKIN *et al.*, 2021).

Uma pesquisa nas bases de patentes contribui na verificação do desenvolvimento de produtos, muitas vezes, com o cunho de exploração comercial, principalmente por parte das empresas ou por instituições de ensino representadas pelos seu quadro de funcionários. Com isso, também foi realizado uma busca nestas bases de conhecimento.

Já foi depositada uma patente que utiliza um campo magnético longitudinal na ponta da tocha de soldagem robotizada para aplicação na manufatura aditiva, assim como patentes que abordam sobre a movimentação do arco por meio da oscilação magnética e também sistemas de posicionamento do arco com uso de oscilação magnética.

O documento de patente CN109128435, que tem como título “*Magnetic field control type electric arc robot additive manufacturing method*” refere-se a um processo robotizado no qual se aplica um campo magnético longitudinal gerado por uma bobina concêntrica a tocha de soldagem. Utiliza-se uma faixa de corrente entre 0,5 e 10 A com uma frequência de 5 a 30 Hz. O perfil do arco é modificado pelo campo magnético pulsante e longitudinal que auxilia na precisão da manufatura aditiva. Este campo magnético longitudinal provoca uma agitação da poça de fusão com conseqüente homogeneização e refino dos grãos (KEHONG; XUEZONG; JIKANG; MING *et al.*, 2019).

Já o documento CN109530864, no qual o título é “*Welding seam tracking sensor for controlling TIG electric arc by adopting magnetic field*” aborda sobre a aplicação de uma bobina concêntrica a tocha TIG que gera um campo magnético para controlar a deflexão do arco elétrico. Um sistema formado por pinhão-cremalheira movimenta esta bobina lateralmente deslocando-a do eixo do arco elétrico, conforme indica a Figura 21. Aplica-se um campo magnético longitudinal ao arco em conjunto com o movimento da cremalheira, o que proporciona o deslocamento lateral da bobina e conseqüente movimento lateral do arco elétrico.

Este movimento mecânico da bobina ocasiona um tecimento no cordão de solda (XIANGWEN; ZIHAO; HUA; TAO *et al.*, 29 março 2019).

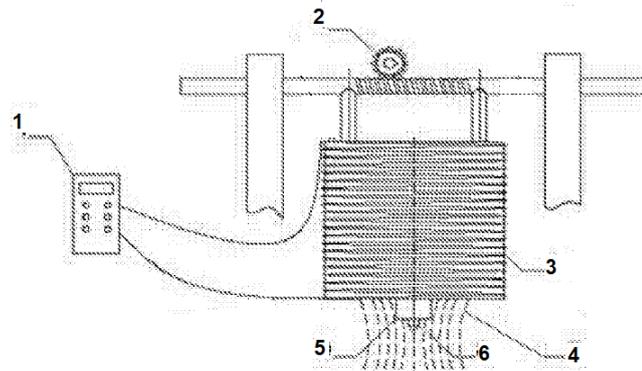


Figura 21 - Movimento da bobina pelo conjunto pinhão e cremalheira que mostra: o controle da bobina (1), o conjunto pinhão e cremalheira (2), a bobina (3), as linhas do campo eletromagnético (4), o bocal cerâmico (5) e o eletrodo (6)

Fonte: Adaptado de Xiangwen, et al. (2019)

O documento CAD592997, intitulado “*Magnetic Oscillation of Welding Arc*” e o documento BR1020160237092A2, que tem como título “Técnica de Soldagem Sincronizada com Oscilação Magnética do Arco”, ambos abordam sobre a mudança de posição do arco elétrico através da oscilação magnética (PABLO REIS; RESENDE LARQUER, 14 agosto 2018; REDUCTION, 29 jan. 1958).

A patente do documento CN108213649, que tem como título “*Magnetic field control type additive forming method and device adopting electric arc robot*” realiza o controle do arco elétrico com o campo magnético longitudinal gerado por uma bobina sobre um anel e concêntrica a tocha, auxiliando na manufatura aditiva. O anel com a bobina rotaciona ao redor da poça reduzindo os poros no metal depositado devido a agitação magnética da poça. Neste aparato o campo magnético é longitudinal e existe movimento mecânico do campo junto com a bobina provocando a movimentação do arco (KEHONG; XUE; WENZHONG; QI *et al.*, 29 junho 2018).

Já o documento US4095085, intitulado “*High efficiency arc welding process and apparatus*” trata da oscilação do arco elétrico por forças magnéticas sincronizadas com a movimentação mecânica do eletrodo de solda, com isso o arco é direcionado para a região de soldagem (MAKOTO; HISAAKI; SYOZI; TOSHISADA, 13 junho 1978).

O documento CN202106123, no qual o título é “*Tungsten electrode argon-arc welding electric arc oscillator*” usa a oscilação magnética do arco TIG por meio de bobinas de indução.

Já o documento CN102151949 de título "*Method and device for bidirectional automatic tracking by argon arc welding arc oscillation of tungsten electrode*" usa a oscilação magnética do arco elétrico combinada com a aquisição de tensão para posicionar a tocha na região correta de soldagem. Utilizado para posicionamento e soldagem em chanfros, que são as regiões que foram preparadas para soldar (CUI; JI; JIN; SUN *et al.*, 11 Janeiro 2012; CUI; YI; ZHOU, 17 Agosto 2011).

Com base nestes documentos de patentes, é possível identificar o interesse em desenvolver um dispositivo que movimente ou altere o arco elétrico, tanto por interesse do desenvolvimento da pesquisa como também por interesse comercial. Desta forma, compreende que o desenvolvimento proposto possa auxiliar ou contribuir no interesse do desenvolvimento da pesquisa.

Enfatiza-se que o diferencial deste trabalho, com relação ao apresentado na Figura 20, é a não utilização de ímãs permanentes e a não utilização de sistema de arrefecimento. Foram utilizados eletroímãs para que possibilitem o acionamento e o desligamento a qualquer momento além de uma faixa contínua para ajuste da intensidade do campo gerado, também não será necessário a movimentação mecânica para alterar a direção da constrição e expansão do arco elétrico, ou seja, a rotação da elipse em  $90^\circ$  é realizada eletricamente. No caso proposto na Figura 20, para realizar a alteração da direção é necessário o movimento mecânico do dispositivo ou a inversão dos ímãs permanentes.

### 3 METODOLOGIA

Nesse item será descrito o plano de trabalho que foi realizado para alcançar o objetivo geral proposto no item 1.1 apresentando um detalhamento sobre os passos que foram seguidos e executados com o intuito de atingir os objetivos específicos descritos no item 1.2.

Serão apresentados os materiais e equipamentos utilizados, as etapas de projeto do dispositivo eletromagnético, a mensuração da mudança de forma do arco elétrico, a aplicação na manufatura aditiva e a caracterização das paredes depositadas. No fluxograma da Figura 22 estão apresentadas as atividades que serão desenvolvidas nesse trabalho.

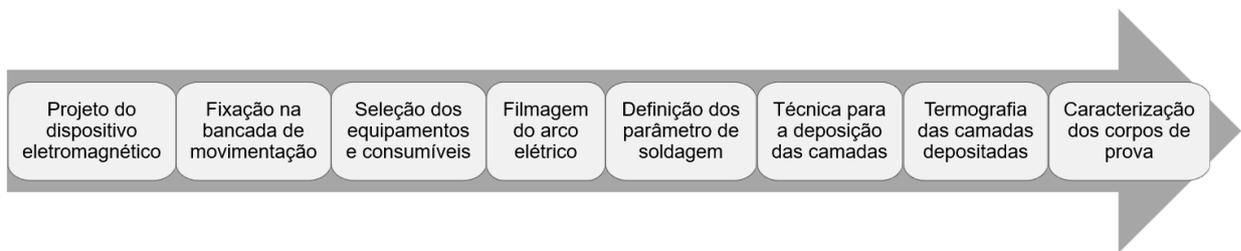


Figura 22 - Fluxograma para apresentar as etapas do trabalho

O processo de deposição das camadas foi realizado com duas configurações de montagens, uma no Laboratório de Robótica, Soldagem e Simulação - LRSS da UFMG e outra no Colégio Técnico Industrial de Santa Maria - CTISM da UFSM. A filmagem do arco elétrico sob o efeito do dispositivo constritor foi realizada no Instituto de Soldagem e Mecatrônica - LABSOLDA da UFSC.

#### 3.1 Desenvolvimento do dispositivo para alterar a forma do arco elétrico

O desenvolvimento do dispositivo eletromagnético para alterar a forma do arco elétrico se deu em cinco etapas de projeto. Inicialmente com a pesquisa e entendimento do princípio eletromagnético, do efeito da orientação e da disposição do campo eletromagnético e as forças resultantes, seguido da simulação computacional magnética, da construção do dispositivo e os testes práticos aplicados sobre o arco elétrico. Utilizando o processo GTAW foi comparado o perfil do arco sem a utilização do dispositivo, com o perfil do arco com o uso do dispositivo eletromagnético.

Analisou-se a intensidade da força eletromagnética do dispositivo capaz de alterar a forma do arco elétrico e modificar a poça de fusão. Para observar a alteração da forma do arco elétrico foi utilizada uma câmera de alta velocidade que capturou o comportamento do arco durante o acionamento do dispositivo e mensurou-se esta alteração dimensional com o uso do software ImageJ.

O entreferro do dispositivo eletromagnético foi projetado em aço SAE 1020 cortado com jato d'água. As bobinas foram fabricadas com arame de cobre de diâmetro 0,9 mm para suportar a corrente de 10 A e enroladas sobre o entreferro. Todas as bobinas foram envernizadas e recobertas com a massa refratária moldável a base de sílica e alumina. Esta massa é constituída de fibra cerâmica e funciona como isolante térmico. A composição da massa e a sua temperatura de trabalho está na Tabela 1.

Tabela 1 - Ficha Técnica da Massa Refratária

<b>Característica</b>	<b>Especificação</b>
<b>Alumina (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>)</b>	30 %
<b>Sílica (SiO<sub>2</sub>)</b>	68 %
<b>Outros</b>	2 %
<b>Temperatura de Operação</b>	1260 °C
<b>Encolhimento Linear</b>	0,00 %

Fonte: Ficha Técnica RIT STD 01-07-002 – Ritwool® Moldmix

De acordo com a ficha técnica do produto, a temperatura máxima de operação é de 1260 °C. Como as bobinas serão posicionadas externamente ao bocal cerâmico N° 8, estas ficarão a uma distância mínima de 13 mm do ponto central do arco elétrico.

Como a massa refratária não apresenta encolhimento ou contração, subentende-se que não terá alteração da forma previamente moldada das bobinas. Com isso não causando problemas de distorção do campo eletromagnético causado pela mudança de forma.

### 3.1.1 Simulação e medidas do campo eletromagnético

Inicialmente foi confeccionada uma bobina helicoidal com 115 voltas utilizando condutor de cobre com 0,8 mm de diâmetro, enrolada diretamente sobre o bocal cerâmico N° 8, que está apresentada na Figura 23. Ao aplicar a faixa de corrente entre 0 até 10 A sobre a bobina, com a corrente de soldagem na faixa de 30 a 90 A em corrente contínua, foi possível identificar a movimentação do arco elétrico. Nesta configuração foi observada uma expansão do arco elétrico, com aumento do seu diâmetro.

Devido a não simetria e não concentricidade da bobina sobre o bocal cerâmico, foi observado uma alteração de forma não simétrica.

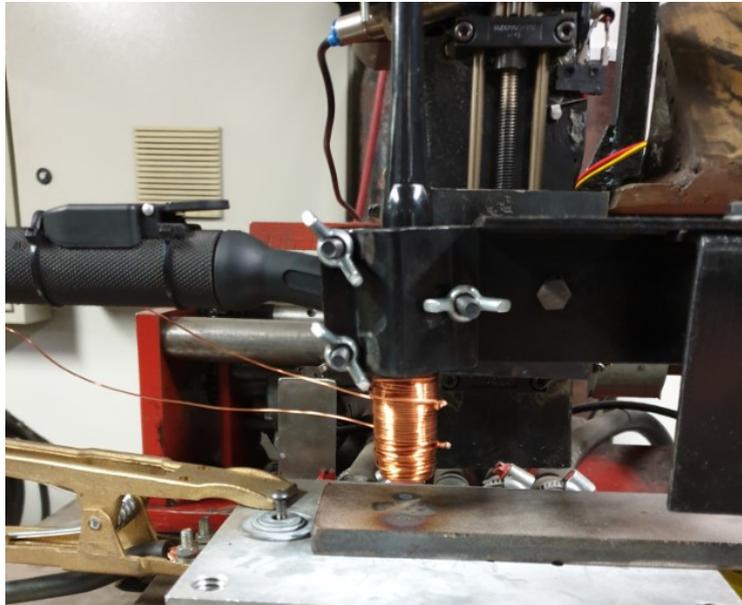


Figura 23 - Bobina diretamente sobre o bocal cerâmico

Com essa configuração inicial observou-se que o campo eletromagnético gerado, juntamente com a força resultante da interação entre este campo e a corrente de soldagem, foi suficiente para movimentar o arco elétrico. Sabendo que esta intensidade de campo resultante tem influência sobre o arco elétrico, essas informações iniciais auxiliaram na alimentação do software de simulação eletromagnética.

O campo eletromagnético foi simulado com o software *Finite Element Method Magnetics* (FEMM) e a densidade do fluxo magnético foi medida com um transdutor de campo magnético (Modelo TMAG-1 T, Globalmag Ltda, Brasil). A geometria do dispositivo eletromagnético foi representada no software FEMM em um modelo bidimensional. No software é inserida a profundidade do modelo bidimensional, o que resulta na simulação de um modelo tridimensional.

Na etapa de pré-processamento, todas as informações relevantes foram inseridas como as definições dos materiais, a definição das propriedades dos circuitos elétricos e as condições de contorno. Para o entreferro do dispositivo, a geometria e o tipo de material foram definidos. Na definição dos circuitos das bobinas foram considerados o tipo de material, o diâmetro, o número de voltas e a corrente de excitação das bobinas. Para as condições de contorno foi feita a delimitação da área e a definição do meio em que o problema está imerso, neste caso é o ar

atmosférico. Na etapa de pós-processamento, a densidade do fluxo magnético foi definida como informação de saída e também a posição onde esses valores foram adquiridos.

Para medir a densidade do fluxo magnético, o transdutor foi acoplado a um multímetro e a sonda do gaussímetro foi posicionada na região de interesse. A tensão elétrica de saída é proporcional ao campo eletromagnético medido. O campo eletromagnético simulado foi definido como (S.B) e o campo eletromagnético medido pelo gaussímetro foi definido como (G.B).

### 3.2 Movimentação da tocha e alimentação do arame

Nos testes de deposição desenvolvidos no LRSS/UFGM a movimentação da tocha de soldagem e a alimentação automática de arame foi realizada com uma bancada de testes que possuía movimentação em dois eixos. Um eixo realizou o movimento na horizontal no sentido da soldagem, e o outro eixo movimentou na vertical no sentido de incremento da altura da parede depositada. A faixa de velocidades de soldagem possíveis é de 0 até 7 mm/s. A Figura 24 mostra a bancada de testes que indica a fonte de soldagem GTAW, o sistema de aquisição dos sinais de corrente e tensão da solda, a fonte de alimentação de corrente de excitação das bobinas, a tocha GTAW e o dispositivo eletromagnético montado sobre a tocha.

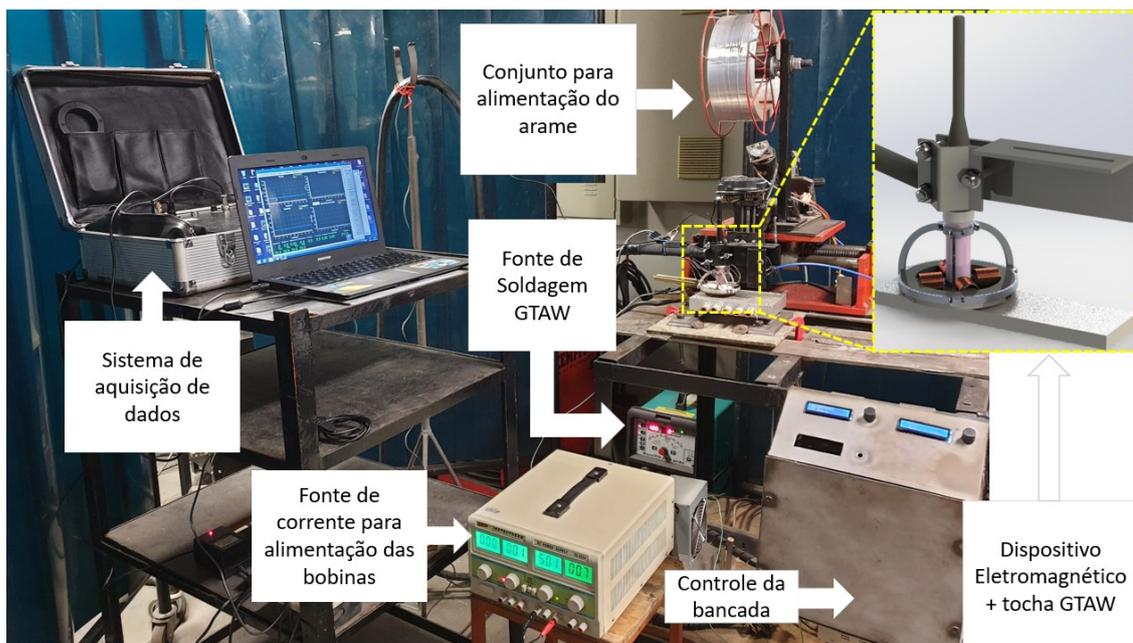


Figura 24 - Montagem do dispositivo constritor na bancada de soldagem

Para a alimentação automática do arame foi utilizado um sistema com controle que traciona o arame com velocidades de alimentação de 0 até 35 mm/s.

Nos testes de cordão sobre chapas e deposição que foram desenvolvidos no CTISM/UFSM a tocha foi movimentada com o uso de um robô antropomórfico Motoman MH6 e a alimentação do arame foi realizada por um sistema de alimentação de arame da IMC.

A bancada na Figura 25 mostra o robô antropomórfico (a) que foi utilizado para movimentar a tocha GTAW (b), a fonte de soldagem (c), o dispositivo eletromagnético (d) e a fonte de corrente para alimentação das bobinas (e).

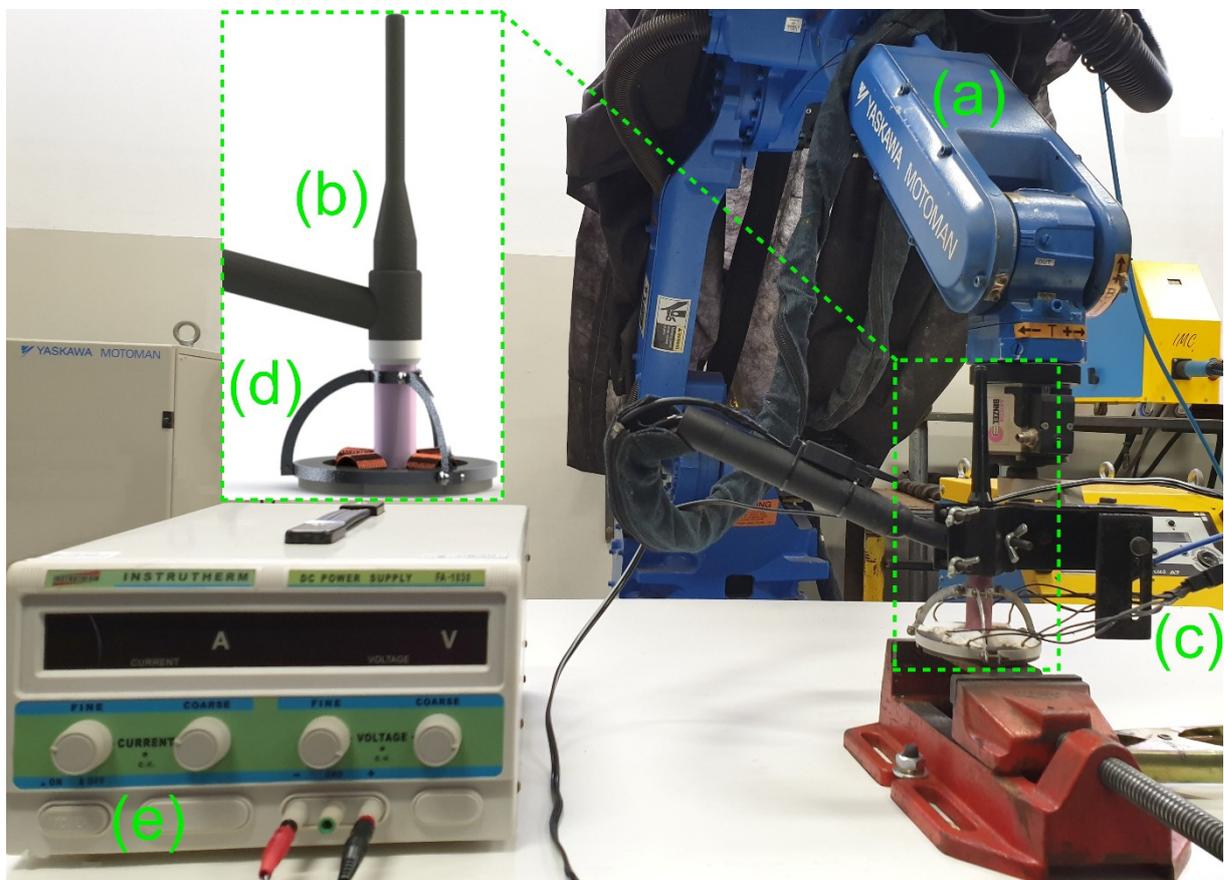


Figura 25 - Bancada para cordão sobre chapas e deposição das camadas: robô antropomórfico (a), a tocha GTAW (b), a fonte de soldagem (c), o dispositivo eletromagnético (d) e a fonte de corrente para alimentação das bobinas (e)

### 3.3 Equipamentos e Consumíveis

Na etapa do LRSS/UFGM a fonte de calor utilizada para depositar os cordões de solda, inicialmente sobre chapa e posterior camada sobre camada, foi uma fonte inversora multi

processo MaxxiTIG 200P AC/DC. Já na etapa do CTISM/UFSM e na etapa UFSC foi utilizada uma fonte IMC Digiplus A7.

O processo de soldagem utilizado foi o processo GTAW, o gás inerte de proteção utilizado foi o argônio puro (Ar) com pureza de 99,99% e vazão de 10 L/min. Foi utilizado eletrodo não consumível de tungstênio (EWTh-2) com 2,4 mm de diâmetro e o ângulo de afiação foi de 70° aferido com goniômetro.

Na etapa LRSS/UFGM foi utilizado um microscópio Olympus Bx60M com uma câmera acoplada de modelo ToupCam UCMOS3100KPA com a lente TP603100A de resolução igual a 3,1 MP. Na etapa CTISM/UFSM as imagens micrográficas foram obtidas com o uso do microscópio Zeiss Axio Lab A1 com uma câmera AxioCam 105 com resolução de 5,0 MP.

O dispositivo eletromagnético foi projetado para operar com uma faixa de corrente contínua ou alternada de 0 até 10 A. O fornecimento da corrente contínua foi feito com o uso de uma fonte Instrutherm DC Power Supply FA-3050. No CTISM/UFSM e UFSC foi utilizado a fonte de corrente contínua Instrutherm FA-1030. As duas fontes de corrente possuem faixa de trabalho de 0 a 10 A.

Na etapa de cordão sobre chapa, realizada no LRSS/UFGM foi utilizado como metal base o aço carbono SAE 1020 com 10 mm de espessura. Para a construção das paredes foi utilizado o metal de base de aço inoxidável ferrítico AISI 430 com 6 mm de espessura, que é um material ferromagnético, ou seja, é sensibilizado magneticamente quando na presença de um campo magnético. Para depositar as camadas foi utilizado um arame maciço com 1 mm de diâmetro composto por uma liga cromo-níquel AWS ER 347Si. Para guiar a seleção dos materiais, tanto do metal de base como do metal de adição, foi utilizado o diagrama de Schaeffler, conforme mostra a Figura 26.

De acordo com o diagrama de Schaeffler, no eixo horizontal se tem o cromo equivalente e no eixo vertical analisa-se o níquel equivalente. Com a deposição das camadas, o sentido da diluição ocorrerá do metal de base para o metal de adição conforme a orientação da seta.

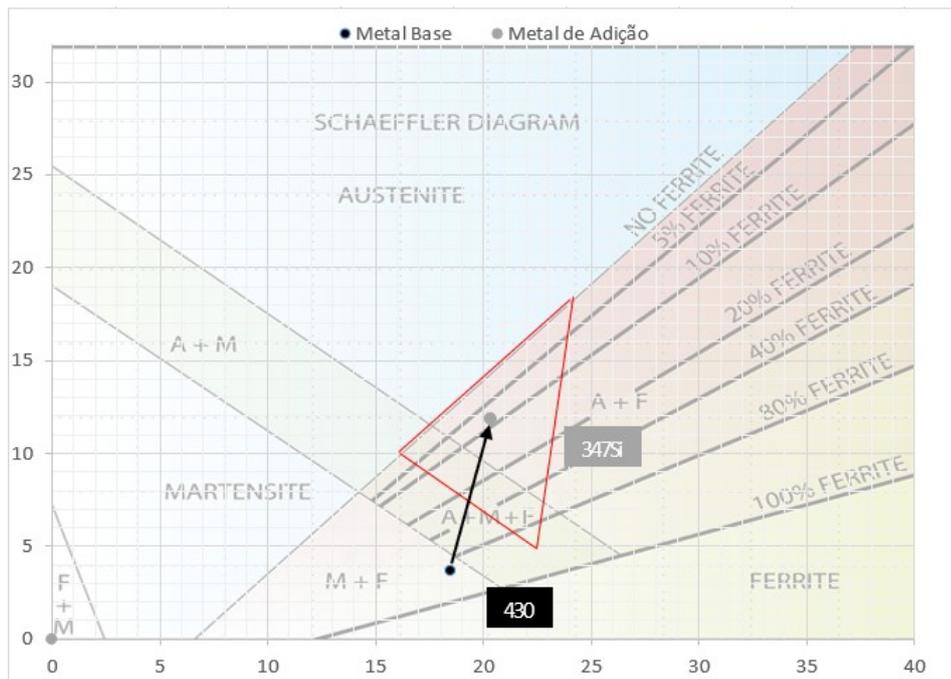


Figura 26 - Seleção dos materiais em aço inoxidável

Observa-se que ao passo que aumentam as camadas depositadas, a diluição resultante conduz para o ponto central que está posicionado na região triangular delimitada. Nesta região busca-se minimizar os defeitos de soldagem em aços inoxidáveis que são a formação de trinca de solidificação na região da austenita, fragilização por formação de fases intermetálicas na região de ferrita com austenita, crescimento de grãos na região ferrítica e fissuração pela formação da martensita.

A composição química dos materiais utilizados está apresentada na Tabela 2, estes dados foram obtidos de catálogo dos fabricantes e representam os valores médios.

Tabela 2 – Valore médios da composição química dos materiais AISI 430 e AWS ER 347Si

Aço Inoxidável Ferrítico 430							
Aperam	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni
430	0,08	1,00	1,00	0,04	0,015	16,0 a 18,0	0,75

Ok Autorod 347Si							
Esab	C	Mn	Si	Mo	Nb	Cr	Ni
347Si	0,04	1,70	0,70	0,10	0,60	19,00	9,80

### 3.4 Filmagem do arco elétrico sob efeito do campo eletromagnético

Na etapa de filmagem realizada no LRSS/UFMG foi utilizado uma câmera de alta velocidade Phantom Miro LAB110 com taxa de aquisição de 1000 fps com uma lente de soldagem N° 8 posicionada frontalmente entre a câmera e o arco elétrico. Na etapa de filmagem realizada no LABSOLDA/UFSC utilizou-se uma câmera de alta velocidade IDT MotionPro Y4S2 com taxa de aquisição de 5000 pfs, equipada com uma lente Macro EF 180 mm 1:3:5, abertura F/8 e um filtro passa-banda de 671 nm. A distância do sensor da câmera até o eletrodo foi de 48 cm, e a disposição dos equipamentos foi conforme a bancada na Figura 27.

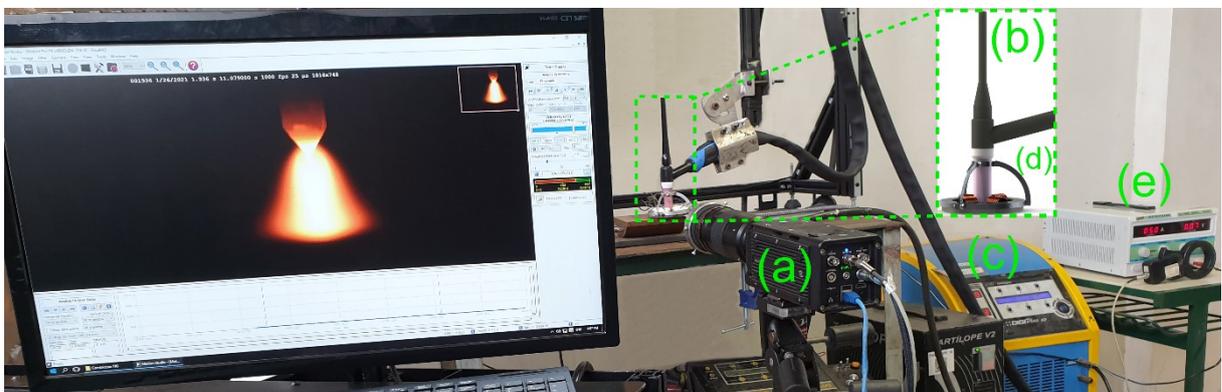


Figura 27 - Disposição da bancada para a aquisição das imagens do arco elétrico: a câmera de alta velocidade (a), a tocha GTAAW (b), a fonte de soldagem (c), o dispositivo eletromagnético (d) e a fonte de corrente (e)

Todas as análises dimensionais da forma do arco elétrico foram realizadas com o software ImageJ. A descrição dos parâmetros que foram analisados estão na Tabela 3, onde mostra as medidas de largura do arco elétrico sem o efeito eletromagnético ( $L_0$ ), a largura de expansão ( $L_{exp}$ ) e a largura de constrição ( $L_{cons}$ ). Essas medidas de largura foram realizadas a 4 mm da ponta do eletrodo de tungstênio.

Tabela 3 - Parâmetros para a análise de forma do arco elétrico

Descrição do parâmetro	Fórmula	Posição
Razão de forma	$L_{exp}/L_{cons}$	
Razão de mudança de forma (expansão)	$L_{exp}/L_0$	
Razão de mudança de forma (constrição)	$L_{cons}/L_0$	

A seção transversal do arco elétrico, as linhas de campo eletromagnético e a posição da câmera de alta velocidade estão ilustrados na Figura 28 (a) sem campo eletromagnético; (b) constrição; (c) expansão. As medidas da densidade do fluxo magnético e a análise do perfil longitudinal foram realizadas no plano P posicionado na região do meio do arco. Sem o efeito do campo eletromagnético, o perfil da seção transversal do arco elétrico que fica em contato com o metal de base é circular, conforme ilustrado em (a), já nas condições que estão sobre o efeito do campo eletromagnético, esta seção transversal do arco elétrico muda para o formato elíptico, conforme ilustrado em (b) e (c).

Com a simulação eletromagnética foi analisada a densidade do campo na região do plano P, onde o módulo da densidade é o mesmo tanto para a constrição como para a expansão, mudando apenas a direção do campo com a inversão da corrente de excitação das bobinas. Na condição de constrição (b), as forças eletromagnéticas paralelas ao plano P são no sentido da borda para o centro do arco elétrico. Na condição de expansão (c), as forças eletromagnéticas paralelas ao plano P são no sentido oposto, do centro para a borda do arco elétrico.

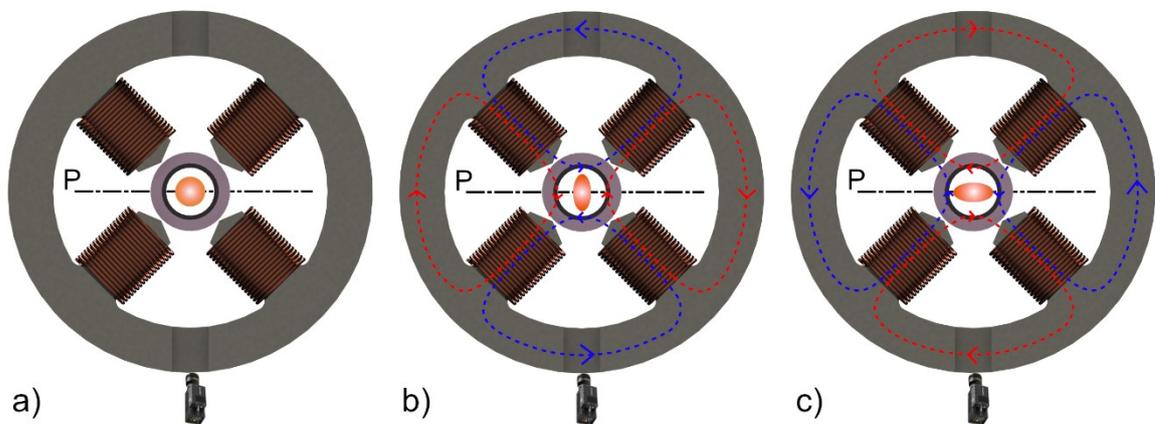


Figura 28 - Efeito do campo eletromagnético sobre o perfil transversal do arco elétrico: a) sem campo eletromagnético; b) constrição; c) expansão

### 3.5 Parâmetros de soldagem

Foram realizados testes iniciais para a seleção dos parâmetros de soldagem, combinando a corrente de soldagem ( $I_s$ ), a velocidade de alimentação do arame ( $V_a$ ) e a velocidade de soldagem ( $V_s$ ). Para a corrente e a velocidade de soldagem que apresentaram melhor aparência do cordão por meio da análise visual, foram testadas diferentes velocidades de alimentação de

arame, tanto para acima quanto para abaixo deste valor. Com isso foi possível selecionar os parâmetros que apresentaram um cordão contínuo, sem defeitos pela análise visual e com a maior velocidade de alimentação possível do arame para esta montagem e para estes materiais envolvidos.

Os parâmetros de soldagem utilizados no LRSS/UFMG para os cordões sobre chapa foram uma corrente de soldagem de 120 A e uma corrente de excitação das bobinas de 5 A. Para a deposição das camadas foi utilizado uma corrente de soldagem contínua de 100 A conectada em polaridade direta (eletrodo no polo negativo CC-), uma velocidade de alimentação do arame de 19 mm/s, a velocidade de soldagem foi configurada em 3 mm/s. Para filmagem do arco foi utilizada uma corrente de soldagem de 120 A e uma corrente de excitação das bobinas igual a 5,0 A. A Tabela 4 apresenta os parâmetros de soldagem utilizados para cada atividade realizada e o local onde foi desenvolvido o trabalho.

Tabela 4 - Local, atividade realizada e parâmetro de soldagem: corrente de soldagem ( $I_s$ ), corrente das bobinas ( $I_b$ ), velocidade do arame ( $V_a$ ) e velocidade de soldagem ( $V_s$ )

Local	Atividade	Parâmetro de soldagem
LRSS/UFMG	Cordão sobre chapa	( $I_s$ ) = 120 A
		( $I_b$ ) = 5,0 A
	Deposição das camadas	( $I_s$ ) = 100 A
		( $I_b$ ) = 5,0 A
		( $V_a$ ) = 19 mm/s ( $V_s$ ) = 3,0 mm/s
	Filmagem do arco	( $I_s$ ) = 120 A
( $I_b$ ) = 5,0 A		
CTISM/UFSM	Cordão sobre chapa	( $I_s$ ) = 80, 100 e 120 A
		( $I_b$ ) = 0, 3, 5 e 7 A
		( $V_s$ ) = 3,0 mm/s
	Deposição das camadas	( $I_s$ ) = 100 A
		( $I_b$ ) = 5,0 A
		( $V_a$ ) = 16,7 e 18,3 mm/s ( $V_s$ ) = 2,9 mm/s
LABSOLDA/UFSC	Filmagem do arco	( $I_s$ ) = 80, 100 e 120 A
		( $I_b$ ) = 0, 3, 5 e 7 A
		( $V_s$ ) = 3,0 mm/s

No CTISM/UFSM os parâmetros utilizados para a deposição das camadas foram uma corrente de soldagem de 100 A, corrente de alimentação das bobinas de 5 A e velocidade de soldagem de 2,9 mm/s. A velocidade de alimentação do arame foi de 16,7 mm/s na condição

sem campo eletromagnético, e de 18,3 mm/s na condição com campo eletromagnético. Nesta etapa o objetivo foi analisar o aumento da taxa de deposição com o uso do dispositivo eletromagnético.

Na filmagem do arco elétrico realizada no LABSOLDA/UFSC foram combinadas as correntes de soldagem (80, 100 e 120 A) com as correntes de excitação das bobinas (0,0; 3,0; 5,0 e 7,0 A) a velocidade de soldagem foi igual a 3 mm/s. Estes parâmetros de correntes foram padronizados e replicados para os cordões sobre chapa desenvolvidos no CTISM/UFSCM.

### 3.6 Técnica para Deposição das Camadas

Foram feitos testes preliminares na bancada da UFMG com o objetivo de adequar os parâmetros geométricos de soldagem. Nestes testes observou-se que alterações no comprimento do arco ( $l_a = 5 \pm 3$  mm) mudavam a forma de transferência metálica do arame alimentado. Partindo do ajuste tomado como ideal e indicado na Figura 29 pelo ponto de contato 1, quando o comprimento do arco tende a diminuir no sentido da linha pontilhada superior, o ponto de contato do arame e peça caminha no sentido do ponto 2. Com isso, a transferência se dá por contato ininterrupto. Já quando o comprimento do arco apresenta tendência de aumentar, se deslocando até a linha pontilhada inferior, o ponto de contato do arame e peça desloca no sentido do ponto 1. Com isso, a transferência tende a ocorrer por voo livre. O ajuste foi realizado para manter a transferência por contato ininterrupto.

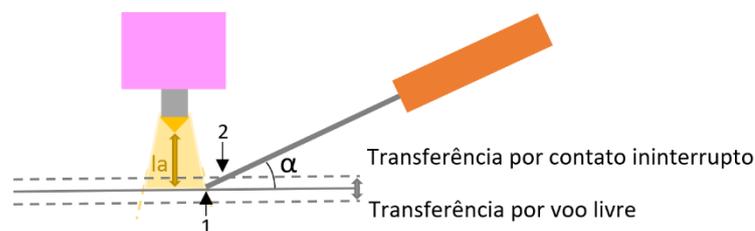


Figura 29 - Posição de entrada do arame e transferência do metal

As camadas foram depositadas em um único sentido, da esquerda para a direita, na posição plana e no formato multi camadas de passe único. O incremento de altura da tocha foi regulado para manter o mesmo comprimento de arco a cada cordão depositado. Para manter este comprimento de arco foi utilizado um gabarito de 5 mm que foi posicionado entre a ponta do eletrodo de tungstênio e a camada anteriormente depositada. Para o posicionamento da

tocha, conforme indicado na Figura 30, observa-se o bocal cerâmico, o eletrodo de tungstênio, a peça base e o arame alimentado.

O ângulo de entrada do arame ( $\alpha$ ), medido entre o arame e a peça, foi de  $25^\circ$ . Já a distância de entrada do arame ( $Ea$ ), medida da lateral do eletrodo de tungstênio até a ponta do arame quando toca a peça base, foi de 2,5 mm. O arame entra na poça de fusão à frente e a regulagem foi no intuito de manter um contato ininterrupto entre arame e poça.

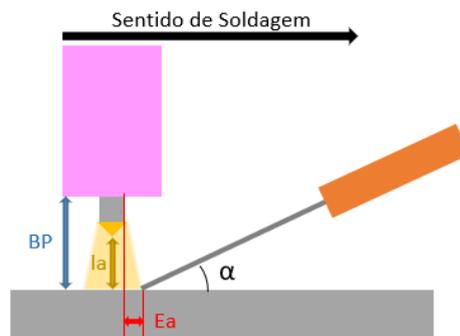


Figura 30 - Configuração geométrica para a deposição das camadas: ângulo de entrada do arame ( $\alpha$ ), distância de entrada do arame ( $Ea$ ), distância do bocal cerâmico até o substrato ( $BP$ ) e o comprimento do arco ( $la$ )

A distância do bocal cerâmico até a peça de base ou até as camadas ( $BP$ ) foi de 10 mm, já o comprimento do arco ( $la$ ) foi mantido em 5 mm com o auxílio de um gabarito. A Figura 31 mostra como a tocha foi fixada no suporte que foi colocado em todas as bancadas.

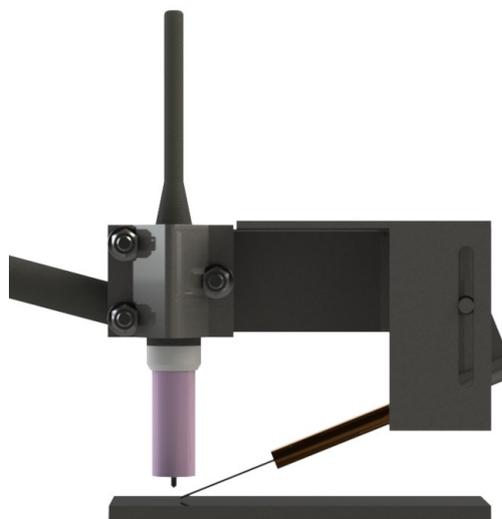


Figura 31 - Posição e fixação da tocha na bancada

A tocha ficou posicionada perpendicularmente com a peça base permitindo ajuste de altura para regular o comprimento inicial do arco. O arame tem liberdade de translação e rotação permitindo o ajuste de entrada na região da poça.

O dispositivo eletromagnético fica posicionado concentricamente ao eletrodo de tungstênio e o bocal, com a sua parte superior alinhada com a borda do bocal cerâmico. Com isso, os direcionadores do campo eletromagnético (hastes) deixarão o arco elétrico imerso no campo gerado. A Figura 32 apresenta a concepção do dispositivo eletromagnético.

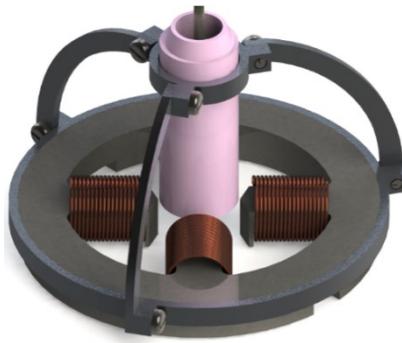


Figura 32 - Posição do dispositivo eletromagnético ao redor do bocal cerâmico

A fixação do dispositivo eletromagnético foi feita diretamente no bocal cerâmico, funcionando como um acessório que pode ser montado e desmontado sem alterar as características originais da tocha. Na Figura 33 está indicada a montagem do bocal na tocha e posicionado na bancada.

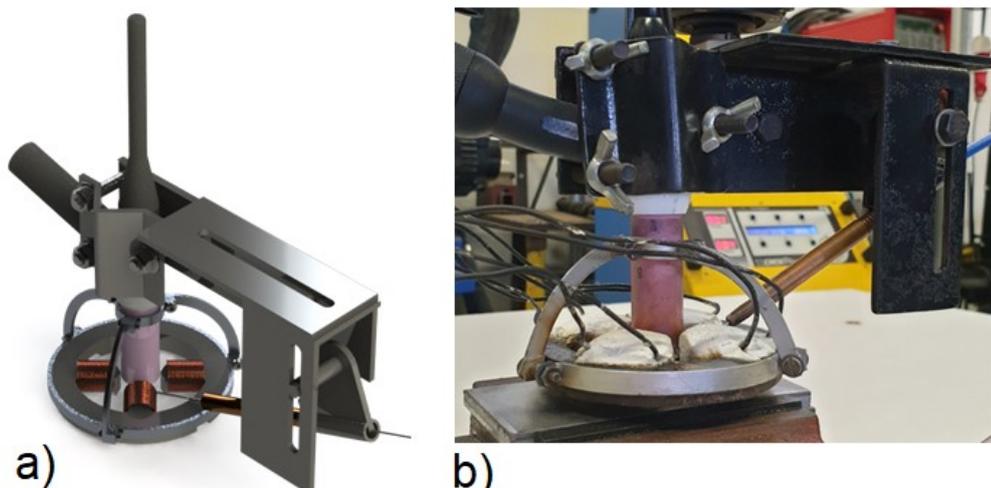


Figura 33 - Vista isométrica do dispositivo eletromagnético e forma de fixação (a); montagem do dispositivo eletromagnético na bancada (b)

Para a produção das paredes pela manufatura aditiva na etapa LRSS/UFMG, foram produzidos 03 corpos de prova para cada uma das condições analisadas, sem constrição e com constrição. Estas paredes foram constituídas por 25 camadas depositadas sequencialmente. A variável de análise foi a constrição eletromagnética do arco elétrico, sendo que as demais supracitadas foram mantidas constantes.

Com base nos resultados de incremento da altura das camadas, medidos durante a soldagem e fornecido pela bancada de testes, realizou-se uma análise estatística destes valores. O valor da altura da camada foi obtido a cada acréscimo do eixo vertical da bancada para manter o comprimento do arco igual a 5 mm, com resolução igual a 0,125 mm.

Seguiu-se com a análise de variância das duas condições, altura da camada sem constrição e altura da camada com a constrição do arco elétrico, seguido da definição e apresentação das hipóteses nula e alternativa. Posteriormente foi realizado o teste-t de student para uma confiabilidade de 95 %.

No CTISM/UFSM foram produzidos 03 corpos de prova para cada uma das duas condições analisadas com 20 camadas cada parede. Foi analisado o uso do campo eletromagnético sobre o arco elétrico, o que possibilitou alterações na velocidade de alimentação do arame. Neste caso, a altura de cada camada foi adquirida com os dados do eixo vertical do robô com resolução de 0,100 mm.

### **3.7 Aquisição termográficas para análise da temperatura das camadas depositadas**

No LRSS/UFMG a temperatura interpasse (pré passe) foi mantida em  $200 \pm 20$  °C medidas com um termômetro infravermelho Instrutherm TI-870 a uma distância de 100 mm do ponto central da última camada depositada, este equipamento possui emissividade fixa igual a 0,95.

No CTISM/UFSM a temperatura pré- e pós-deposição foi medida para todas as camadas com a câmera termográfica FLIR T420, tanto para a condição sem o uso quanto para a condição com o uso do dispositivo eletromagnético, esta câmera tem uma faixa de trabalho até 1200 °C. A câmera térmica foi posicionada a 1,0 m do ponto de análise e na mesma altura do material base, com esta câmera a emissividade indicada para aço inoxidável é igual a 0,85. A Figura 34 mostra a disposição da bancada.

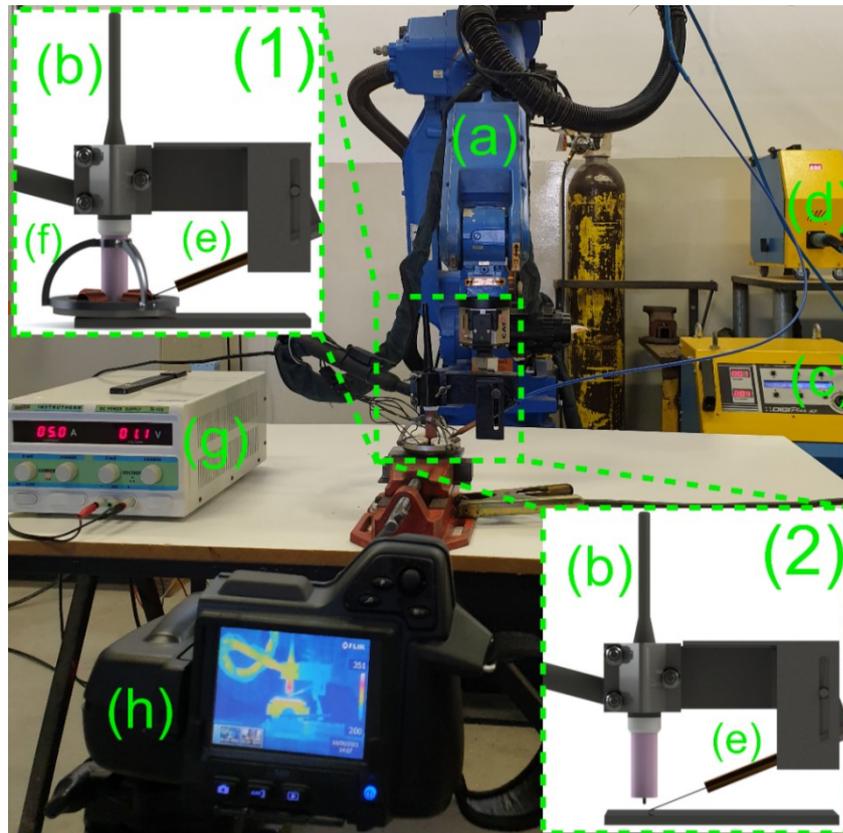


Figura 34 - Disposição da bancada para a aquisição das imagens térmicas: o robô antropomórfico (a), a condição com o uso do dispositivo eletromagnético (1), a condição sem o uso do dispositivo eletromagnético (2), a tocha de soldagem (b), a fonte de soldagem (c), o alimentador de arame (d), o arame alimentado (e), o dispositivo eletromagnético (f), a fonte de corrente para alimentar as bobinas (g) e a câmera termográfica (h)

Para todas as camadas foi analisada a temperatura nos pontos de início (Sp1), meio (Sp2) e fim (Sp3) utilizando o software FLIR Tools, os pontos foram analisados na lateral da parede encostados próximo do topo da última camada depositada conforme a Figura 35.

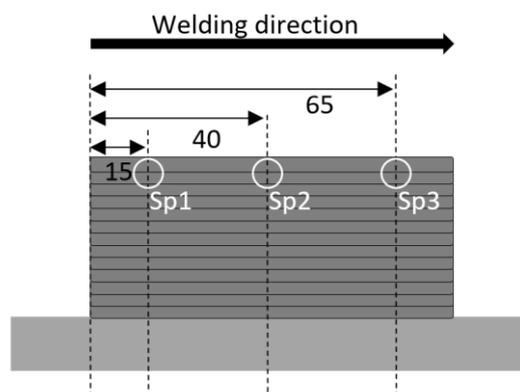


Figura 35 - Pontos para a análise da temperatura

Utilizando a temperatura do meio da parede (Sp2), tanto para pré como para pós deposição da camada, foi possível elaborar o ciclo térmico da parede para as duas condições. Esse ciclo térmico demonstra a evolução da temperatura durante a deposição de todas as camadas, e a temperatura de pós deposição representa a máxima temperatura capturada logo após a deposição da camada. O comportamento da temperatura da lateral da parede observado na Figura 36 mostra a etapa de aquecimento (arco aberto) nas linhas contínuas, a etapa de arrefecimento (arco extinto e ajustes) nas linhas tracejadas, a linha pontilhada inferior indica a temperatura pré deposição e a linha pontilhada superior indica a temperatura pós deposição. Este comportamento da temperatura no tempo é para as medidas realizadas no topo da parede, próximo da última camada depositada.

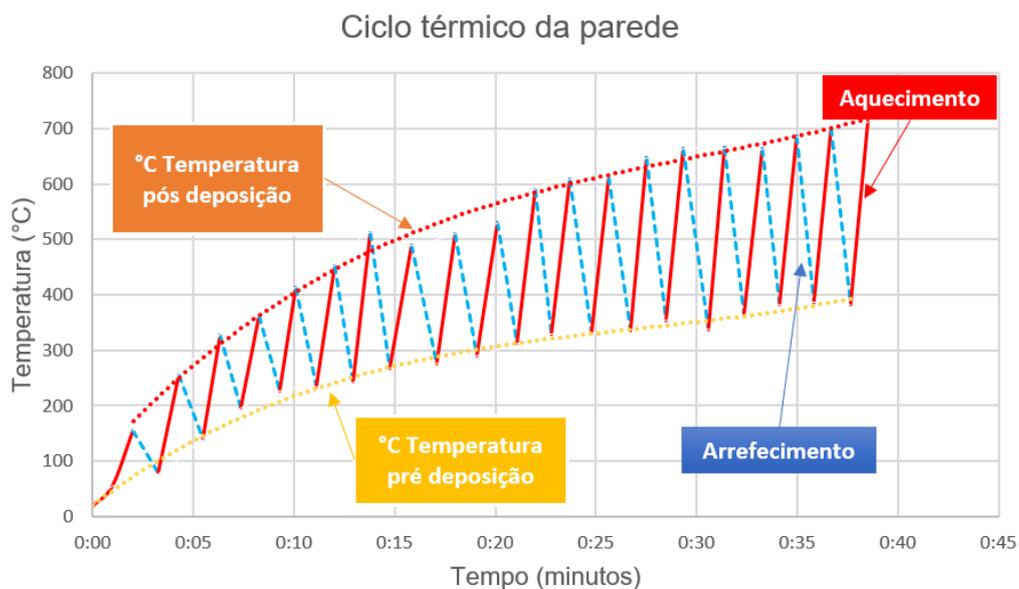


Figura 36 - Ciclo térmico da lateral da parede

### 3.8 Caracterização dos corpos de prova e das paredes depositadas

Para a análise metalográfica dos cordões sobre chapa realizados no CTISM/UFSM informados na Tabela 4, os corpos de prova foram seccionados transversalmente ao sentido de soldagem. Após os procedimentos metalográficos de lixamento e polimento, os corpos de prova em aço carbono SAE 1020 foram atacados com Nital 5% (5% HNO<sub>3</sub> + 95% álcool etílico). O ataque químico para o aço inoxidável foi realizado com água régia em uma proporção de 3

partes de ácido clorídrico (HCl) e uma parte de ácido nítrico (HNO<sub>3</sub>). O ataque foi realizado por esfregamento com algodão embebido na solução.

Os seccionamentos dos corpos de prova para a análise dos cordões sobre chapa foram realizados conforme a Figura 37.

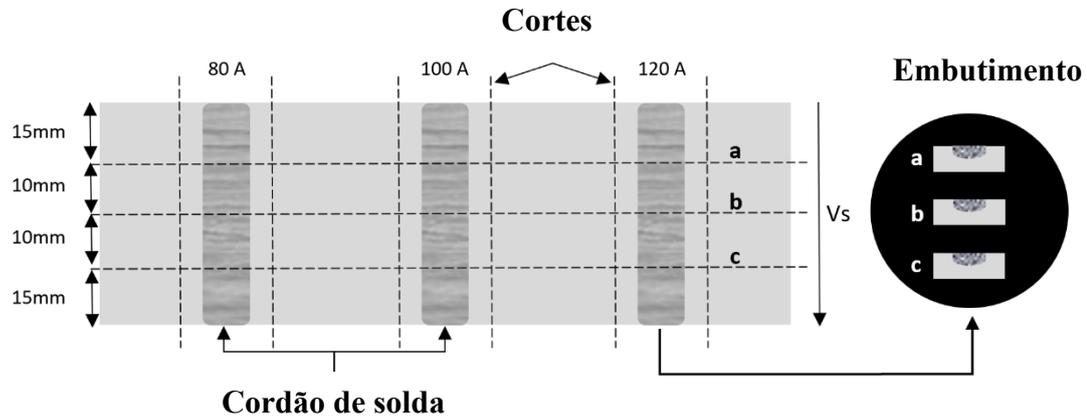


Figura 37 - Posição dos corpos de prova no cordão sobre chapa

Para realizar a análise das paredes depositadas, foram feitos cortes transversais e longitudinais ao sentido de soldagem, conforme a Figura 38. O plano de corte transversal analisado foi o plano AA, que estará posicionado a uma distância  $a=25$  mm. Já o plano de corte longitudinal BB foi posicionado no centro da parede e contido entre a posição  $a=25$  mm e  $b=35$  mm.

Tanto no plano AA como no plano BB foram feitas análises macrográficas e micrográficas nas atividades de deposição das camadas, tanto na etapa LRSS/UFGM quanto na etapa CTISM/UFSM. A análise macrográfica foi com o intuito de identificar a orientação de crescimento dos grãos e as camadas depositadas. Já a observação micrográfica teve como objetivo identificar variação microestrutural devido ao uso da constrição eletromagnética.

Os corpos de prova obtidos foram embutidos em baquelite e as lixas sequencialmente utilizadas foram de granulometria 100, 220, 320, 400, 600, 1200 e 2500. A preparação com as lixas foi manual em água corrente e posteriormente o polimento em politriz semiautomática com alumina (óxido de alumínio) em suspensão com granulometria média de 1  $\mu$ m. Para o polimento foi utilizado um pano metalográfico de feltro com 200 mm de diâmetro fixado sobre o prato da politriz a uma rotação de 150 rpm.

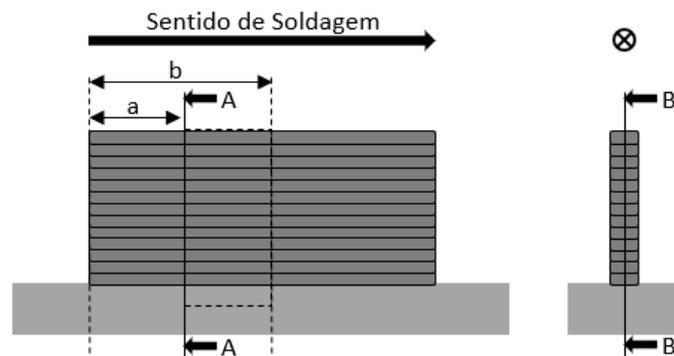


Figura 38 - Posição dos planos de corte

Sobre o plano AA partindo do metal de base até o cordão superior, foi realizado o ensaio mecânico de microdureza Vickers utilizando o microdurômetro Shimadzu HMV-2. O distanciamento entre as idetações foi de 0,5 mm se afastando progressivamente do metal base com uma carga de 9,807 N ( $HV_1$ ) e o tempo de aplicação de 10 s.

As análises dimensionais dos cordões de solda, das paredes depositadas e dos espaçamentos dendríticos foram realizadas com o software ImageJ. As medidas do espaçamento dendrítico seguiram o procedimento recomendado por (VANDERSLUIS; RAVINDRAN, 2017). O valor do espaçamento dendrítico primário ( $\lambda_1$ ) foi considerado como sendo a distância medida de centro a centro entre dois braços dendríticos primários adjacentes conforme ilustra a Figura 39. Para determinação do espaçamento dendrítico secundário ( $\lambda_2$ ), foi realizada a medição do comprimento (L) do braço dendrítico primário e contado o número (N) de braços dendríticos secundários existentes ao longo de um dos seus lados, o qual foi escolhido aleatoriamente. O valor de L foi considerado como sendo a distância medida de centro à centro entre os braços dendríticos secundários extremos. O valor de  $\lambda_2$  foi então determinado a partir do valor L dividido por (N-1).

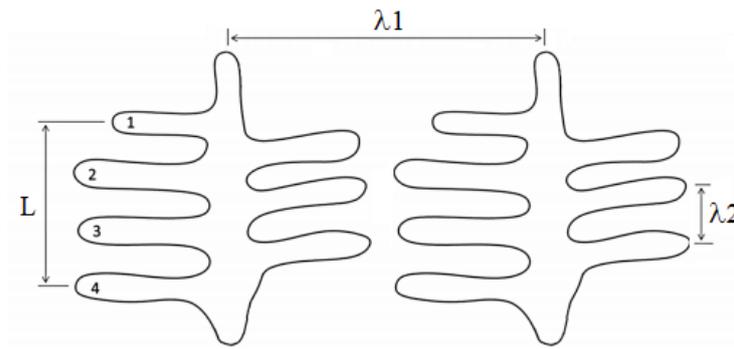


Figura 39 - Representação esquemática do método empregado na medição do espaçamento dendrítico primário ( $\lambda_1$ ) e secundários ( $\lambda_2$ )

Fonte: Vandersluis e Ravindran (2017)

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste tópico serão apresentados os resultados da aplicação do dispositivo eletromagnético sobre a forma do arco elétrico, seus efeitos nas características geométricas dos cordões sobre chapa, assim como os efeitos geométricos nas paredes depositadas. Também serão apresentadas as caracterizações macro e microestrutural, além das medidas de microdureza realizadas. Além disso, será analisada a influência da alteração de forma do arco elétrico na taxa de deposição do arame e na diminuição da distribuição de temperatura nas peças produzidas.

### 4.1 Projeto e desenvolvimento do dispositivo eletromagnético

O projeto e desenvolvimento de um dispositivo que realizasse a alteração de forma do arco elétrico de soldagem se iniciou com o entendimento dos princípios eletromagnéticos.

A disposição do campo eletromagnético gerado foi analisada, para que a força resultante sobre as cargas imersas neste campo, tornasse possível a compressão das cargas do arco elétrico. Também foi feito o levantamento da fonte de corrente disponível para alimentar as bobinas que seriam produzidas. Com isso foi possível estimar o número de enrolamento inicial da bobina produzida.

Partindo dos dados preliminares de faixa de corrente da fonte para alimentação das bobinas, foi configurada e construída a simulação computacional eletromagnética do dispositivo. Seguindo com a construção e testes de abertura do arco elétrico com o processo GTAW.

O enrolamento de uma bobina helicoidal permite alimentá-la eletricamente de dois modos, como a bobina tem dois terminais, é possível alimentar com entrada de corrente em um terminal assim como a entrada de corrente no outro terminal, separadamente.

Com base nestas informações sobre o comportamento de cargas em contato com o campo magnético gerado, tanto por um condutor retilíneo como por um solenoide, foram iniciadas as simulações e os testes preliminares para identificar a configuração mais adequado de gerador de campo eletromagnético.

O direcionamento do desenvolvimento do dispositivo eletromagnético foi sempre buscando que as forças resultantes pudessem realizar a compressão do arco elétrico. E que estas forças fossem suficientes para proporcionar a alteração de forma do arco elétrico.

#### 4.1.1 Simulação Eletromagnética

Partindo para uma investigação mais apurada, foi montado no software FEMM (*Finite Element Method Magnetics*), a simulação eletromagnética de uma bobina concêntrica com o eletrodo de tungstênio e medida a intensidade do campo gerado. Este software permite montar uma simulação bidimensional considerando os diferentes materiais envolvidos.

O campo eletromagnético gerado deve ser perpendicular ao eixo do eletrodo de tungstênio, e ao mesmo tempo deve ter interação com as cargas da corrente de soldagem. Para cumprir este requisito, foi implementada uma simulação eletromagnética com as bobinas helicoidais dispostas ao redor da posição central do arco elétrico de soldagem.

A geometria que apresentou resultado satisfatório, com relação a direção e intensidade do campo eletromagnético gerado, foi a da Figura 40, onde se apresenta as quatro bobinas enroladas nas hastes do entreferro. Estas hastes estão dispostas equidistantes ao centro do eletrodo.

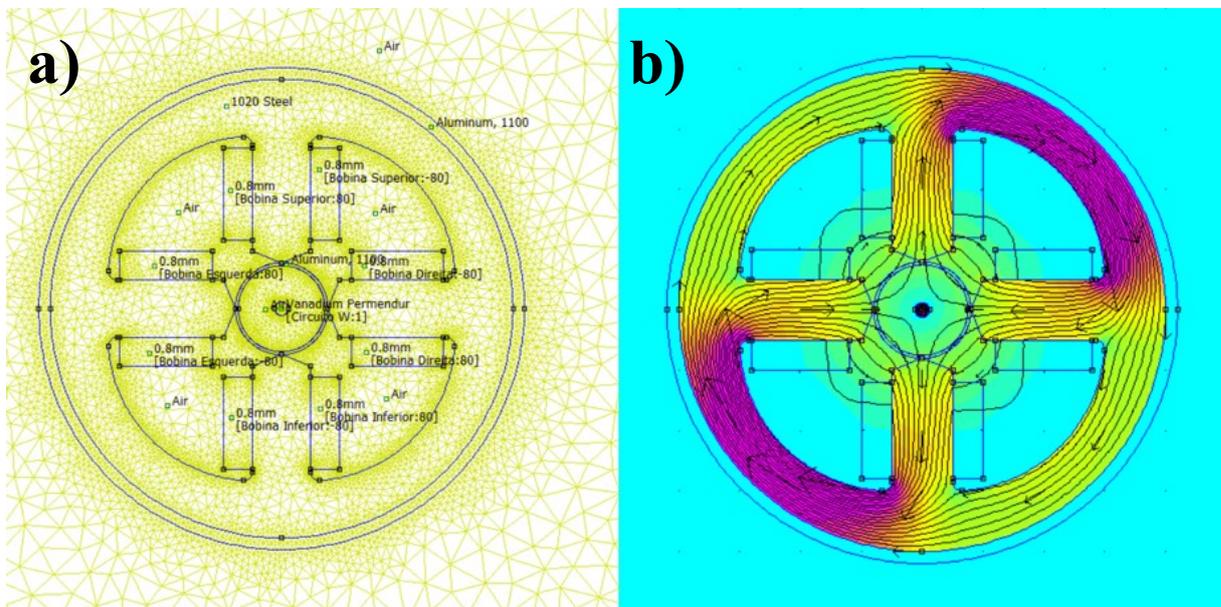


Figura 40 - Simulação FEMM para corrente de excitação das bobinas (5A) e corrente de soldagem (90A), bobinas helicoidais ao redor do ponto central do arco: a) condições de contorno e b) resultado da simulação

Esta configuração apresenta quatro bobinas helicoidais equidistantes do centro da região do arco elétrico, enroladas sobre um entreferro cilíndrico de aço carbono SAE 1020. Cada bobina possui 80 voltas construídas com arame de cobre 0,9 mm de diâmetro, para gerar o

campo eletromagnético necessário para modificar a forma do arco elétrico. No centro está posicionado o eletrodo de tungstênio e concêntrico com o bocal cerâmico N° 8.

Como a bobina analisada, considerando qualquer uma como referência, é enrolada ou eletricamente alimentada no sentido contrário da bobina lateral, isto faz com que as linhas de campo formem um caminho harmonioso e fechado.

As linhas de campo eletromagnético passam de uma haste para outra envolvendo a região do arco elétrico, com isso as cargas do arco elétrico estarão imersas em um campo eletromagnético perpendicular ao sentido da corrente de soldagem. Nesta disposição as forças resultantes são perpendiculares ao sentido da corrente elétrica de soldagem.

Foi aqui considerado que o conjunto eletrodo de tungstênio e arco elétrico são um condutor retilíneo, composto por um condutor sólido (eletrodo de tungstênio) e um condutor na forma de plasma (arco elétrico).

Uma vista superior representando o eletrodo de tungstênio de 2,4 mm com corrente de soldagem de 90 A, mostra que o campo eletromagnético gerado muda de sentido ao inverter a polaridade, indicado na Figura 41. Conforme o esperado, em polaridade direta o campo é no sentido horário e na polaridade inversa o campo eletromagnético é no sentido anti-horário.

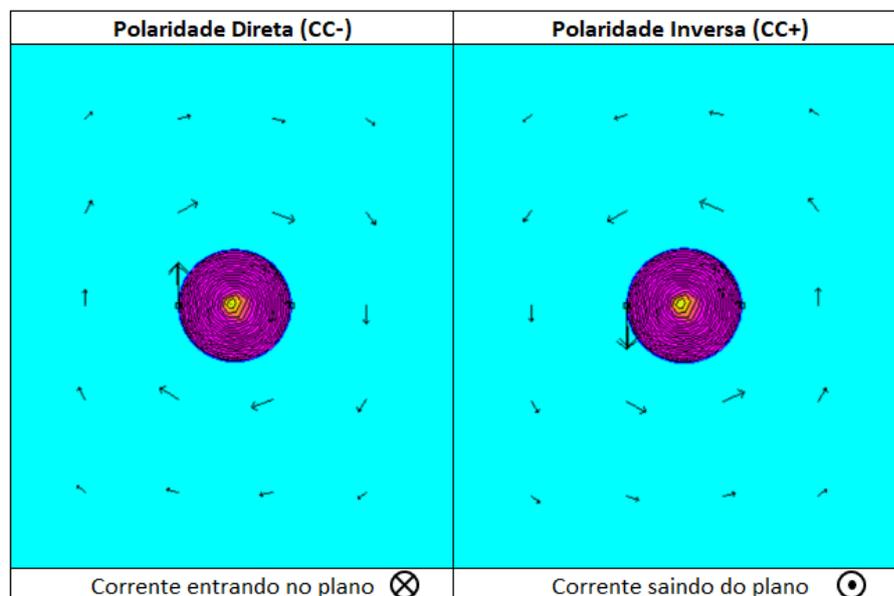


Figura 41 - Campo eletromagnético gerado ao redor do arco elétrico

Ocorre uma interação entre o campo eletromagnético gerado pelo condutor retilíneo e o campo eletromagnético gerado pelas bobinas helicoidais dispostas no entreferro metálico. É possível verificar, na Figura 42, quando não se tem uma corrente no condutor retilíneo

representada pela corrente de soldagem, as linhas de campo eletromagnético geradas no entreferro são simétricas. Ou seja, nessa situação não existe interação entre os campos eletromagnéticos.

Ao considerar uma corrente contínua de soldagem em polaridade direta (CC-), com a intensidade de 90 A, observa-se a interação entre os campos e a perda da simetria do campo eletromagnético resultante. Na região central, que representa o bocal e o eletrodo, onde o campo eletromagnético da bobina possui sentidos opostos ao campo do arco, ocorre uma espécie de freio magnético concentrando as linhas de campo por dentro do entreferro metálico e um desvio aproximando as linhas no eletrodo. Já na região onde os campos eletromagnéticos possuem o mesmo sentido um do outro, ocorre a suavização do fluxo magnético dentro do entreferro.

Observa-se, ainda na Figura 42, que além de provocar o freio eletromagnético, na região onde os campos se contrapõem ocorre uma aproximação das linhas de campo com o eletrodo de tungstênio. Na simulação apresentada no lado direito da imagem é possível observar o explanado, próximo ao ponto central que representa o eletrodo de tungstênio. Além do mais, no oposto externo de onde ocorre a aproximação, se tem uma aglomeração nas linhas de campo proporcionada pelo freio eletromagnético.

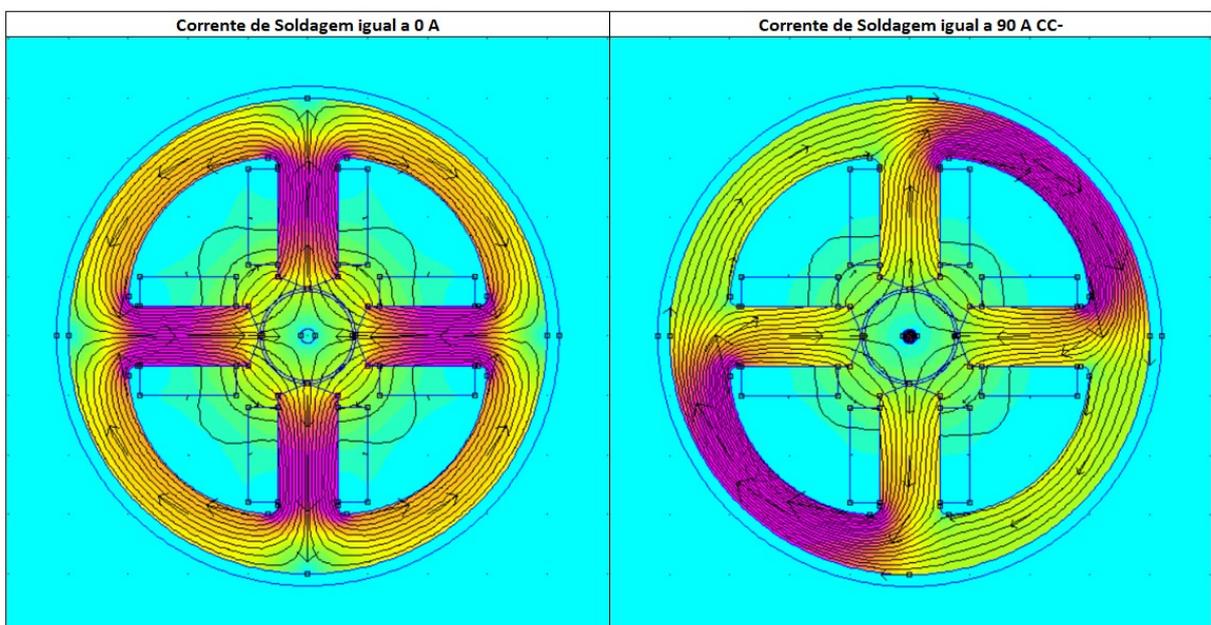


Figura 42 - Interação entre os campos eletromagnéticos

A análise das forças resultantes (Força de Lorentz) foi realizada a partir da interação do campo eletromagnético gerado pela bobina e as cargas elétricas do arco. As linhas de campo

estão perpendiculares a direção de deslocamento das cargas do arco elétrico, tendo como resultante uma força ortogonal ao plano formado pelo vetor velocidade de deslocamento da carga e o vetor do campo. A Figura 43 mostra as forças resultantes para as configurações consideradas, as forças direcionadas para o centro são as forças que comprimem o arco, já as forças direcionadas para a borda são as forças que expandem o arco. Estas forças invertem o seu sentido dependendo da combinação da ligação elétrica das bobinas e o sentido da corrente de soldagem.

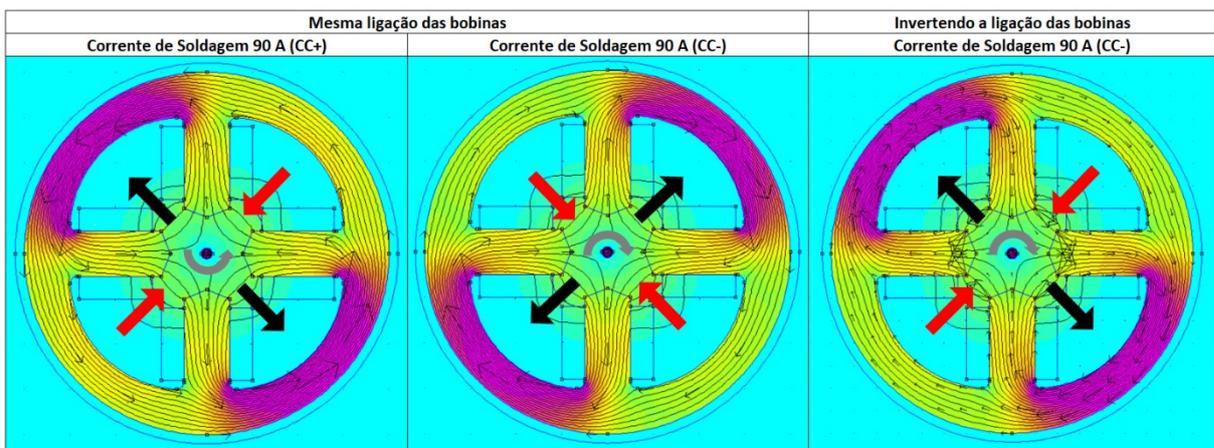


Figura 43 - Análise das forças resultantes da interação do campo eletromagnético da bobina com a corrente de soldagem

Nota-se que as forças resultantes de compressão estão aplicadas em planos ortogonais às forças de tração. Pode-se mudar o sentido das forças resultantes alterando a polaridade de soldagem, como na situação da esquerda e na simulação central. Observa-se que para a mesma ligação das bobinas ao mudar a polaridade as forças resultantes se invertem.

Outra alternativa para mudar o sentido das forças é trocar os polos de ligação elétrica das bobinas, mantendo a mesma polaridade de soldagem (CC-) como apresentado na situação central e na simulação a direita, as forças resultantes também foram invertidas ao inverter a ligação das bobinas.

Observando um recorte da região central posicionado ao redor do arco elétrico e mostrado na Figura 44, as forças são perpendiculares a qualquer ponto considerado das linhas de campo eletromagnético. Desta forma se tem uma distribuição das forças ao redor da região do arco elétrico tendo como resultantes as forças apresentadas na Figura 43.

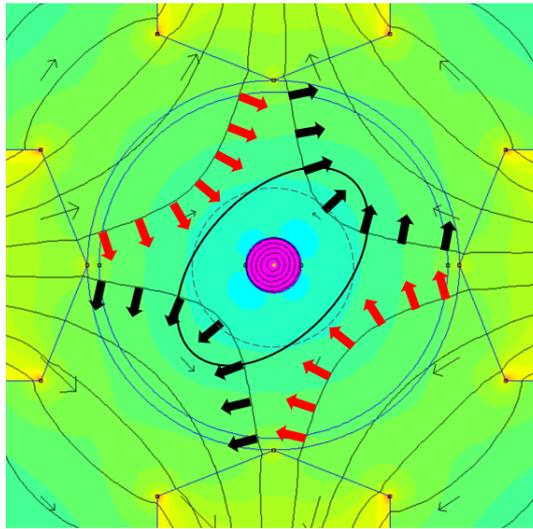


Figura 44 - Perfil das forças distribuídas ao redor do arco elétrico

Com isso, o resultado é a modificação do perfil do arco elétrico de circular para elíptico, assim como da impressão do arco elétrico sobre a peça como mostrado na Figura 45. Essa alteração da impressão do arco elétrico é a alteração da geometria da poça de fusão. Destaca-se que para alterar o sentido de constrição não existe a necessidade de movimentação mecânica do conjunto, somente a modificação da polaridade ou da ligação elétrica das bobinas.

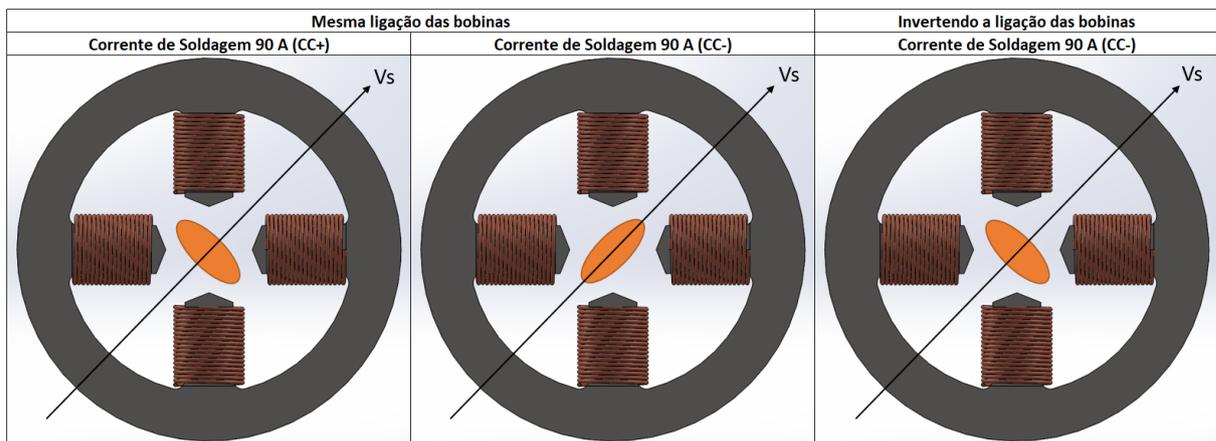


Figura 45 - Perfis possíveis da poça de fusão

Na Figura 45, a seta diagonal indica o sentido de soldagem, na qual será feito o deslocamento a uma velocidade de soldagem ( $V_s$ ). As simulações mostram que é possível alterar a forma do perfil do arco elétrico que pode ser direcionado em duas condições. Pode-se favorecer a formação de uma poça elíptica direcionada no sentido de soldagem, ou seja, o maior

comprimento da elipse está paralelo com o sentido de soldagem. Além de uma poça elíptica direcionada no sentido perpendicular ao de soldagem, nessa condição o maior comprimento da elipse está perpendicular ao sentido de soldagem.

A modificação da forma do arco elétrico possibilita uma orientação da poça, permitindo posicionar o arco elétrico para soldar gerando uma poça mais estreita quando orientado no sentido de soldagem, ou mais larga quando orientada perpendicularmente ao sentido de soldagem. No projeto do dispositivo, além da geometria, se trabalhou na intensidade dessa alteração de forma. Para isso o dispositivo trabalha em uma faixa de corrente de excitação para possibilitar diferentes níveis de mudança de forma.

O perfil e a intensidade do campo eletromagnético foram investigados com diferentes níveis de corrente para a excitação das bobinas, foram utilizadas as correntes contínuas de 0,0, 3,0, 5,0 e 7,0 A. Na Figura 46 as linhas representam o campo simulado (S.B) que é nulo na região central do arco elétrico e aumenta radialmente para as laterais do arco. Para a validação do modelo desenvolvido, os pontos indicam o campo eletromagnético medido com o gaussímetro (G.B). Quanto maior a corrente de excitação das bobinas, maior é o campo eletromagnético gerado e conseqüentemente maior são as forças sobre o arco, com isso maior o nível de deformação do arco e mais alongada a elipse deve se tornar.

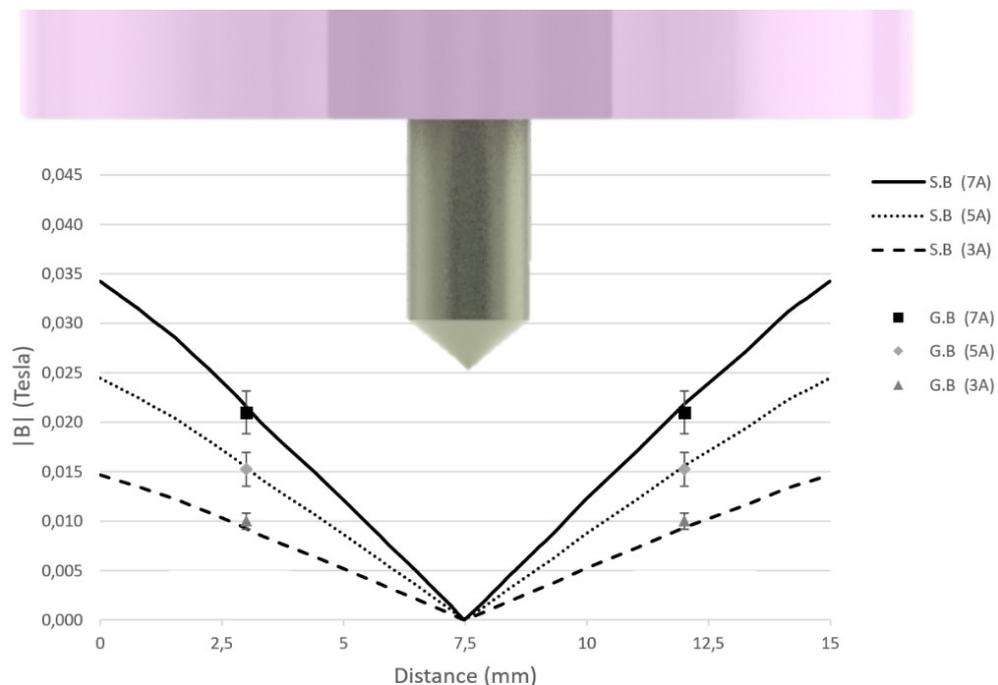


Figura 46 - Simulação do campo eletromagnético (S.B) e medidas do gaussímetro (G.B)

O perfil do campo eletromagnético ao redor da região do arco elétrico é característica da geometria do dispositivo constritor e a intensidade do campo depende da corrente de excitação das bobinas. Devido o perfil do campo eletromagnético gerado, tanto as forças de compressão como as forças de tração serão máximas na borda do arco elétrico. Com isso, espera-se que o dispositivo eletromagnético propicie maior alteração geométrica nas bordas do arco. A interação da corrente de soldagem com o campo eletromagnético gerado resulta na força eletromagnética, que para a corrente de excitação das bobinas de 7,0 A, esta força é maior que para a corrente de excitação das bobinas de 3,0 A. Quanto maior a corrente das bobinas, maior é a densidade do fluxo eletromagnético e maior é a força resultante sobre o arco elétrico. Quanto maior a corrente de excitação das bobinas, maior é a deformação geométrica do arco elétrico.

#### 4.1.2 Construção das bobinas para o campo eletromagnético

Definida a geometria e a disposição das bobinas para ter a alteração de forma desejada do arco elétrico, iniciou-se a etapa de modelagem tridimensional e adequação das dimensões dos produtos. Juntamente foram selecionadas as alternativas de processos de fabricação para cada componente.

Para a proteção térmica do enrolamento das bobinas, devido à alta temperatura do arco elétrico, foi utilizado um recobrimento composto por uma massa moldável refratária a base de fibra cerâmica.

Como requisito importante de projeto, o conceito seguido foi que as bobinas deveriam funcionar como um acessório, permitindo a montagem e desmontagem sem alterar as características da tocha de soldagem. Este acessório é montado no local do bocal cerâmico do processo GTAW e feita a conexão elétrica nos dois polos que possuem. Para a ligação elétrica, o conjunto das quatro bobinas possuem apenas dois terminais de ligação elétrica, desta forma simplificando o processo de conexão elétrica.

Para a fabricação das bobinas helicoidais que estarão posicionadas transversais a região do arco elétrico, foi necessário o projeto de um entreferro que suportasse o conjunto das bobinas. No apêndice deste documento está apresentado o desenho técnico do entreferro.

A configuração que apresentou melhor desempenho nas simulações eletromagnéticas foi a cilíndrica com as quatro hastes equidistantes. Para que as linhas de campo ficassem o mais próximo da região de contato do arco elétrico com a peça, foi feito um rebaixo na parte inferior do entreferro. Este rebaixo possibilita o encaixe dos condutores de cobre no momento de

fabricação das bobinas sobre as hastes, além de possuir uma ranhura para a deposição das camadas. Abaixo, a Figura 47 mostra a geometria do entreferro.

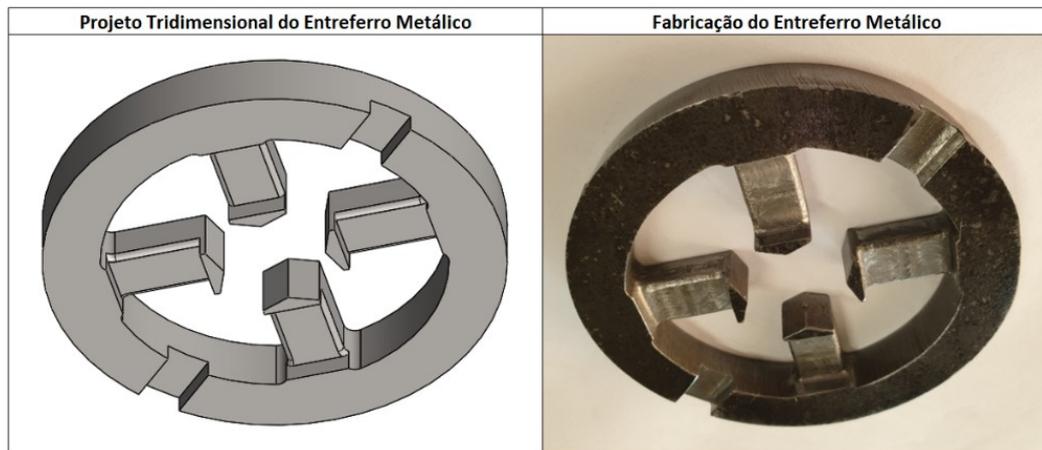


Figura 47 - Vista isométrica inferior do entreferro

A ranhura que atravessa o anel do entreferro é para evitar que o topo do cordão depositado encoste na borda do entreferro. Na Figura 48 está apresentado o modelo 3D (a), o dispositivo eletromagnético já manufacturado (b) e o seu esquema eléctrico (c).

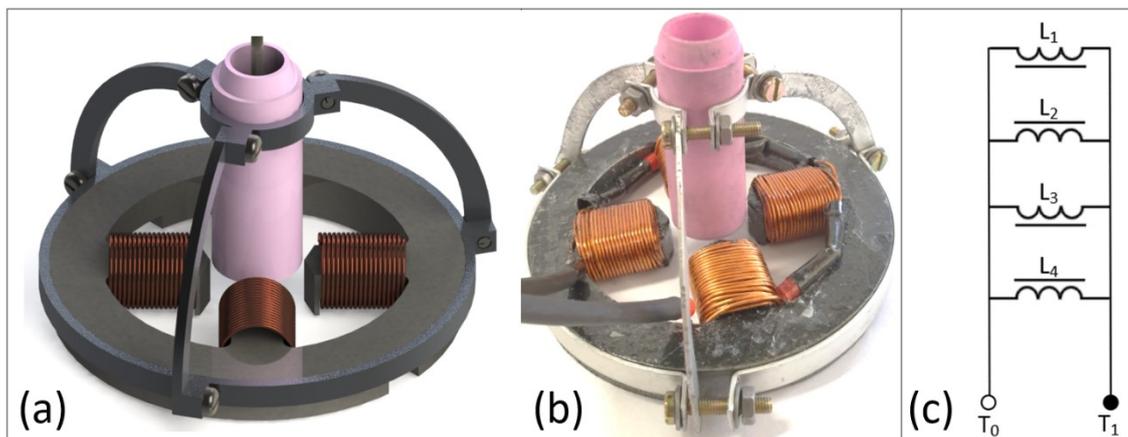


Figura 48 - Modelo 3D (a), dispositivo constritor manufacturado (b) e esquema eléctrico (c)

A ligação eléctrica das bobinas apresenta dois terminais. Um terminal para conexão do polo positivo e outro para o polo negativo, sendo que a alimentação eléctrica é oriunda de uma fonte externa de corrente. A alimentação dos terminais das bobinas pode ser invertida o que proporcionará a inversão do sentido do campo eletromagnético gerado. O esquema eléctrico das

bobinas helicoidais transversais apresenta a ligação das bobinas em paralelo, sendo que a bobina L<sub>1</sub> e L<sub>3</sub> tem a orientação das ligações dos terminais invertida em relação à orientação das bobinas L<sub>2</sub> e L<sub>4</sub>.

No processo de fabricação das bobinas foi aplicada uma demão com verniz isolante sobre cada camada enrolada. O condutor de cobre já possui um isolamento em verniz, mas foi aplicada uma camada para melhorar o isolamento entre os condutores.

As características construtivas das bobinas são apresentadas no Tabela 5. Observa-se as informações do diâmetro ( $\emptyset$ ) dos condutores de cobre utilizados com o número de voltas, e as dimensões das bases dos enrolamentos.

Tabela 5 - Características construtivas das 04 bobinas que compõem o dispositivo constritor

<b>Bobina Helicoidal</b>
<b>Número de espiras = 80</b> <b><math>\emptyset</math> condutor de cobre = 0,9 mm</b>
<b>Enrolado sobre as hastes do entreferro com dimensões:</b> <b>Altura = 6,5 mm</b> <b>Largura = 9,52 mm</b> <b>Comprimento = 18 mm</b>
<b>Enrolamento perpendicular ao eixo da haste do entreferro metálico</b>

Sobre as bobinas, também foi aplicado uma proteção com o isolante refratário descrito na Tabela 1, a camada foi de aproximadamente 2 mm além dos condutores de cobre.

#### 4.1.3 Testes de abertura do arco com o dispositivo eletromagnético

Nos testes iniciais foram utilizadas correntes de soldagem de 30 a 90 A em corrente contínua polaridade direta (CC-) e realizada a abertura do arco sobre chapa. Foi aplicada uma corrente de 0,0 A até 10,0 A nas bobinas.

A configuração deste dispositivo eletromagnético realizou o efeito mais próximo do inicialmente esperado, que era a constrição do arco elétrico. Nesta configuração já mostrada na Figura 40, ocorre o efeito simultâneo e perpendicular das forças de compressão e tração sobre o arco. Esta disposição geométrica permite mudar a forma do arco elétrico e conseqüentemente na poça de fusão, o que possibilita um direcionamento do arco elétrico (orientar a elipse com relação o sentido de soldagem).

Foram testadas três condições distintas, inicialmente a abertura do arco elétrico sobre a chapa sem efeito do campo eletromagnético mostrado na Figura 49 a). Posteriormente com o acionamento do campo eletromagnético inserindo o formato oblongo do arco elétrico no sentido transversal às linhas pontilhadas, conforme indicado na Figura 49 b). Nesta situação nota-se as forças em direções perpendiculares proporcionando uma compressão e tração simultâneas, o que insere o formato elíptico do arco elétrico.

Já na configuração indicada na Figura 49 c), se tem o arco elétrico no sentido longitudinal às linhas pontilhadas, com o maior comprimento da elipse paralelo com as linhas pontilhadas. Para realizar a alteração de b para c é necessário apenas inverter a ligação elétrica da bobina, eliminando qualquer movimento mecânico ou ajuste no dispositivo. Na Figura 49 é possível observar o efeito dessa alteração de forma do arco elétrico sobre a poça de fusão e o seu aspecto após a solidificação, por meio do aspecto da região solidificada nota-se que a poça de fusão também absorveu essa alteração de forma do arco elétrico e inseriu sobre a chapa.

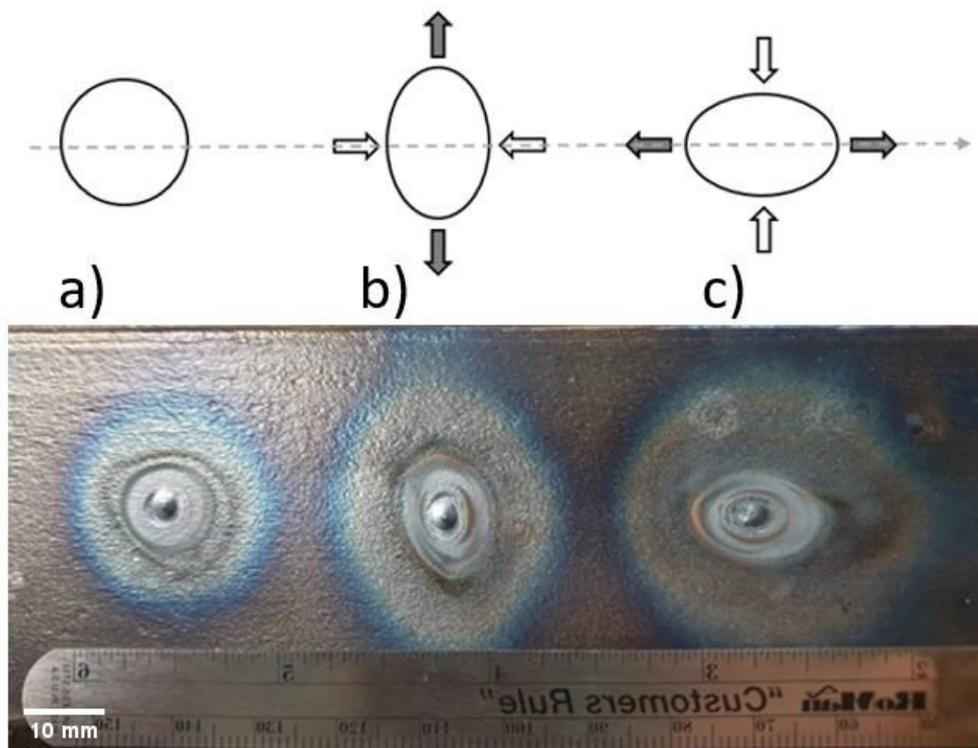


Figura 49 - Condições de testes iniciais, abertura do arco sobre chapa

A abertura do arco elétrico sobre chapa com o efeito do campo gerado pelo dispositivo eletromagnético modificou a forma do arco elétrico de cilíndrica para elíptica. Este teste foi realizado para verificar de forma qualitativa a alteração da geometria da poça de fusão.

O explanado anteriormente sobre as configurações das bobinas e os seus efeitos sobre o arco elétrico, corroborado pelas simulações eletromagnéticas foi comprovado pelos resultados práticos iniciais. A abertura do arco elétrico sobre chapa com o efeito do campo eletromagnético gerado pelas bobinas, alterou o arco elétrico conforme o planejado. Com isso, a configuração geométrica das bobinas que foi selecionada se mostrou capaz de modificar o aspecto da região solidificada da poça de fusão.

#### 4.1.4 Filmagem do perfil lateral do arco elétrico

A alteração do perfil lateral do arco elétrico, com e sem o uso do campo eletromagnético, foi analisada e está apresentada na Figura 50. A análise do tempo de transição e a dimensão da constrição foi feita entre o arco sem campo eletromagnético e o arco com campo eletromagnético. O tempo de transição para a alteração de forma do arco elétrico foi de 8,0 milissegundos (ms). Para obter o tempo de transição foram contados o número de quadros entre o perfil do arco sem o efeito constrição e o perfil do arco após completar o efeito da constrição.

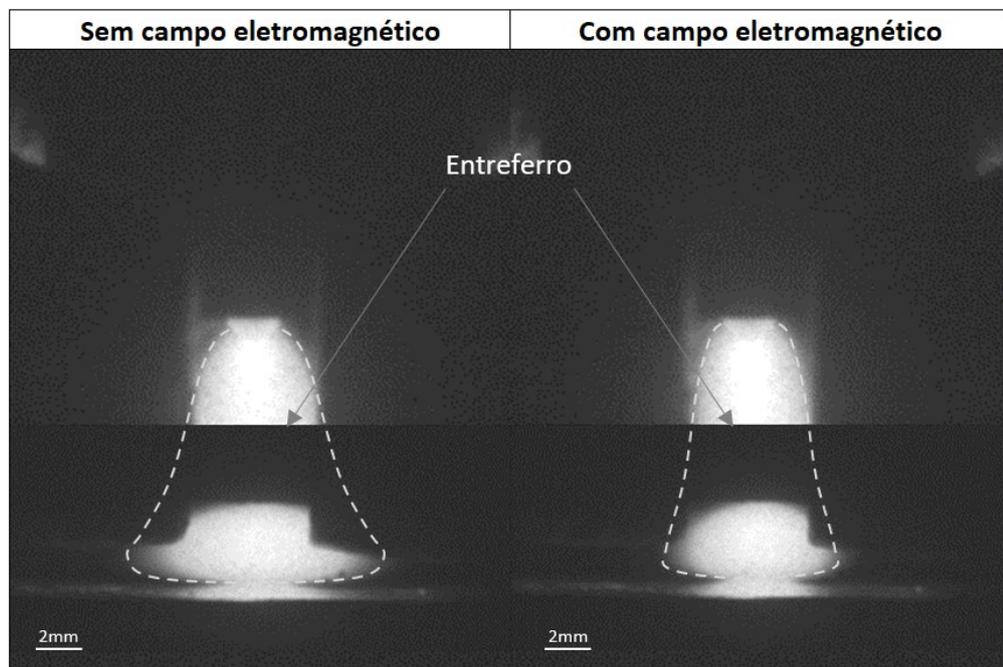


Figura 50 - Alteração de forma lateral do arco elétrico

A dimensão da constrição lateral do arco elétrico com o uso do campo eletromagnético foi de  $2,0^{\pm 2}$  mm, medida na região de contato entre o arco elétrico e o metal base. Esta redução

de dimensão lateral do arco elétrico confirma a alteração do perfil lateral do arco elétrico com o uso do dispositivo eletromagnético.

#### 4.2 Aplicação do dispositivo eletromagnético na deposição de cordões sobre chapa

Nesta etapa foi investigada quantitativamente a influência da alteração de forma do arco elétrico sobre as características geométricas dos cordões sobre chapa.

Este teste foi realizado para verificar se além de alterar a poça de fusão e a forma do arco elétrico, teriam alterações na largura e na penetração do cordão de solda. Os parâmetros de soldagem utilizados estão descritos na Tabela 6.

Tabela 6 - Parâmetros de deposição dos cordões sobre chapa

Descrição do Parâmetro	Valor do Parâmetro
Velocidade de soldagem	2,5 mm/s
Vazão de argônio	10 l/min
Bocal cerâmico	Nº 8
EWTh (eletrodo de tungstênio – 2% tório)	2,4 mm
Ângulo de afiação	70°
Polaridade direta	CC-
Corrente de soldagem	120 A
Corrente das bobinas	5,0 A
Comprimento do arco	5,0 mm
Distância do bocal até a peça	10 mm
Posição de soldagem	plana

Nesta etapa o metal de base utilizado foi o aço carbono SAE 1020 com 10 mm de espessura. Foram realizadas as três condições de soldagem no formato cordão sobre chapa: arco sem campo eletromagnético, arco com campo eletromagnético e elipse longitudinal ao sentido de soldagem e por fim arco com campo eletromagnético e elipse transversal ao sentido de soldagem. Foram produzidos um total de três corpos de prova com o intuito de analisar o efeito do uso do campo eletromagnético sobre as características geométricas dos cordões depositados. O comprimento do cordão de solda foi de 150 mm.

Posteriormente aos cordões sobre chapa realizou-se o corte transversal, posicionado no meio do comprimento do cordão de solda (75 mm), que foi seguido do processo de lixamento e polimento. Os processos abrasivos foram seguidos de um ataque por esfregamento com Nital 5% (5% HNO<sub>3</sub> + 95% álcool etílico).

Observa-se na Figura 51 da esquerda para a direita, o arco circular obtido sem o acionamento das bobinas, já o arco elíptico longitudinal e o arco elíptico transversal com o acionamento das bobinas nas duas condições. Considera-se a direção de soldagem normal ao plano da página. Sobre as macrografias estão as representações do bocal cerâmico, o arco elétrico e a peça base, assim como as setas que representam as forças atuantes.

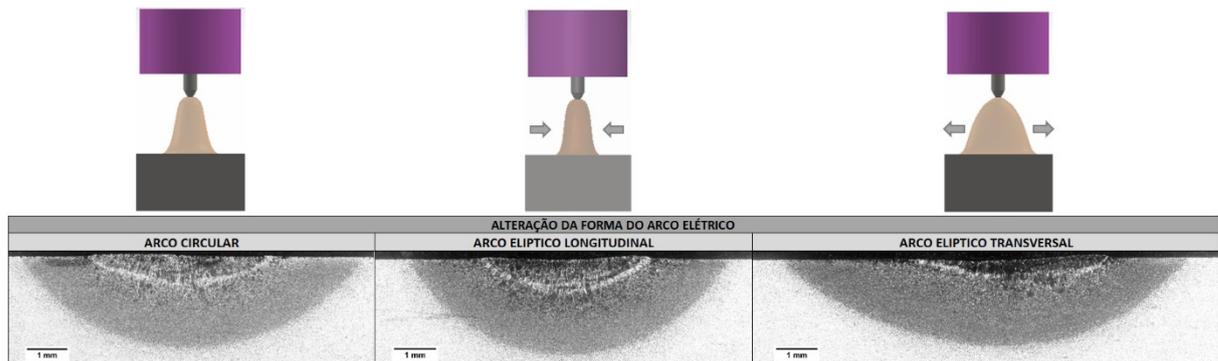


Figura 51 - Parâmetros geométricos dos cordões sobre chapa

Salienta-se que nas duas situações de acionamento da bobina não houve a movimentação mecânica do dispositivo constritor, mas sim a inversão da alimentação dos terminais  $T_0$  e  $T_1$  como indicado no esquema elétrico da Figura 48 c.

A aferição das dimensões de penetração e largura foram realizadas utilizando o software ImageJ e estão apresentadas na Figura 52 com seus respectivos desvios padrão. Da esquerda para a direita, os dados estão apresentados na mesma sequência da Figura 51 e foram realizadas três medidas para cada condição.

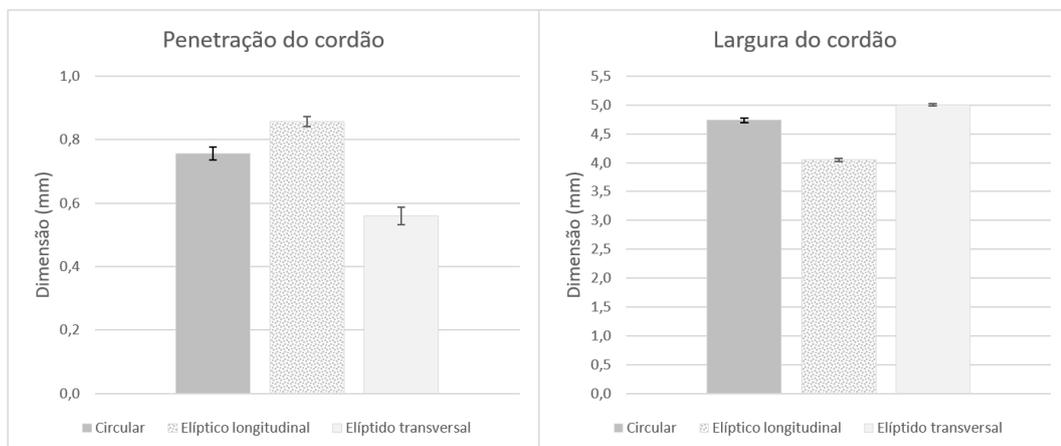


Figura 52 - Dimensões de penetração e largura dos cordões sobre chapa

Ao comparar o efeito do arco circular (sem o uso de campo eletromagnético) com os demais, observou-se um aumento na penetração quando se utilizou o arco elíptico longitudinal e uma diminuição na penetração quando se usou o arco elíptico transversal. Em contrapartida, na largura o efeito foi contrário, observou-se uma redução da largura ao usar o arco elíptico longitudinal e um aumento ao utilizar o arco elíptico transversal. A maior penetração e a menor largura foram obtidas com o arco elíptico longitudinal. O comportamento se estende para a zona afetada pelo calor que também apresentou alteração no sentido na largura e da penetração.

Os resultados de penetração e largura dos cordões sobre chapa confirmaram que a mudança da forma do arco elétrico ocasionada pelo dispositivo eletromagnético, além de alterar a forma da poça de fusão, também alterou a geometria dos cordões sobre chapa. Com a alteração de forma do arco elétrico é possível conceber que existe alteração da área de contato do arco elétrico com a peça e consequentemente da poça de fusão.

Utilizando o sistema de aquisição portátil (SAP) V4.37, para a obtenção dos oscilogramas de corrente e tensão, foi analisado um intervalo de 20 segundos e que contem 100.000 pontos para cada canal analisado. Com base nestes pontos, foi calculado a média e o desvio padrão da corrente e da tensão de soldagem, tanto para a condição sem constrição como para a condição com constrição eletromagnética do arco. A Figura 53 mostra os valores médios de corrente e tensão com os seus respectivos desvios padrão.

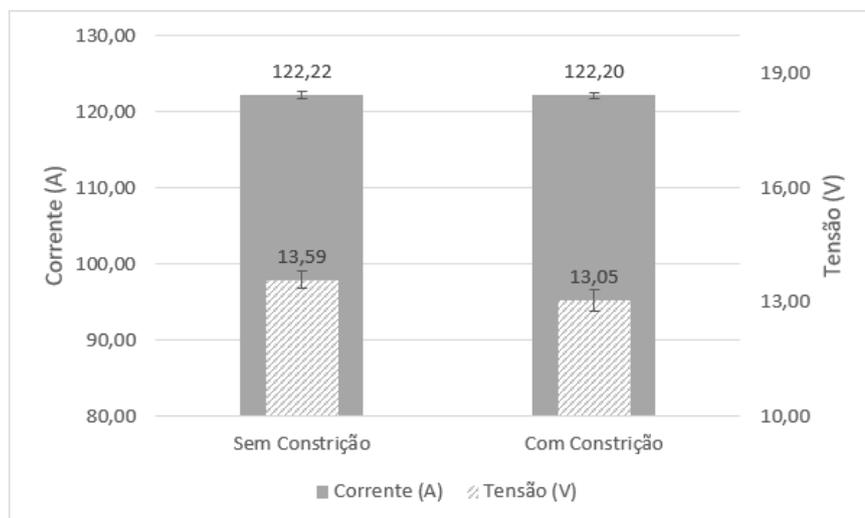


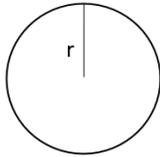
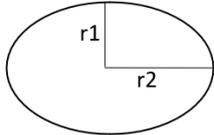
Figura 53 - Efeito do dispositivo eletromagnético sobre a corrente e tensão

Como a fonte de soldagem é de corrente constante, e a média com o desvio padrão da corrente de soldagem se mantiveram próximos de 122 A, tanto na condição sem constrição

mostrada nas barras a esquerda do gráfico, como na condição com restrição mostrada na direita do gráfico. Já a tensão, exibida nas barras hachuradas, apresentou uma queda de 0,54 V sob o efeito do dispositivo constritor e um maior desvio padrão.

Com os resultados de largura da área fundida, foi obtido os valores de área da poça de fusão. Para a poça de fusão elíptica, foi unido os valores de largura da condição longitudinal e transversal. A Tabela 7 mostra as áreas da poça de fusão circular e elíptica.

Tabela 7 - Alteração da potência específica com o uso do dispositivo eletromagnético

Forma Circular			Forma elíptica			
						
Raio r	2,37 mm		Raio r1	2,02	Raio r2	2,50 mm
Área da poça de fusão	<b>17,61</b> mm <sup>2</sup>		Área da poça de fusão	<b>15,92</b> mm <sup>2</sup>		
Corrente média de soldagem	122,22	A	Corrente média de soldagem	122,20	A	
Tensão média de soldagem	13,59	V	Tensão média de soldagem	13,05	V	
Eficiência térmica	0,75		Eficiência térmica	0,75		
Potência específica	7,08E+07 W/m <sup>2</sup>		Potência específica	7,51E+07 W/m <sup>2</sup>		
<b>Sem</b> campo magnético			<b>Com</b> campo magnético			

Inserindo os valores medidos de corrente, tensão e área na Eq. (4), foi possível calcular a potência específica. Como o único parâmetro alterado foi o acionamento das bobinas, e não sendo observado alterações nem na corrente e nem na tensão, considerou-se o mesmo valor para o rendimento térmico ( $\eta=0,75$ ) usando o processo GTAW (CC-) (KOU, 2003). Observa-se os valores utilizados para o cálculo da potência específica, na esquerda para a condição sem campo magnético e na direita para a condição com campo magnético.

Observa-se que com o uso do dispositivo eletromagnético, ocorre a redução da área da poça de fusão, o que acarreta em um aumento de 6 % na potência específica, mesmo com a redução da tensão de soldagem. Nas condições com campo magnético obteve-se a mesma potência específica, mas proporcionou um aumento na penetração do cordão sobre chapa quando na condição da elipse longitudinal e uma redução na penetração na condição da elipse transversal.

A justificativa para a mesma potência específica ter diferentes penetrações está baseada na Figura 54.

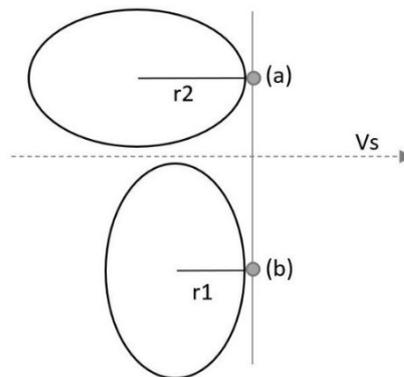


Figura 54 - Tempo de arco aberto sobre um ponto de análise

Considerando a velocidade de soldagem usada e as dimensões estimadas da poça de fusão, a mudança de orientação da elipse do arco elétrico faz com que o ponto (a) fique embaixo do arco elétrico por 2,0 segundos, com isso aumentou o tempo de permanência sob maiores temperatura e aumentou a penetração. Já no ponto (b), o tempo de permanência foi de 1,6 segundos e a diminuição do tempo de contato com a área de fusão resultou em menor penetração para esta condição quando o menor comprimento da elipse ficou paralelo ao sentido de soldagem.

Na condição do ponto (a), onde o maior raio da elipse está paralelo ao sentido de soldagem ( $V_s$ ), como se tem o maior tempo da região do arco sobre um ponto, o comportamento da penetração é similar à quando se tem um aumento da intensidade da fonte. De acordo com Modenesi (2001), em fontes de maior intensidade ou potência específica ( $W/m^2$ ) se reduz o tempo para a criação da poça de fusão e aumenta a penetração no metal de base, com isso podendo resultar em maior produtividade.

### 4.3 Análise da forma do arco elétrico e da geometria dos cordões sob o efeito da constrição e expansão eletromagnética

Este experimento foi dividido em duas campanhas, a primeira foi a realização da filmagem do arco elétrico e a segunda foi a realização dos cordões sobre chapa nas mesmas condições da filmagem. Foi analisado o plano de constrição e o plano de expansão do arco elétrico e seus efeitos na geometria do cordão sobre chapa.

A aquisição da imagem da forma do arco elétrico foi sincronizada, por meio da porta de entrada de sinal externo da câmera, com o sinal da corrente de excitação das bobinas. Os três

diferentes experimentos estão na Figura 55 que mostra a forma do arco elétrico (a) sem o efeito do campo eletromagnético, (b) com o efeito do campo eletromagnético no plano de constrição com as forças de compressão agindo sobre o arco após estabilizar a corrente das bobinas, e (c) com o perfil do arco no plano de expansão com a ação das forças de expansão. A figura também mostra a intensidade do sinal de corrente sobre as bobinas no tempo que as imagens foram gravadas. O tempo para alteração da forma do arco elétrico (constrição ou expansão) é de aproximadamente 9 ms.

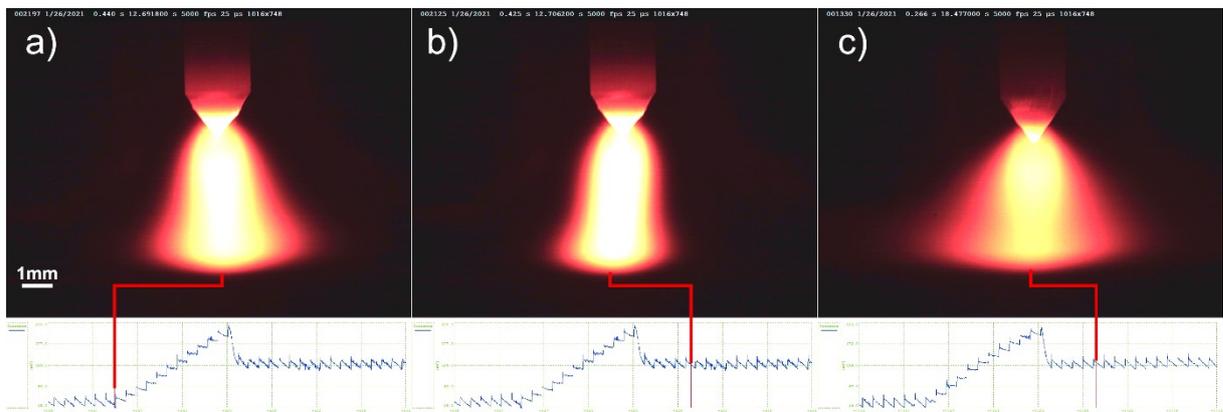


Figura 55 - Forma do arco elétrico sem o efeito eletromagnético (a), com constrição (b) e com expansão (c)

O comportamento da forma do arco elétrico para as diferentes intensidades de corrente de excitação das bobinas ( $I_b$ ) e as variações na corrente de soldagem ( $I_s$ ) foram analisadas nos planos de constrição e expansão. O efeito na forma do arco elétrico, obtida pela combinação das correntes de soldagem ( $I_s = 80, 100$  e  $120$  A) com as correntes de excitação das bobinas ( $I_b = 0, 3, 5$  e  $7$  A) está representada na Figura 56. Sem os efeitos da corrente de excitação das bobinas ( $I_b = 0$ ), a largura do arco elétrico aumenta com o aumento da corrente de soldagem ( $I_s$ ), já quanto maior a corrente de excitação das bobinas maior é a mudança da forma do arco elétrico tanto para constrição como na expansão. Quanto maior a constrição e maior a corrente de soldagem, maior é a intensidade luminosa na região central do arco elétrico ( $I_b = 7$  A e  $I_s = 120$  A). Em contraste, quanto maior a expansão e menor a corrente de soldagem, menor é a luminosidade emitida pelo arco ( $I_b = 7$  A e  $I_s = 80$  A).

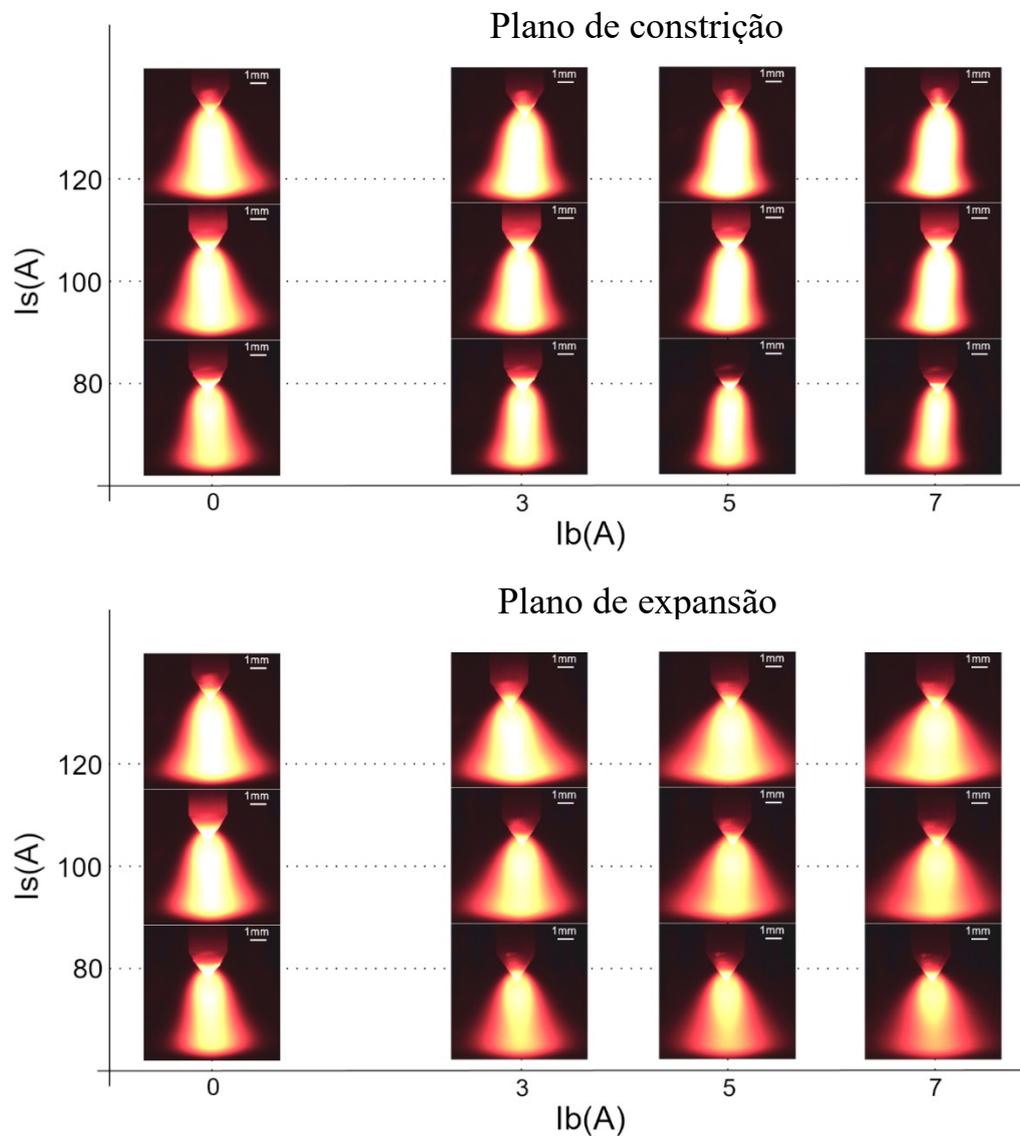


Figura 56 - Forma do arco elétrico na constrição e expansão

Ao analisar o perfil lateral do arco elétrico, a razão de forma deste arco foi definida como a relação entre a largura de expansão dividida pela largura de constrição. Quando a corrente de excitação das bobinas ( $I_b=0$ ) é zero o arco elétrico não tem deformação e a razão de forma é igual a 1. Já ao aumentar a corrente de excitação das bobinas, aumenta a deformação do arco e consequentemente a razão de forma aumenta. Quanto menor a corrente de soldagem, mais fácil foi a deformação proporcional, ou seja, a deformação de expansão e a deformação de constrição se mantiveram equivalentes. Quanto maior a corrente de soldagem, mais difícil foi manter a proporcionalidade, ou seja, a diferença entre as medidas de expansão e constrição

se tornaram maiores. Conforme a Figura 57, na corrente de soldagem de 120 A observa-se a maior variação em forma, e nas correntes de 80 e 100 A mostram uma variação equivalente.

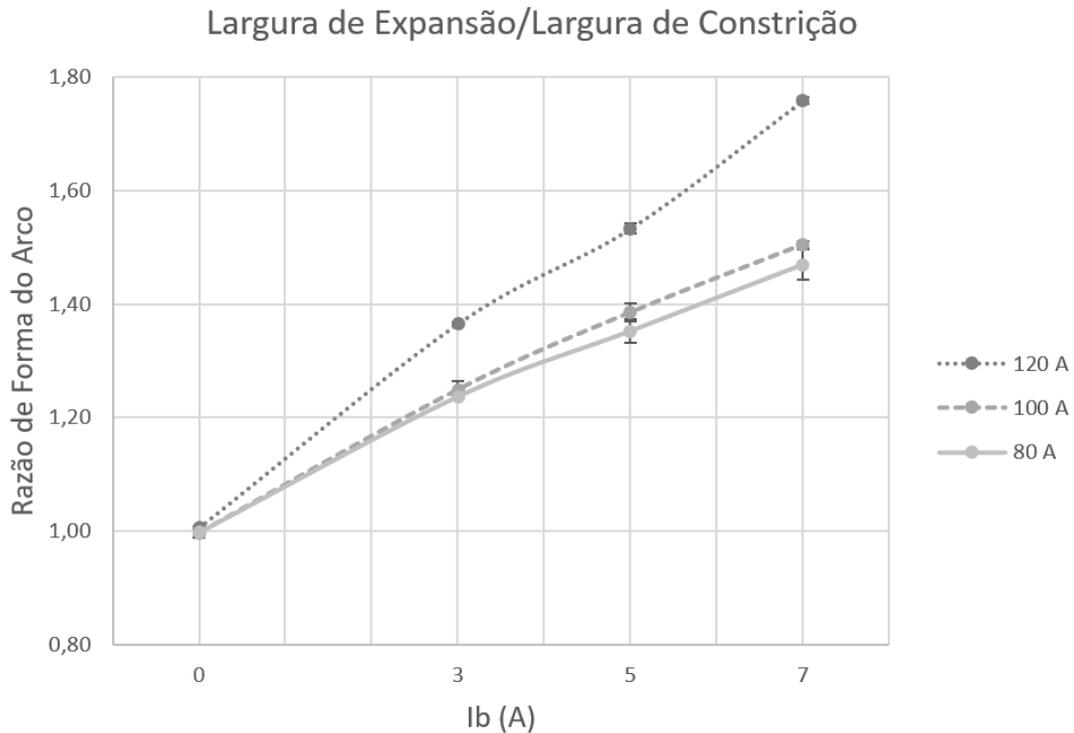


Figura 57 - Razão de forma do arco elétrico

A Figura 58 mostra a razão de mudança da forma do arco elétrico, que é o índice para o qual a largura do arco muda de tamanho em relação a dimensão sem constricção eletromagnética. Com esta análise, destaca-se que a variação é maior para constricção do que para expansão, e também a variação é maior quanto maior for a corrente de excitação das bobinas. Com o aumento da corrente da bobina, na constricção o comportamento é linear, enquanto para o processo de expansão do arco este comportamento linear não é observado. A maior corrente da bobina causa mais deformação de constricção do que expansão, já que a dimensão da expansão foi constante, principalmente nas correntes de soldagem de 80 A e 100 A.

Nota-se que no ponto com corrente de soldagem igual a 80 A e corrente da bobina igual a 7 A ( $I_s=80A$ ;  $I_b=7A$ ) houve uma redução na dimensão de expansão. Essa redução de dimensão é observada quando o arco elétrico diminui a intensidade luminosa e a região central não toca a base da peça (substrato), ver Figura 56. No plano de expansão o mesmo efeito visual do arco ocorreu na posição ( $I_s = 80 A$ ;  $I_b = 5 A$ ), embora não tenha causado redução na

dimensão. Na corrente de soldagem de 120 A, a deformação por expansão foi maior do que nas demais correntes de soldagem analisadas.

Com base na modificação da forma do arco elétrico, observa-se que o arco elétrico apresentou um comportamento mais uniforme sob o efeito das forças de constrição, ou seja, apresentou um comportamento proporcional à corrente de excitação da bobina. Sob efeito de expansão não se observa este comportamento linear, mas sim tendência de manutenção da largura de expansão mesmo com o aumento da corrente de excitação da bobina. Portanto, o arco elétrico sob o efeito deste dispositivo é mais suscetível ao efeito de constrição do que ao efeito de expansão.

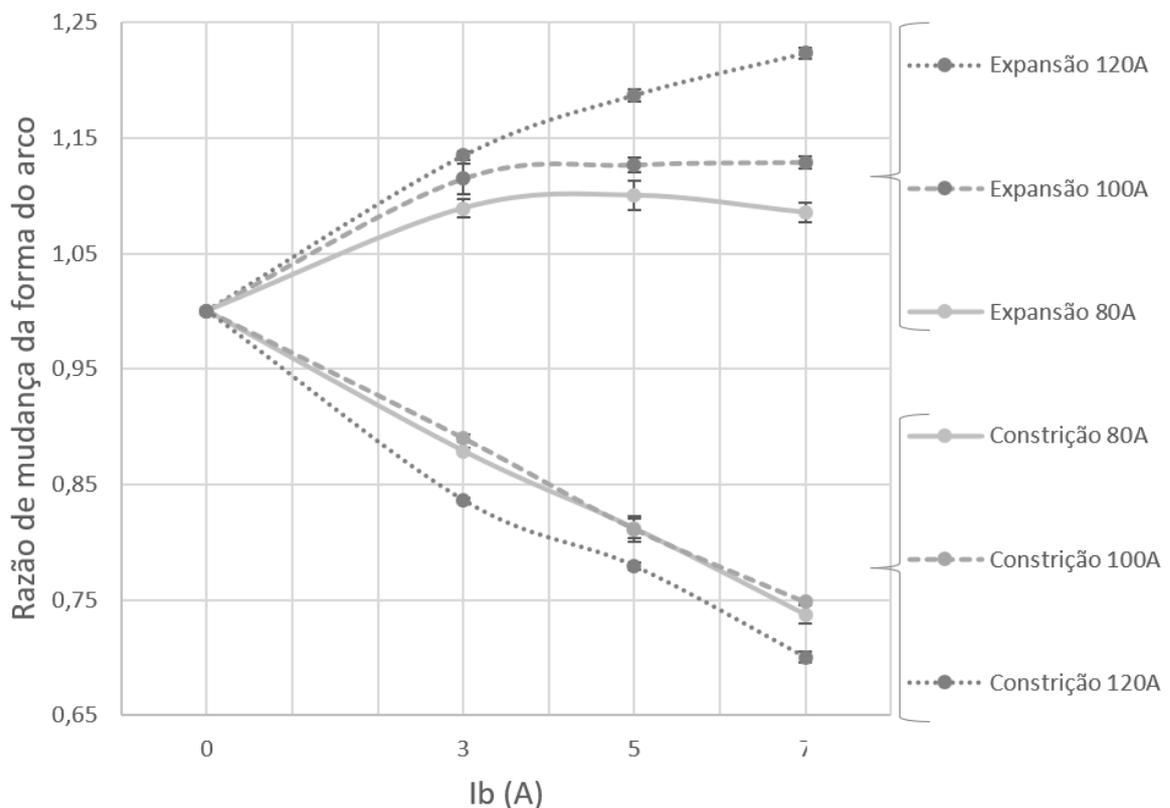


Figura 58 - Razão de mudança de forma do arco elétrico

No processo GTAW a região mais próxima do centro do arco tem a temperatura mais alta (BALRAM; RAJYALAKSHMI, 2019; LU; YAO; LOU; LI, 2004; VASUDEVAN; CHANDRASEKHAR; MADURAIMUTHU; BHADURI *et al.*, 2011). Perto do eletrodo de tungstênio (cátodo) a densidade de corrente é maior e há uma maior temperatura e luminosidade nesta região (LU; YAO; LOU; LI, 2004). Os elétrons, que viajam do eletrodo de tungstênio para o metal de base, são direcionados para a região de maior energia do metal de base. A

trajetória dos elétrons no arco, durante o seu deslocamento para o metal de base, combinada com o perfil das forças resultantes do dispositivo eletromagnético, que são mais intensas na borda do arco e diminuem em direção ao centro (Figura 46), formam o comportamento descrito na Figura 58. Na Figura 59 a) a força do jato de plasma ( $F_p$ ) é inversamente proporcional ao raio da seção transversal do arco, ou seja, quanto menor o raio maior a força do jato de plasma (QI; YANG; CONG; LIU, 2013). A força eletromagnética ( $F_{em}$ ) atuando no próprio arco e a força do jato de plasma ( $F_p$ ) são formadas por componentes radiais e axiais, e a componente axial aumenta com a constrição do arco (QI; YANG; CONG; LIU, 2013; YANG; QI; CONG; LIU *et al.*, 2013).

A Figura 59 b) mostra o arco com constrição, além das forças descritas ( $F_p$  e  $F_{em}$ ), as forças eletromagnéticas externas ( $F_m$ ) e a trajetória dos elétrons têm a mesma direção, somando-se assim na direção central da poça de fusão ( $H_r$ ). Na Figura 59 c) no arco com expansão, esses comportamentos têm direções opostas, as forças eletromagnéticas externas ( $F_m$ ) expandem a borda do arco, enquanto na região central o trajeto dos elétrons é direcionado para a região central ( $H_r$ ). Na Figura 55 é possível observar o comportamento ilustrado na Figura 59.

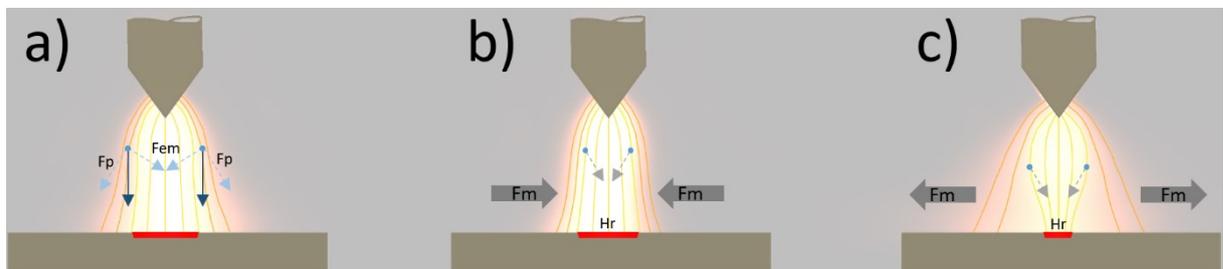


Figura 59 - Caminho das cargas no arco elétrico a) sem efeito do campo eletromagnético externo b) com constrição e c) com expansão

Devido o perfil do campo eletromagnético gerado pelo dispositivo constritor, apresentado na Figura 46, essa força próxima da região central do arco não é suficiente para expandir o arco elétrico. Na região central do arco, a força eletromagnética ( $F_{em}$ ) é predominante e direciona os elétrons para a região central  $H_r$ .

Na Figura 60 é possível observar que com o aumento da corrente de excitação das bobinas houve uma redução na área da seção transversal do arco elétrico. O aumento da corrente de excitação da bobina ( $I_b$ ) causa maior variação no perfil da seção transversal do arco elétrico, ou seja, um pequeno aumento do raio ( $r_1$ ) e uma diminuição do raio ( $r_2$ ). A redução da área da

seção transversal do arco elétrico, da forma circular para a forma de elipse, é resultado da redução significativa na largura de constrição e do pequeno aumento na largura de expansão. Esta redução na área do arco causa um aumento na intensidade do calor e um aumento na densidade da corrente.

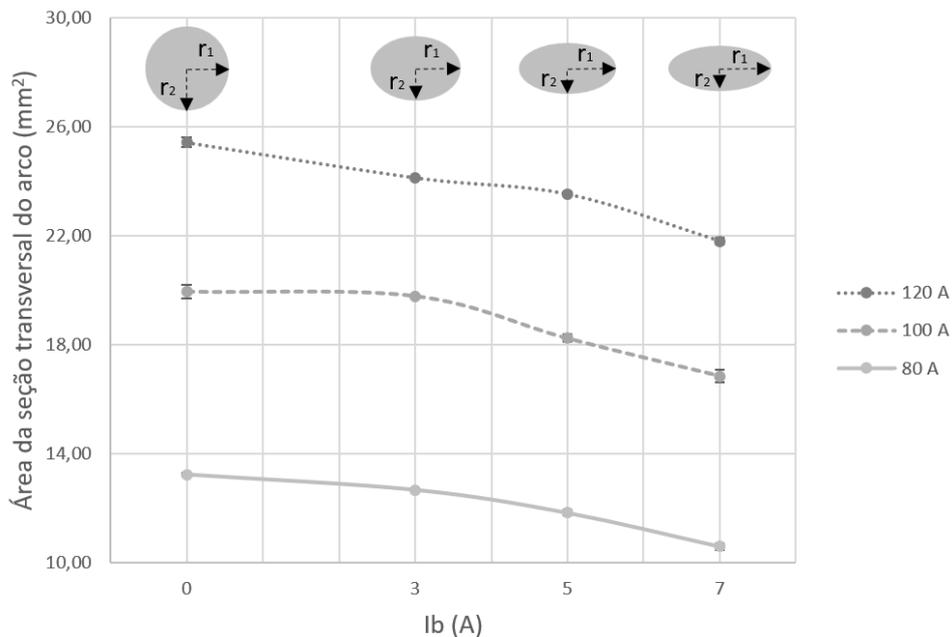


Figura 60 - Área da seção transversal do arco elétrico sobre o metal base

Foram depositados cordões sobre chapa, para analisar o efeito da mudança da forma do arco na geometria do cordão a mesma matriz de teste ( $I_b x I_s$ ) foi replicada, tanto para expansão quanto para constrição, e a vista superior da análise esquemática das forças está apresentada na Figura 61. A Figura 61 a) representa o lado de constrição, onde o maior comprimento da elipse está paralelo ao sentido de soldagem, e a Figura 61 b) representa o lado de expansão, onde o maior comprimento da elipse está perpendicular ao sentido de soldagem.

Ao analisar a alteração de forma do arco elétrico devido as forças resultantes do dispositivo eletromagnético, que é refletida na alteração de forma da poça de fusão, observou-se a alteração geométrica de largura ( $W$ ) e penetração ( $P$ ) nos cordões sobre chapa. E para uma mesma regulagem de corrente de soldagem ( $I_s$ ) com corrente de excitação das bobinas ( $I_b$ ), apenas rotacionado a elipse em  $90^\circ$  obteve-se duas condições diferentes de largura ( $W$ ) e penetração ( $P$ ).

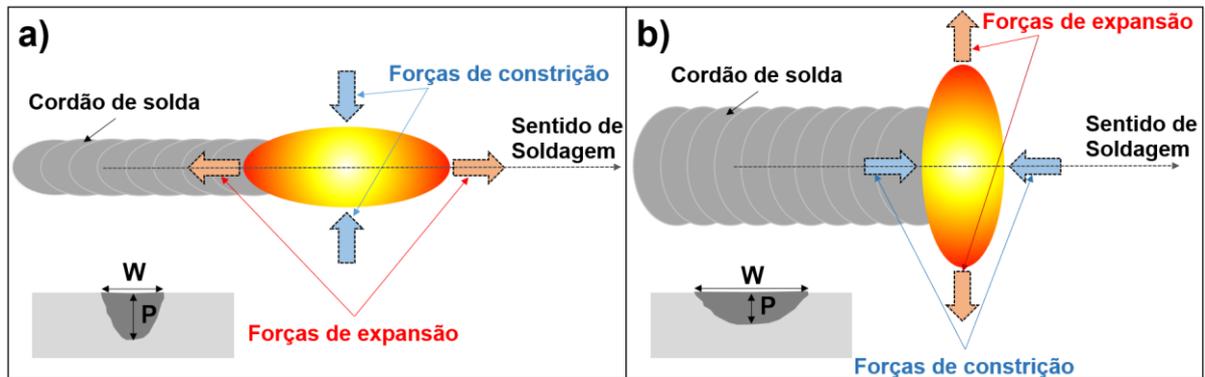


Figura 61 – Vista superior da análise esquemática das forças: a) lado da constrição (maior comprimento da elipse paralelo ao sentido de soldagem) e b) lado da expansão (maior comprimento da elipse perpendicular ao sentido de soldagem)

A mudança da forma do arco é reproduzida nas dimensões do cordão e o aumento da corrente da bobina reduz a largura (W) e aumenta a penetração (P) no plano de constrição (maior comprimento da elipse paralelo ao sentido de soldagem), conforme apresentado na Figura 62. No plano de expansão, com o maior comprimento da elipse perpendicular ao sentido de soldagem, este comportamento é invertido e a diminuição da corrente da bobina é o que causa aumento da penetração e diminuição da largura.

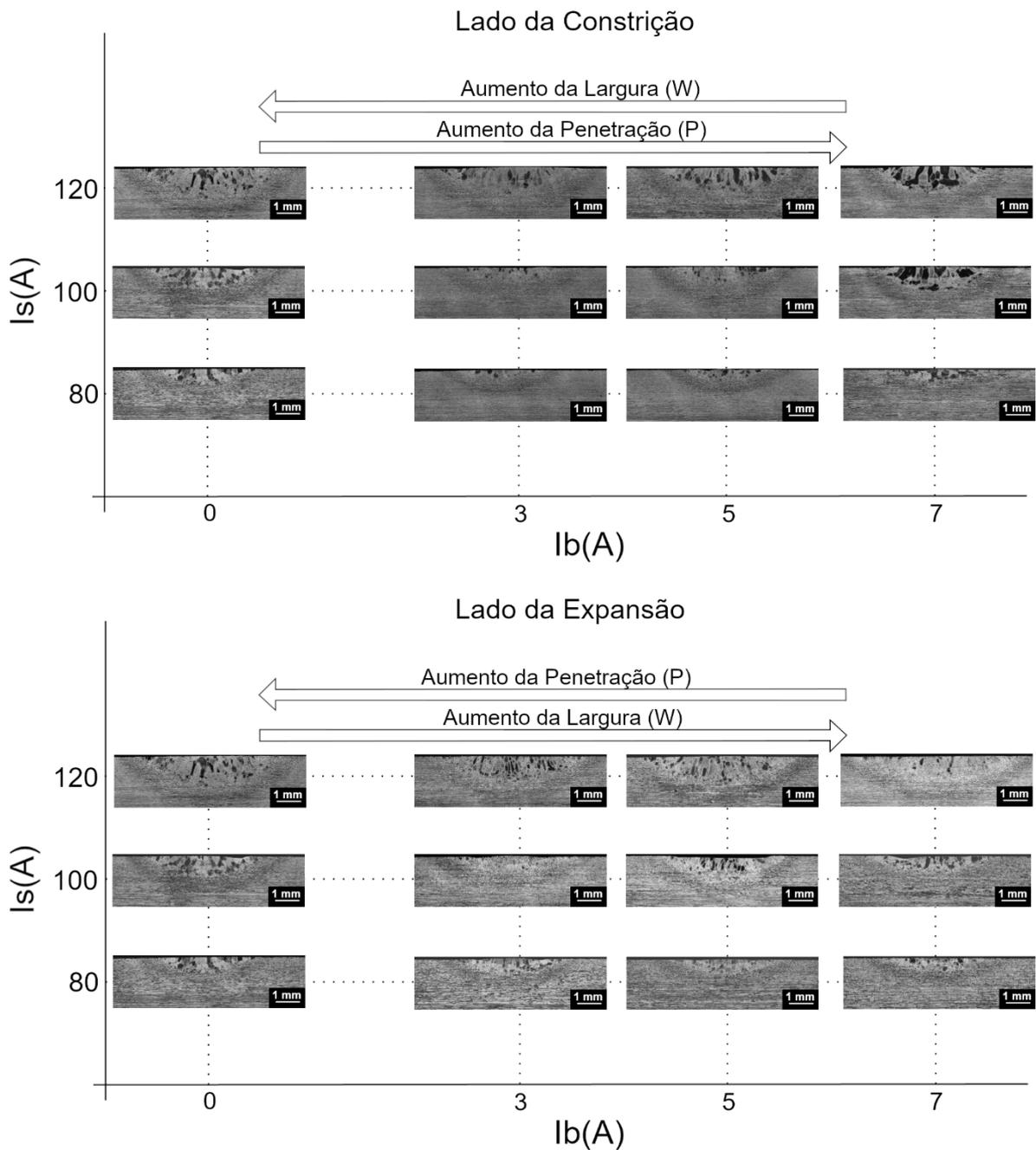


Figura 62 - Macrografias da seção transversal dos cordões de solda no lado da constrição e da expansão

O fator de forma do cordão sobre chapa, que mostra a relação entre a penetração e a largura, está mostrado na Figura 63. Na condição de constrição o aumento na corrente de excitação da bobina proporciona um aumento na relação penetração/largura. Na condição de expansão o aumento da corrente de excitação da bobina proporciona uma redução na relação penetração/largura. Pode-se observar que para a corrente de soldagem igual a 80 A, durante a constrição a relação aumentou inicialmente, mas com a corrente da bobina igual a 3 A e 7 A a

relação ficou com os valores próximos. No estágio de expansão o comportamento seguiu a tendência de queda. Para correntes de soldagem de 100 A e 120 A, houve aumento da relação para a fase de constrição e diminuição para a fase de expansão. O menor desvio padrão e uma simetria de comportamento podem ser vistos na corrente de soldagem ( $I_s$ ) igual a 120 A.

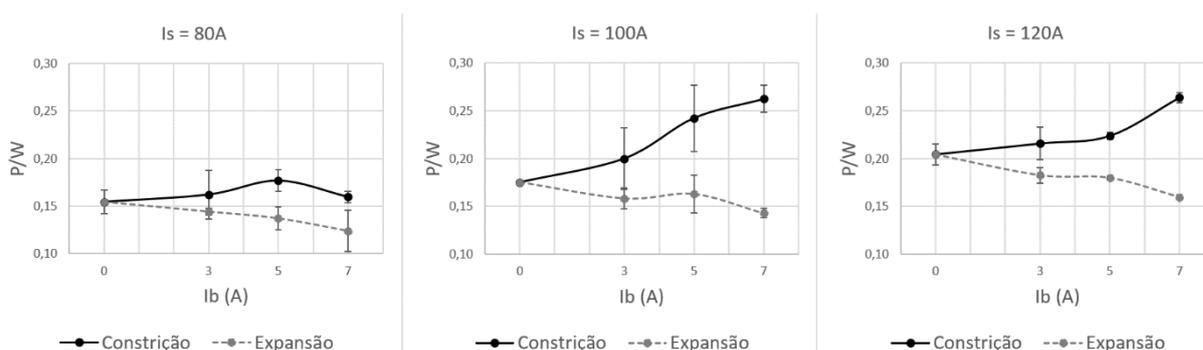


Figura 63 - Razão penetração/largura dos cordões sobre chapa

O aumento da corrente de soldagem provoca um aumento da relação penetração/largura dos cordões de solda, no entanto, o campo eletromagnético causa mudanças na forma do arco elétrico que são refletidas na geometria do cordão. O aumento da corrente de excitação da bobina gera mudanças na forma do arco elétrico e, conseqüentemente, na relação penetração/largura dos cordões de solda. E essa alteração geométrica do cordão também está relacionada com a orientação da elipse, esteja no plano de constrição ou no plano de expansão, pois para uma mesma corrente de soldagem ( $I_s$ ) e uma mesma corrente de excitação das bobinas ( $I_b$ ) se tem características geométricas distintas.

Sem o efeito do campo eletromagnético ( $I_b=0A$ ) o aumento da corrente de soldagem ( $I_s$ ) proporciona o aumento da relação  $P/W$ . Na etapa de constrição, para uma mesma corrente de soldagem ( $I_s$ ), o aumento da corrente da bobina ( $I_b$ ) tem o efeito similar ao aumento da energia de soldagem, pois aumenta a razão  $P/W$ . Já na etapa de expansão, o efeito do aumento da corrente de excitação das bobinas é similar a diminuição da energia de soldagem, pois nesse caso ocorre uma redução da razão  $P/W$ .

#### 4.4 Aplicação da constrição do arco elétrico na manufatura aditiva

Os parâmetros elétricos de soldagem, assim como o posicionamento geométrico foram idênticos para as duas condições, sendo a variável de análise a constrição eletromagnética do

arco (maior comprimento da elipse paralelo ao sentido de soldagem), com o intuito de verificar a influência deste parâmetro no processo de fabricação aditiva.

Os parâmetros de soldagem descritos na Tabela 8 foram definidos em testes preliminares e baseado na inspeção visual dos cordões depositados, se mostraram adequados para a realização do estudo.

Tabela 8 - Parâmetros de soldagem para construção das paredes

<b>Descrição do Parâmetro</b>	<b>Valor do Parâmetro</b>
<b>Velocidade de soldagem</b>	3,0 mm/s
<b>Velocidade de alimentação do arame</b>	19 mm/s
<b>Vazão de argônio</b>	10 l/min
<b>Bocal cerâmico</b>	8
<b>EWTh (eletrodo de tungstênio – 2% tório)</b>	2,4 mm
<b>Ângulo de afiação</b>	70°
<b>Polaridade direta</b>	CC-
<b>Corrente de soldagem</b>	100 A
<b>Corrente das bobinas</b>	5 A
<b>Temperatura de pré passe</b>	200 °C

A forma do arco elétrico sem constrição a) e com constrição b) está apresentado na Figura 64. A linha abaixo da imagem mostra a intensidade do sinal da corrente sobre as bobinas no momento que as imagens foram gravadas. A forma do arco elétrico foi reduzida em  $19\pm 1\%$  e o tempo de constrição foi de  $10\pm 1$  ms (milissegundos). Para esta combinação de corrente de soldagem com corrente das bobinas, A constrição lateral foi de  $1,0\pm 0,1$  mm para a dimensão medida a 4 mm da ponta do eletrodo de tungstênio.

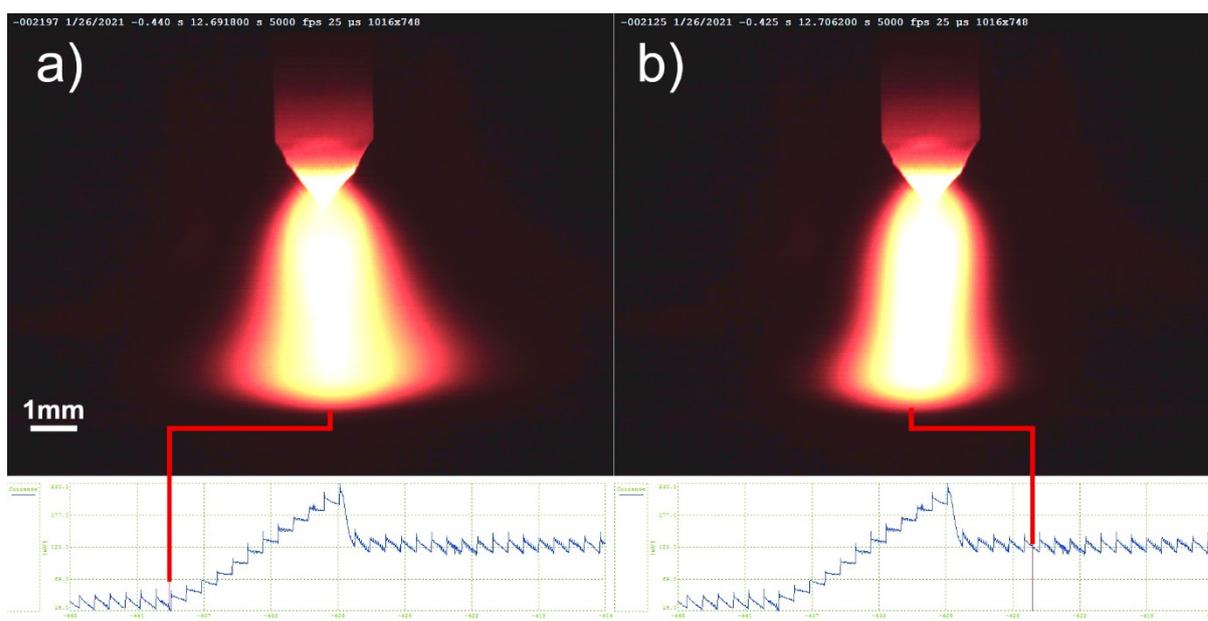


Figura 64 - Filmagem da forma do arco elétrico a) sem constrição e b) com constrição

A Figura 65 mostra o arco elétrico com constrição na vista frontal (Figura 65 b1) e na vista lateral (Figura 65 b2). A vista frontal foi obtida sobre o plano de constrição e a vista lateral foi obtida sobre o plano de expansão. O sentido de soldagem é perpendicular ao plano de constrição. A união da vista frontal (b1) com a vista lateral (b2) do arco elétrico cria a forma elíptica da base do arco.



Figura 65 - Vista frontal b1) e vista lateral b2) do arco elétrico com constrição e no centro a representação esquemática das duas vistas

Foi registrado em cada camada depositada a temperatura de pré passe e a altura da camada. A temperatura foi aferida com o termômetro infravermelho Instrutherm TI-870. Para manter o comprimento do arco igual a 5 mm foi utilizado um gabarito com esta dimensão. Desta forma o valor do incremento de cada camada era fornecido no display da bancada com uma resolução igual a 0,125 mm.

A constrição do arco favorece a fabricação de paredes mais altas com menor variabilidade entre as alturas ao longo de seu comprimento, e a uma menor ondulação da superfície conforme indicado na Figura 66. Na condição a) mostra a parede fabricada sem constrição e na condição b) mostra a parede produzida com a constrição do arco. Na sequência para corroborar com o explanado, a Figura 68 mostra a seção transversal no plano AA que apresenta menor ondulação da superfície da parede produzida com a constrição do arco.



Figura 66 - Aspecto típico das paredes depositadas sem a) e com b) constrição do arco

A altura média da parede depositada com constrição do arco elétrico aumentou 10% em comparação com a parede depositada sem constrição. Essa diferença representa um aumento de 2,2 mm, de 21,5 mm sem constrição para 23,7 mm com constrição. Já a largura das paredes depositadas reduziu 11%, de 7,4 mm para 6,6 mm. A espessura média das camadas, medida em 5 pontos da base ao topo com o software ImageJ, sem constrição foi de 6,2 mm e desvio padrão de 0,2, enquanto a espessura média das camadas com constrição foi de 5,8 mm e 0,1 mm de desvio padrão.

Para uma análise mais detalhada do desempenho da constrição do arco a Figura 67 a) e b) mostram a altura de cada camada que compõe as paredes produzidas sem e com constrição do arco, respectivamente. Sem a constrição do arco, Figura 67a, observa-se uma menor altura de cada camada descrita na função de regressão e na equação de potenciação, que mostram o crescimento da parede. O valor do multiplicador 1,23 mostra a menor altura obtida na deposição de cada camada. O expoente mais distante de zero (- 0,17), para a condição sem a constrição do arco, apresenta uma variação maior entre as alturas das camadas depositadas. Além disso, observa-se um maior desvio padrão nos valores de altura das camadas.

Em contraste a Figura 67 b) mostra um maior crescimento da altura da camada, para a parede com constrição do arco, que é indicado pelo valor do multiplicador igual a 1,35. Também é possível observar a maior uniformidade da camada indicada pelo menor desvio padrão e uma estabilização mais rápida da altura da camada devido ao aumento do expoente para -0,16. Vale

ressaltar que quanto mais próximo de zero este expoente, maior será a regularidade da altura das camadas depositadas.

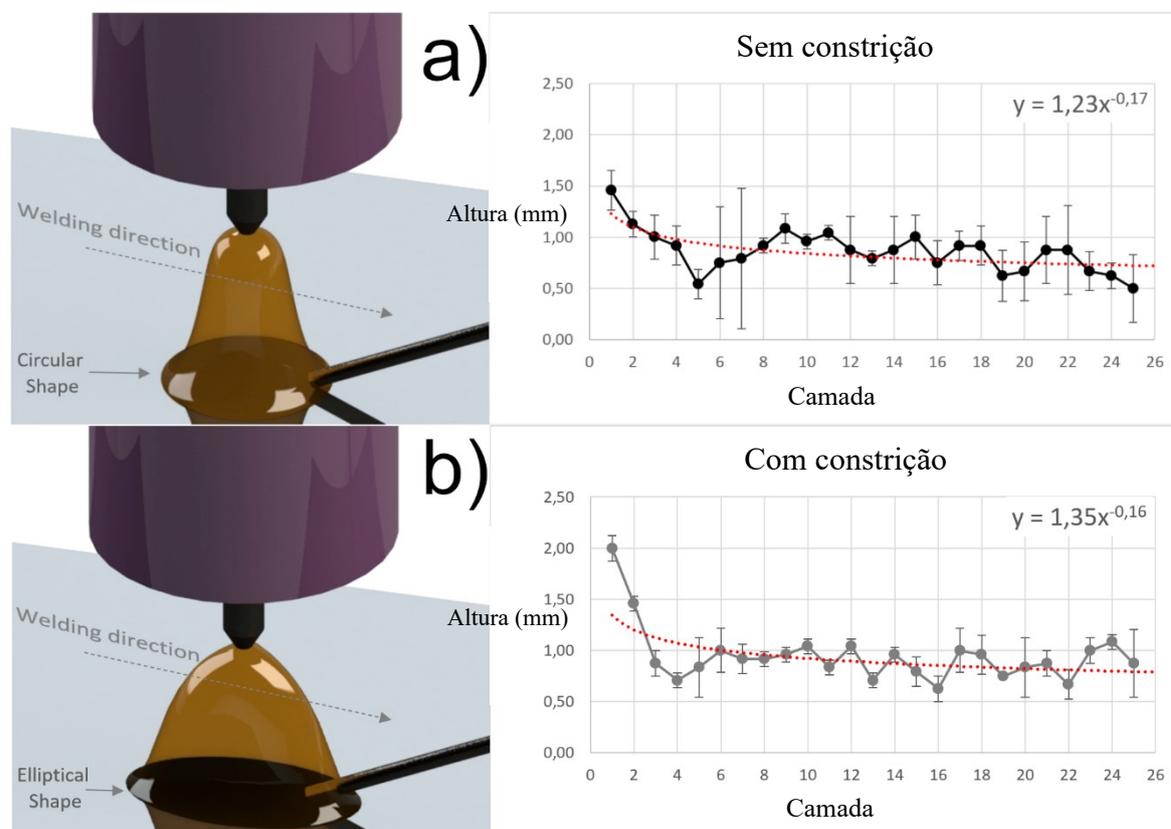


Figura 67 - Evolução da altura das camadas depositadas produzida (a) sem e (b) com constrição do arco

A constrição eletromagnética do arco altera o perfil do arco de circular para elíptico, reduz a largura da poça de fusão. Além disso, ela também reduziu a variação dimensional das camadas e levou a uma maior homogeneidade em sua construção. A menor largura da elipse é perpendicular à direção da soldagem, reduzindo a largura da poça de fusão e, conseqüentemente, a largura da camada depositada. A área do arco circular na condição sem constrição está entre  $20 \text{ mm}^2$  com desvio padrão de 0,24, enquanto na condição com constrição a área de elipse foi reduzida para próximo de  $18 \text{ mm}^2$  com desvio padrão de 0,14.

A diferença de raio da seção transversal do arco elétrico, considerando a menor área próxima ao eletrodo e a maior área próxima à base do arco, fornece um gradiente de pressão ao longo do eixo do arco na direção do eletrodo para a base do arco (ROKHLIN; GUU, 1993). Ao diminuir a diferença entre a área do topo e da base do arco, a força axial é reduzida, a força eletromagnética axial diminui quanto maior for a constrição da base do arco (YANG; QI;

CONG; LIU *et al.*, 2013). Ao reduzir somente a área de base, a diferença entre a área de base do arco e a área superior do arco diminuiu, reduzindo assim a pressão do arco e a força eletromagnética axial que, possivelmente poderia contribuir para o aumento da altura da camada e a diminuição do espalhamento da poça. Consequentemente, a parede produzida com constrição do arco apresentou maior altura e o menor desvio padrão em suas dimensões quando comparada àquela produzida sem constrição do arco.

Nestas paredes produzidas, foram realizados ensaios de dureza e os resultados das medições do perfil de microdureza realizadas no corte AA são apresentados na Figura 68. A parede produzida sem constrição do arco (a) apresentou uma dureza média de 185 HV<sub>1</sub> com desvio padrão de 21 HV. Por sua vez, a parede produzida com a constrição do arco (b) apresentou dureza média de 179 HV<sub>1</sub> e desvio padrão de 19 HV. Esses valores são consistentes com os relatados na literatura (LEE; JUNG; KIM; YOO, 2015) para juntas soldadas produzidas com o mesmo material, de acordo com esses autores, a dureza da zona de fusão para o corpo de prova como soldado foi de 160–200 HV. Os ensaios de microdureza demonstram que a constrição do arco não teve efeito sobre os valores de dureza do material depositado, e que a utilização do dispositivo permite obter uma uniformidade de seus valores ao longo da parede depositada.

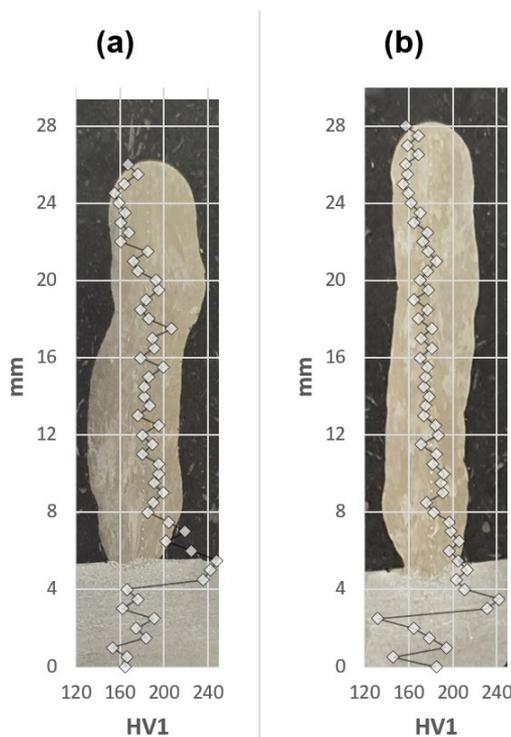


Figura 68 - Perfil de microdureza das paredes produzidas (a) sem e (b) com constrição do arco

Imagens da caracterização macrográfica do plano AA (transveral) e no plano BB (longitudinal) das paredes produzidas (a) sem e (b) com constrição do arco estão apresentadas na Figura 69. As macrografias mostram que houve uma fusão total entre as sucessivas camadas depositadas com a formação de linhas de fusão com faixas interfaciais côncavas entre as camadas depositadas. Além disso, é visualmente confirmado que a parede mais alta e mais regular foi produzida com constrição eletromagnética do arco.

A partir das macrografias mostradas na Figura 69, a eficiência de deposição foi avaliada. Para isso, a área útil ( $U_a$ ) e a área total ( $T_a$ ) (considerando a área total da parede a soma da área útil ( $U_a$ ) mais a área removida ( $R_a$ )) foi determinada por meio do software ImageJ. A eficiência de deposição foi calculada a partir da relação entre os valores obtidos de  $U_a$  e  $T_a$ . Logo, para a condição sem constrição do arco, obteve-se uma eficiência de deposição de 40 % com desvio padrão de 1,4; já na condição com constrição de arco, obteve-se uma eficiência de deposição de 66 % com desvio padrão de 1,1.

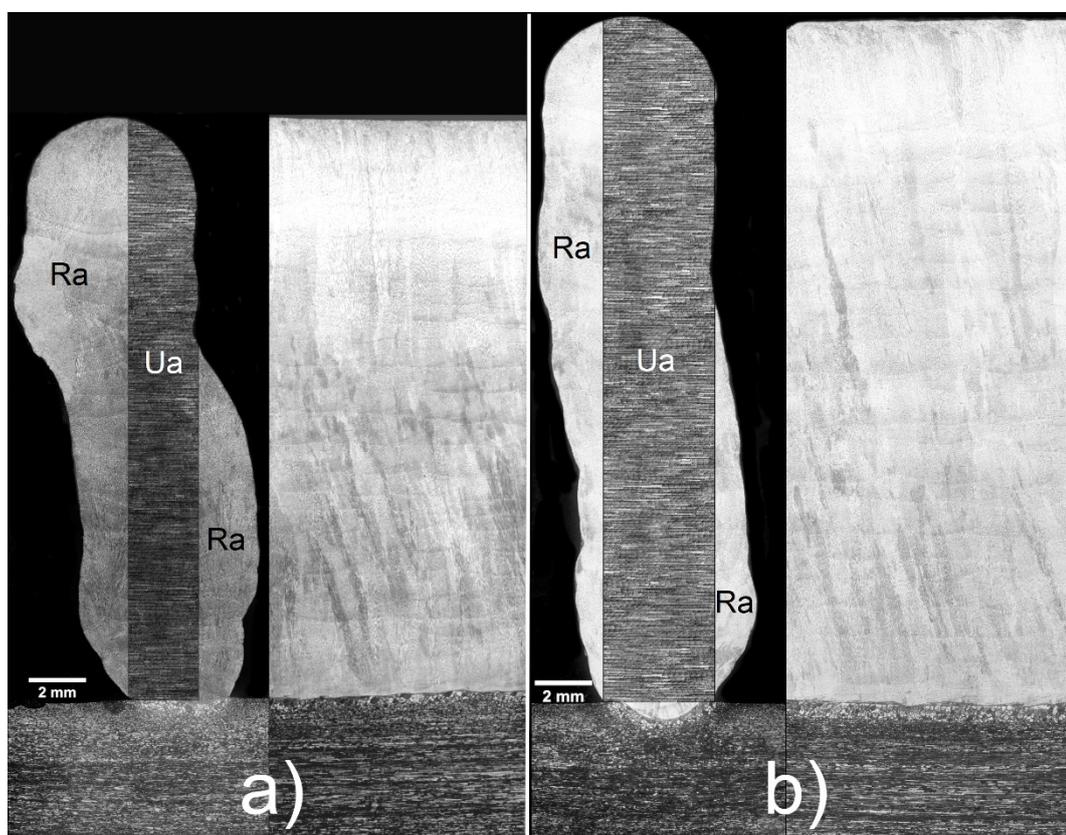


Figura 69 - Macrografia do plano AA (seção transversal - lado esquerdo) e BB (seção longitudinal - lado direito) de paredes produzidas (a) sem e (b) com constrição de arco

As Figura 70 e Figura 71 mostram a caracterização por microscopia eletrônica de varredura (MEV) e espectrometria por dispersão de energia (EDS) realizada no metal base e no topo das paredes depositadas produzidas sem e com constrição de arco, respectivamente. As micrografias de metal base mostram o padrão típico de microestrutura do aço inoxidável ferrítico laminado. A micrografia obtida na região central da última camada depositada sob cada condição avaliada, por sua vez, indica a ocorrência de uma microestrutura predominantemente celular. O constituinte de cor mais clara corresponde à ferrita delta ( $\delta$ ), enquanto a fase de cor mais escura corresponde à austenita ( $\gamma$ ), conforme relatado por (CHEN; LI; CHENG; WANG *et al.*, 2018). O perfil de composição química apresenta menor variação na composição dos elementos ferro e cromo ao longo da parede produzida com constrição eletromagnética. Uma maior quantidade de átomos de ferro é observada na primeira camada depositada, em ambas as paredes, devido à diluição do metal base e a formação de mais ferrita.

O perfil de composição química de varredura por linha foi medido da base ao topo em 5 etapas para cada condição. Na varredura por linha mais próxima ao metal base, na condição sem constrição do arco (Figura 70), observa-se uma diminuição e maior variação no teor de ferro. Por outro lado, na condição com constrição eletromagnética (Figura 71) há maior quantidade de ferro e uma menor variação, a colaboração deste elemento ferro origina-se do metal base. Essa maior participação do metal base indica maior diluição na condição com constrição eletromagnética, já que no plano de constrição há uma maior concentração do arco elétrico em uma região menor, ocorre um aumento na densidade de energia nesse ponto que resulta em maior penetração, o que contribui para maior diluição.

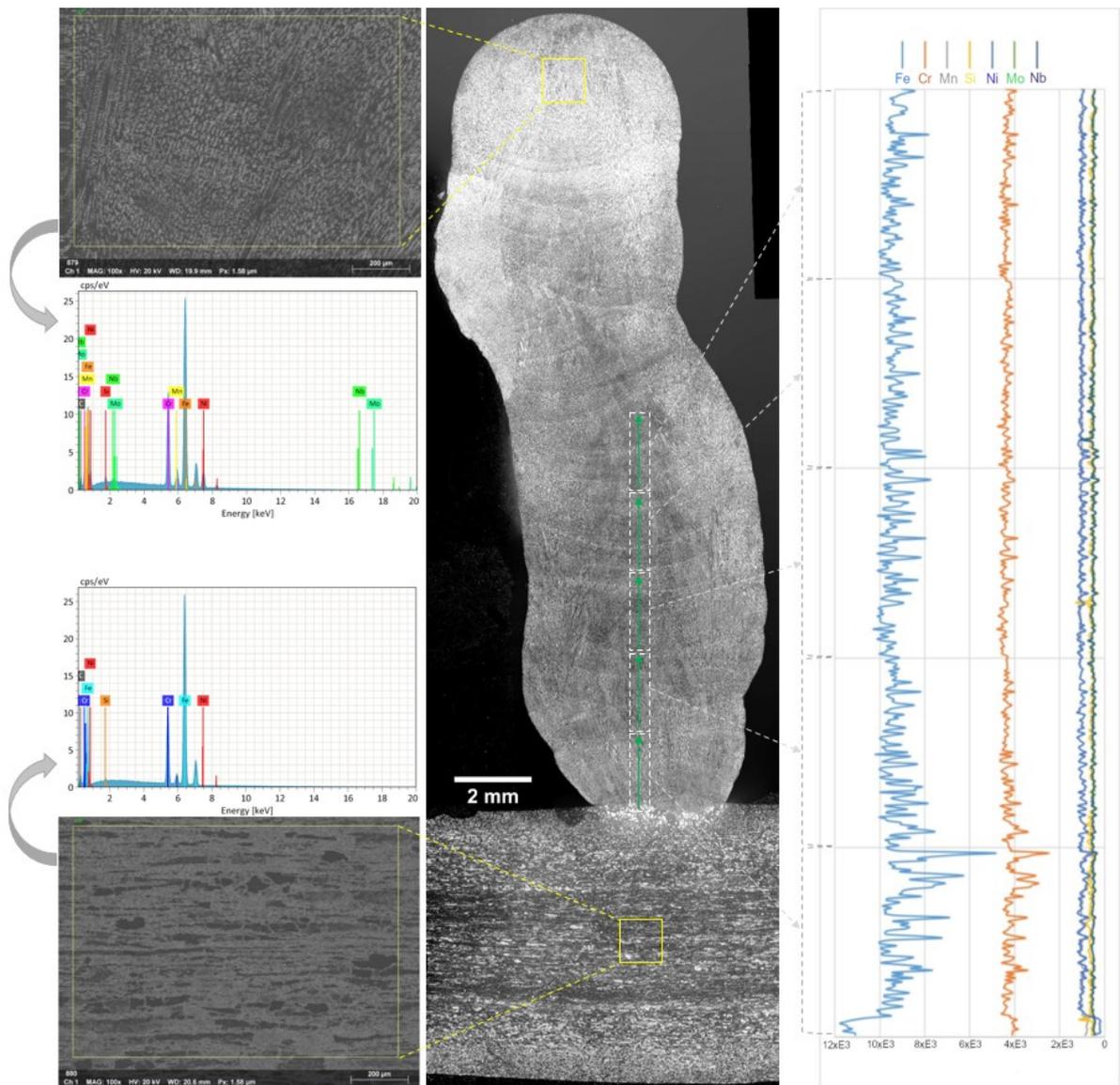


Figura 70 - Micrografias MEV e perfil de composição química por varredura em linha da parede depositada sem constrição do arco

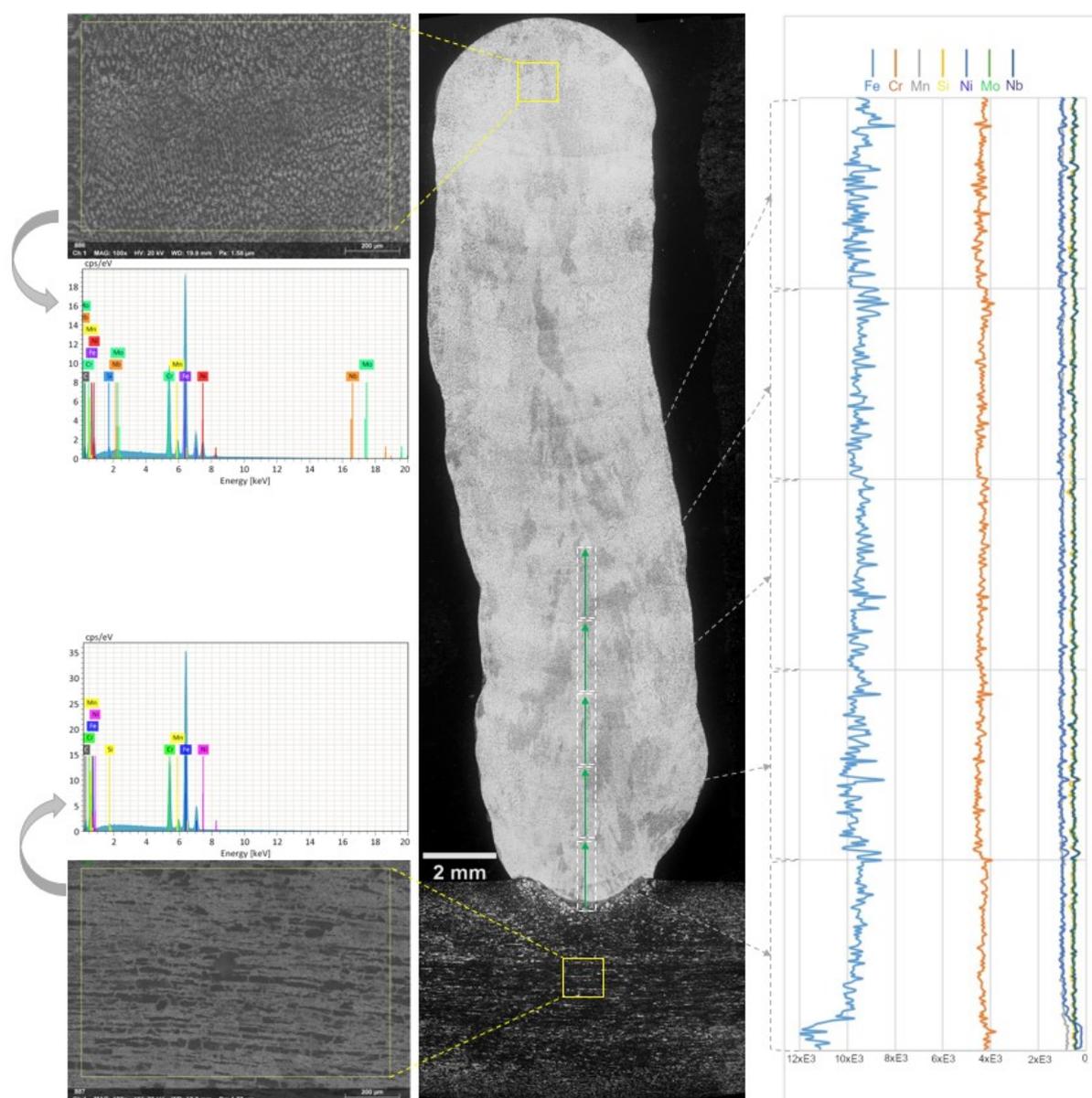


Figura 71 - Micrografias MEV e perfil de composição química por varredura em linha da parede depositada com constrição do arco

A fração de ferrita nas paredes depositadas foi medida em dez pontos em cada região designada na Figura 72 (MB, A, B e C) totalizando quarenta pontos por condição. Os resultados estão apresentados para a condição sem constrição (a) e com constrição (b) do arco elétrico. O resultado apresentado nesta figura mostra que os teores de ferrita do metal base e do metal de adição depositado são próximos de 92% e 5%, respectivamente. Nota-se também que a fração de ferrita tende a se estabilizar no valor do metal de adição, a partir da região B. A quantidade de ferrita e austenita tende a ser semelhante ao longo das várias regiões da parede produzidas sem e com constrição do arco. Em ambas as condições, devido à diluição, há uma maior

contribuição do metal base e um ligeiro aumento no teor de ferrita na região A. Nas regiões B e C, porém, não há influência do metal base e o teor da ferrita e da austenita são os do metal de adição depositado.

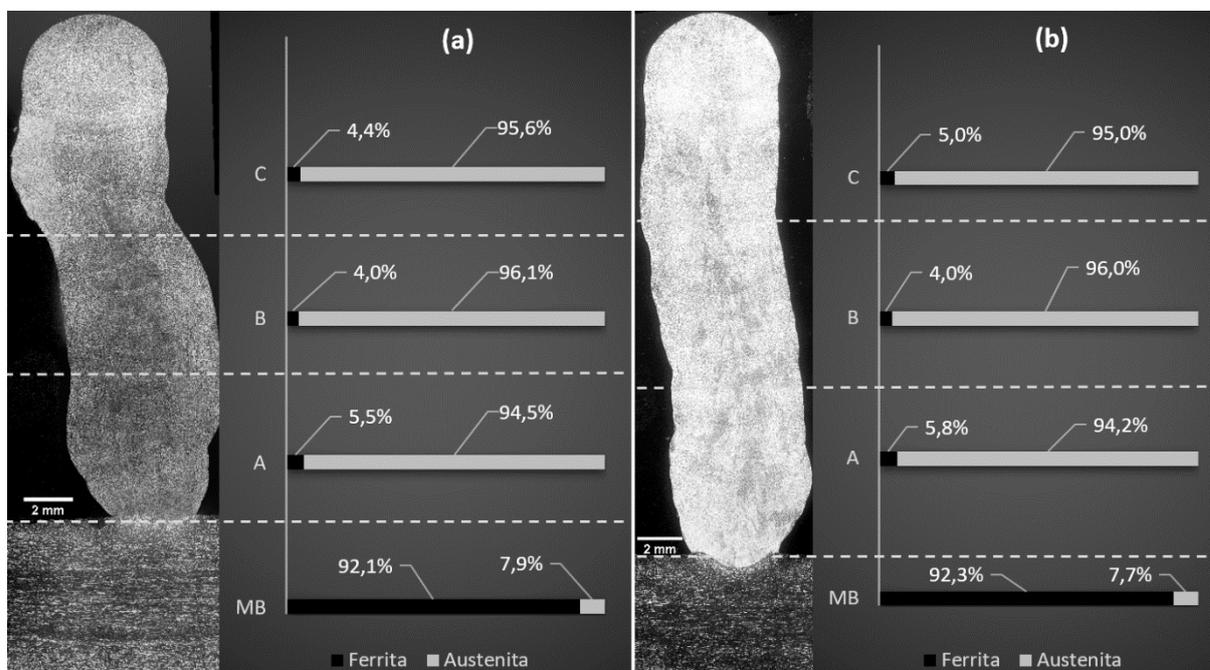


Figura 72 - Percentual de ferrita e austenita ao longo das paredes depositadas sem (a) e com (b) constrição do arco

Foi possível determinar a contribuição do metal de base (%X<sub>b</sub>) e do metal de adição (%X<sub>a</sub>) na concentração de ferrita da zona de fusão (%F) através da medida de diluição. Nesse caso, a diluição ( $\delta$ ) é a parcela do metal base que participa da zona de fusão (MARQUES; MODENESI, 2014), calculada a partir da Eq. (5).

$$\%F = \left(1 - \frac{\delta}{100}\right) * (\%X_a) + \left(\frac{\delta}{100}\right) * (\%X_b) \quad (5)$$

Os valores calculados indicam que na primeira camada a diluição é  $22\% \pm 3$  para ambas as paredes produzidas sem e com constrição. Considerando esta diluição para todas as camadas, então a partir da 4<sup>a</sup> e 5<sup>a</sup> camadas, o teor de ferrita é igual ao do metal de adição depositado.

A Figura 73 mostra a distribuição da ferrita ao longo das camadas depositadas sem (a) e com (b) constrição do arco, as medidas partem do metal de base e se afastam progressivamente passando pelas regiões A, B e C. Estas três regiões (A, B e C, previamente indicadas na Figura

72) foram analisadas e quando a participação do metal base é maior, a quantidade de ferrita e o desvio padrão aumentam. As regiões B e C apresentaram a menor variação e um ligeiro aumento no teor de ferrita é observado na região C, devido à menor taxa de resfriamento e aos menores ciclos térmicos. O menor desvio padrão é observado na parede depositada com constrição eletromagnética, mantendo o padrão previamente indicado nas medidas de microdureza e altura.

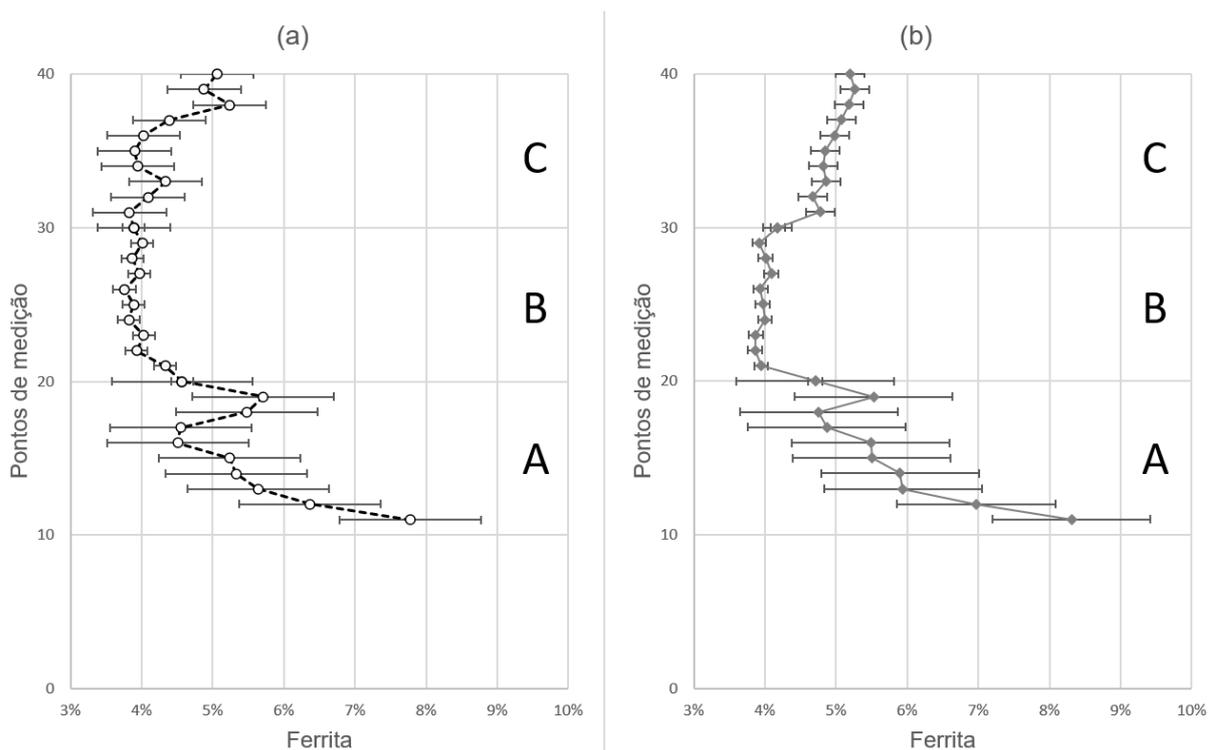


Figura 73 - Evolução percentual da fração de ferrita ao longo das camadas depositadas sem e com constrição do arco

Uma das características do aço inoxidável com alto teor de ferrita é a suscetibilidade ao crescimento de grãos. No caso dos processos WAAM, os ciclos térmicos gerados pelas sucessivas deposições das camadas favorecem o crescimento do grão. Neste contexto, a Figura 74 mostra a evolução do espaçamento dendrítico primário ( $\lambda_1$ ) e secundário ( $\lambda_2$ ) ao longo das camadas depositadas sem e com constrição do arco. Há um aumento mais pronunciado dos espaçamentos dendríticos  $\lambda_1$  e  $\lambda_2$  na microestrutura da parede depositada sem constrição do arco, sendo os maiores valores observados nas camadas com maior teor de ferrita (1ª a 4ª). Com a constrição eletromagnética, não houve aumento substancial no espaçamento dendrítico primário e secundário. Os ciclos térmicos e a menor troca de calor nas camadas subsequentes

resultam em maior tempo na temperatura que favorece a solidificação das dendritas com maior espaçamento interdendrítico. Isso explica o crescimento do espaçamento dendrítico primário e secundário tanto na condição sem como na condição com constrição do arco ao passo que as camadas são depositadas.

Comparando os valores de  $\lambda_1$  e  $\lambda_2$  obtidos sem e com o uso da constrição do arco, há uma redução nos valores de espaçamento dendríticos na microestrutura das paredes depositadas produzida com o uso do dispositivo de constrição do arco. Com o menor espaçamento dendrítico é esperado que melhore as propriedades mecânicas do material.

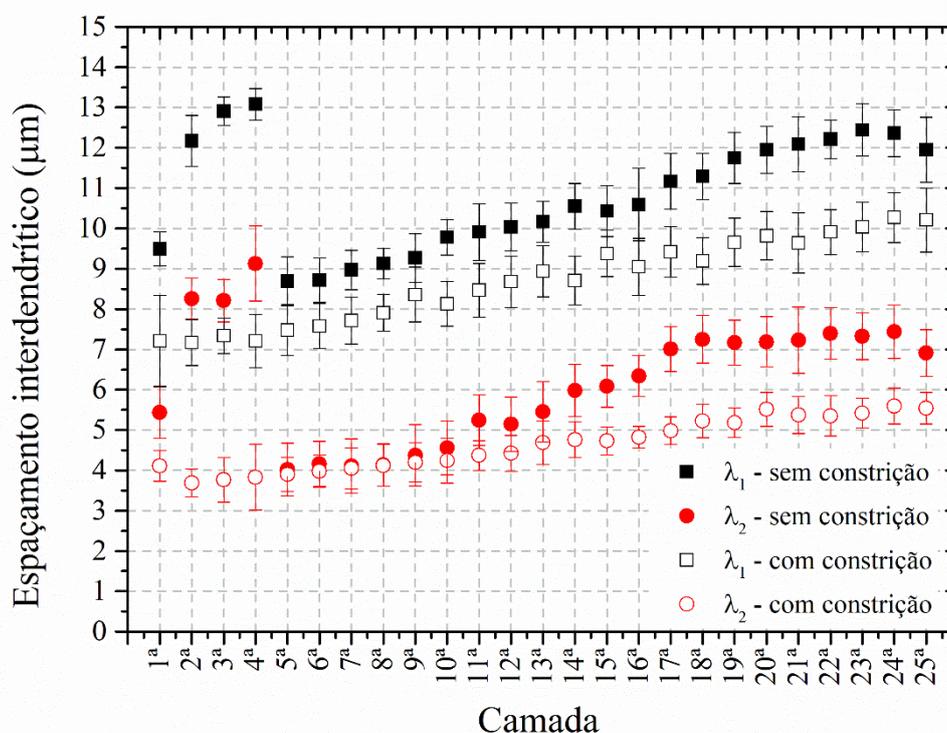


Figura 74 - Evolução do espaçamento dendrítico primário ( $\lambda_1$ ) e secundário ( $\lambda_2$ ) ao longo das camadas depositadas sem e com constrição do arco

A Figura 75 a mostra que a parede sem constrição possui uma estrutura mais grosseira, em contraste com a estrutura obtida com a constrição do arco elétrico da Figura 75 b, onde se observa uma microestrutura mais refinada nas camadas depositadas. Segundo (GONG; MENG; ZHANG; ZHANG *et al.*, 2020), o refinamento da microestrutura melhora as propriedades mecânicas das peças depositadas de aço inoxidável, quase eliminando a anisotropia da resistência à tração e melhorando o alongamento em até 34%.

Observou-se que na condição com a constrição eletromagnética do arco (Figura 75 b) a microestrutura mais refinada, também apresentou menor espaçamento dendrítico primário e secundário, conforme mostrado na Figura 74. No plano de constrição do arco, há uma menor largura da poça de fusão e uma zona afetada pelo calor menor, esta menor largura da poça de fusão favorece a troca de calor e, conseqüentemente, obteve-se uma estrutura mais refinada com menor espaçamento dendrítico. Quanto mais próximo do topo da parede depositada, menor a troca de calor e menor a taxa de resfriamento por condução, o que favorece o crescimento dos grãos e a solidificação de dendritas com maior espaçamento dendrítico. Com isso, foi observado em ambas as condições o aumento do espaçamento dendrítico conforme as camadas foram sendo depositadas.

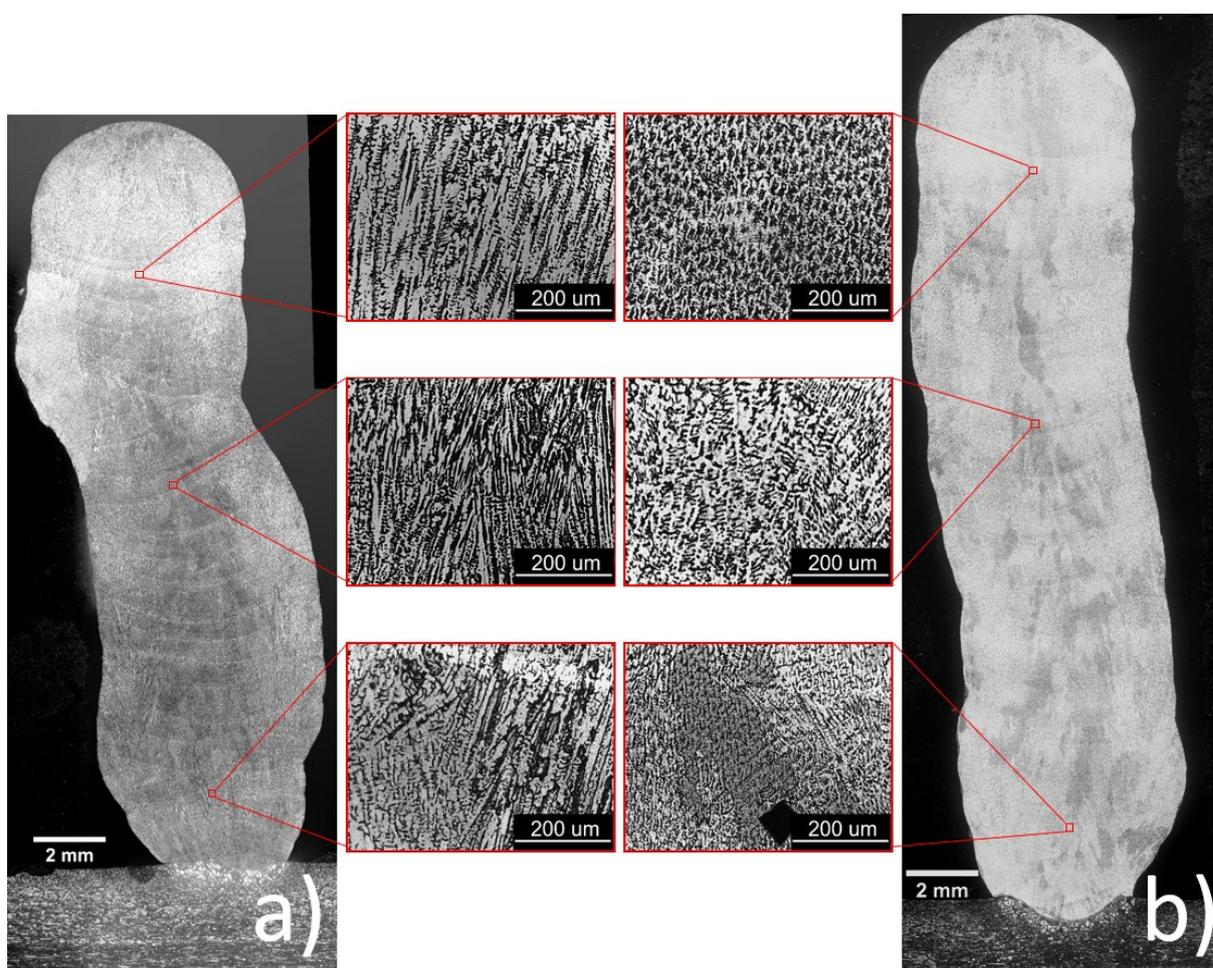


Figura 75 - Amostras macro e micrográficas produzidas sem (a) e com (b) constrição do arco

#### 4.4.1 Análise estatística dos resultados das alturas das camadas

Utilizou-se o teste estatísticos, teste t de *student* com uma confiabilidade de 95%, buscando avaliar o efeito do uso da constrição eletromagnética do arco na altura das camadas depositadas. Foi utilizado como variável de interesse a altura das camadas depositadas. Esta é a variável de interesse pois com a altura individual das camadas depositas se obtêm a altura final da parede.

A análise estatística dos resultados seguiu uma sequência ordenada, iniciando com o cálculo da variância, seguido da definição das hipóteses e posteriormente realizou-se o teste *t-student*. Após a sequência apresentada na Figura 76, foi realizado a análise dos resultados.



Figura 76 - Fluxograma da análise estatística

Foram utilizados para cada condição estudada, os 75 valores de altura das camadas depositadas que correspondem as 25 camadas de cada um dos três corpos de prova produzidos (3x25). Foram analisados dois conjuntos de dados, as 75 camadas depositados sem constrição eletromagnética, e também as 75 camadas com constrição eletromagnética. As informações estatísticas das amostras estão na Tabela 9.

Tabela 9 - Informações estatísticas das alturas dos cordões

<b>Amostras</b>	<b>Variância – <math>\sigma^2</math></b>	<b>Média das Alturas</b>	<b>Desvio Padrão - <math>\sigma</math></b>	<b>Distorção</b>
Sem Constrição	0,094	0,86	0,305	-0,144
Com Constrição	0,089	0,95	0,299	1,743

A distorção negativa, apresentada na Tabela 9 para os dados de altura sem o uso da constrição eletromagnética, indica que as alturas das camadas estão deslocadas/concentradas nos menores valores. Diz-se que a distribuição é simétrica quando a distorção é igual a zero. Já para os dados de altura com o uso da constrição eletromagnética, a distorção é positiva o que indica que as alturas das camadas estão concentradas nos valores maiores.

Com as informações das alturas das camadas, foi montado um gráfico de colunas para apresentar a distribuição de frequência. Conjuntamente, foi montada a distribuição normal ou distribuição de Laplace-Gauss destes valores, considerando que estes dados apresentam uma distribuição de probabilidade próxima da normal. Na Figura 77 está apresentada a distribuição de frequência e a distribuição normal dos dados para a condição sem constrição, e na Figura 78 a mesma apresentação para os dados na condição com constrição.

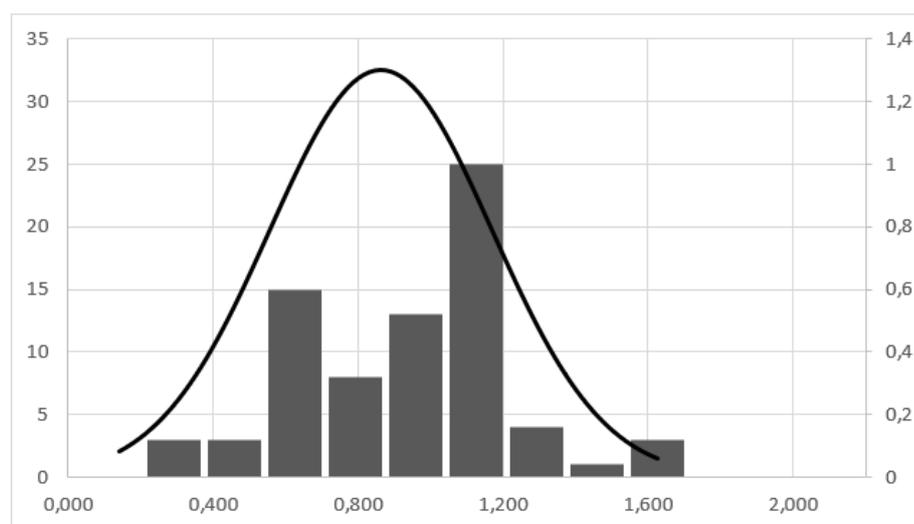


Figura 77 - Frequência e distribuição normal das alturas das camadas na condição sem constrição

O eixo horizontal representa o valor das alturas das camadas em milímetros, no eixo vertical esquerdo está a frequência destas alturas em cada classe representada pela barra vertical, e por fim o eixo vertical direito indica a densidade de probabilidade da distribuição normal para a condição analisada.

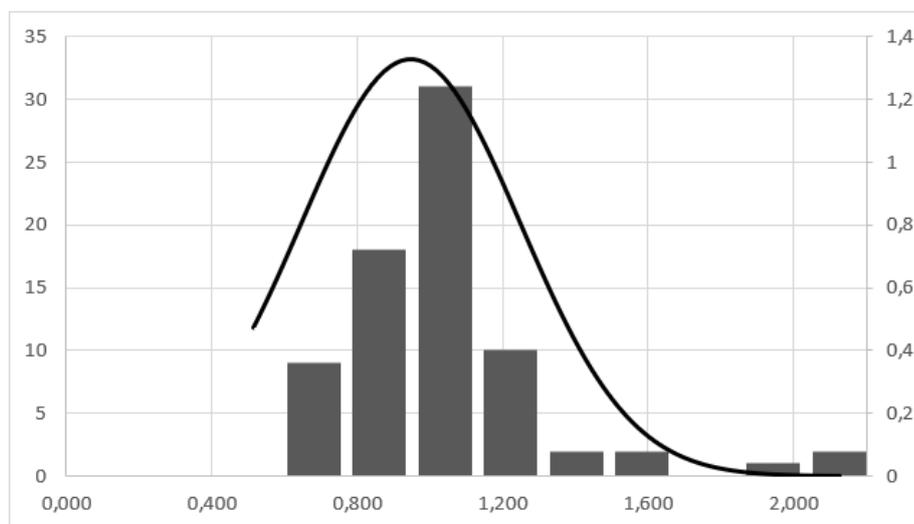


Figura 78 - Frequência e distribuição normal das alturas das camadas na condição com constrição

Tanto os valores de desvio padrão quanto os valores da variância estão próximos nas duas condições, o que sugere que o comportamento global do processo não sofre modificação com o uso do dispositivo constritor.

Para auxiliar na visualização dos valores da distribuição normal, a Figura 79 apresenta os dados da distribuição no mesmo gráfico. Com a linha pontilhada foi representado os valores referentes a altura da camada para a condição sem o uso da constrição. Já com a linha contínua os valores para a condição com o uso da constrição do arco elétrico.

Comparativamente, os valores da condição sem constrição do arco estão deslocados para a esquerda, o que indica um menor valor da média. Já a linha contínua (com constrição) está deslocada para a direita, o que mostra uma média maior para as alturas das camadas. Como o desvio padrão com o uso do dispositivo constritor foi menor, o topo da distribuição normal na linha contínua está mais alto e o formato de sino mais esbelto. Com isso, os valores das alturas das camadas, na condição com o uso do dispositivo eletromagnético, estão mais próximos da média.

Destaca-se, pelo comportamento da distribuição normal, que não houve alteração no sentido de desestabilizar o processo. Isso é indicado pelo formato próximo dos sinos. E sim obteve-se o resultado esperado que era o aumento da altura final das paredes.

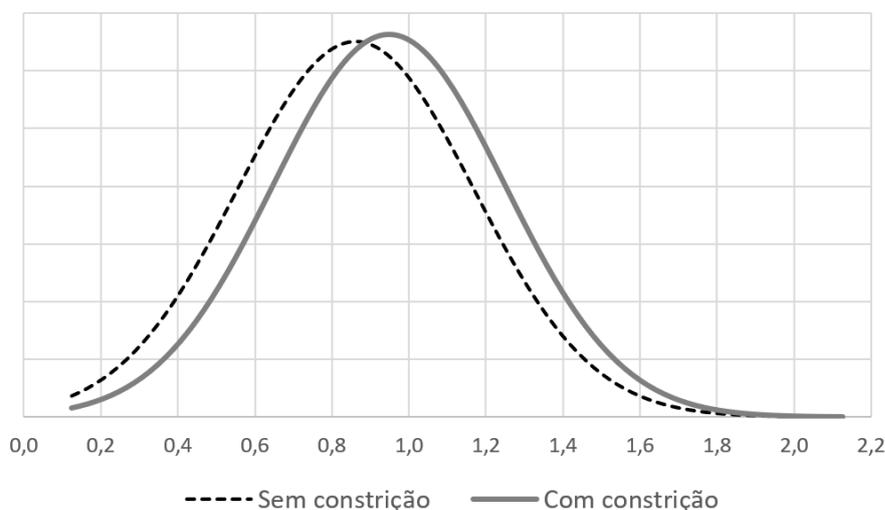


Figura 79 - Distribuição normal sem constrição e com constrição

Baseado nos dados analisados foi feito o teste das hipóteses estatísticas para analisar se as médias são iguais ou se a média da condição com constrição é maior que a média da condição sem constrição. A hipótese nula e a hipótese alternativa foram definidas conforme apresenta no Tabela 10.

Tabela 10 - Definição das hipóteses estatísticas

Definição das hipóteses a serem analisadas
$H_0$ = hipótese nula = a média das alturas das camadas são iguais, $\mu_1 = \mu_2$
$H_1$ = hipótese alternativa = a média das alturas das camadas Com constrição é maior que a média das alturas das camadas Sem constrição, $\mu_2 > \mu_1$

A hipótese nula, chamada de  $H_0$ , indica que se houver diferença entre as observações, estas foram ao acaso e não por uma variação sistemática. Já a hipótese alternativa, chamada de  $H_1$ , afirma que a diferença é provocada por uma variação sistemática do processo.

Foi realizado um teste uni caudal ou unilateral a direita, que analisa se as médias são iguais ( $\mu_1 = \mu_2$ ), ou se o uso do dispositivo eletromagnético proporcionou um aumento significativo da média das alturas ( $\mu_2 > \mu_1$ ).

Foi utilizado o teste *t-student* com um intervalo de confiança de 95% e consequentemente se assume uma probabilidade de erro de 5%. De acordo com os dados da Tabela 11, considerou-se para o teste duas amostras para variâncias diferentes.

Tabela 11 - Teste t-student para duas amostras com variâncias diferentes

Teste-t: duas amostras presumindo variâncias diferentes	Probabilidade do Erro	$\alpha = 5\%$
	Intervalo de Confiança	$(1-\alpha) = 95\%$
	<i>Com Constrição</i>	<i>Sem Constrição</i>
Média	0,948	0,862
Variância	0,090	0,094
Observações	75	75
Hipótese da diferença de média	0	
gl	148	
Stat t	1,748	
P(T<=t) uni-caudal	0,041	
t crítico uni-caudal	1,655	

As observações são os números de camadas, num total de 75 por condição. Além dos valores da média, variância, a hipótese nula considerada e os graus de liberdade (gl), o teste apresenta mais três respostas que se analisará na sequência.

A distribuição normal padrão é aquela onde a média é igual a zero e o desvio padrão é igual a um. A curva da distribuição tem o formato de sino e é simétrica em relação a média  $\mu$ . Ao ponto que a curva se afasta da média, ela se aproxima do eixo horizontal, mas não o toca pois é uma curva assintótica. A área sob a curva é 1 pois se trata da densidade de probabilidade.

Para a confiabilidade de 95% o valor do t crítico uni caudal é 1,655, na tomada de decisão sobre a curva de distribuição normal os valores que estão a esquerda deste ponto aceita-se a hipótese nula ( $H_0$ ). Já para os valores que estão à direita deste ponto, rejeita-se a hipótese nula. Observa-se que o valor de resposta do t (Stat t) é 1,748, desta forma rejeita-se a hipótese nula. Ao analisar o t crítico uni caudal e o t resposta (Stat t) sobre a curva normal, facilita a compreensão como indicado na Figura 80, o valor t está à direita do t crítico com isso aceita-se a hipótese alternativa.

O valor P uni caudal representa o menor nível de significância com que se rejeitaria a hipótese nula ( $H_0$ ). Desta forma se o valor P é menor que o  $\alpha$  ( $P < \alpha$ ), deve-se rejeitar  $H_0$ . Sendo P igual a 0,041 e  $\alpha$  igual a 0,05, rejeita-se a hipótese nula. Isso mostra que a confiabilidade do processo para o teste unicaudal é maior que 95%.

Rejeitar a hipótese nula ( $H_0$ ) é aceitar a hipótese alternativa ( $H_1$ ), desta forma a média da altura das camadas na condição com o uso do dispositivo eletromagnético é maior que a média sem o uso da constrição do arco. Utilizando o teste t unicaudal, é estatisticamente significativo que o dispositivo eletromagnético proporciona um aumento na altura das camadas, o que é refletido na altura total da parede depositada. Destaca-se que é com uma confiabilidade de 95%, ou seja, que tem 95% de chance de se estar correto nesta escolha.

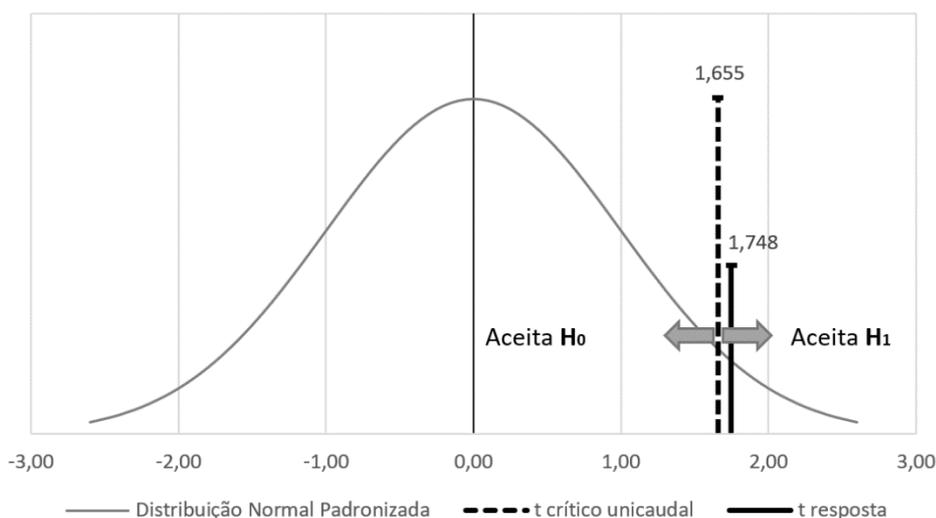


Figura 80 - Regiões para escolha das hipóteses

#### 4.5 Aumento da taxa de deposição e da distribuição de calor para o arame com o uso do dispositivo eletromagnético na WAAM-GTAW

Ao analisar a região de contato do arco elétrico com a peça base, o dispositivo eletromagnético desenvolvido nesta pesquisa altera a forma do arco elétrico de circular, mostrado na Figura 81 a) na condição sem campo eletromagnético, para a forma elíptica b) na condição com campo eletromagnético.

Com a manutenção do mesmo arranjo geométrico mostrado na Figura 30, ao utilizar a condição com campo eletromagnético, a forma do arco elétrico foi alterada de um cone para um cone achatado e a ponta do arame alimentado foi sobreposta por uma porção do arco elétrico modificado conforme Figura 81 b). Nessa situação, o maior comprimento da elipse está paralelo ao sentido da soldagem, o que possibilitou que o arco elétrico se sobrepusesse à ponta do arame alimentado. A ponta do arame alimentado é destacada tanto na vista lateral quanto na vista superior que mostra a forma elíptica da poça de fusão. Na condição (a) devido à forma circular do arco elétrico, a ponta do arame fica posicionada na borda inicial do arco elétrico, enquanto na condição (b) devido à forma elíptica do arco elétrico, a ponta do arame alimentado fica além da borda do arco devido ao avanço do arco elétrico sobre a ponta deste arame.

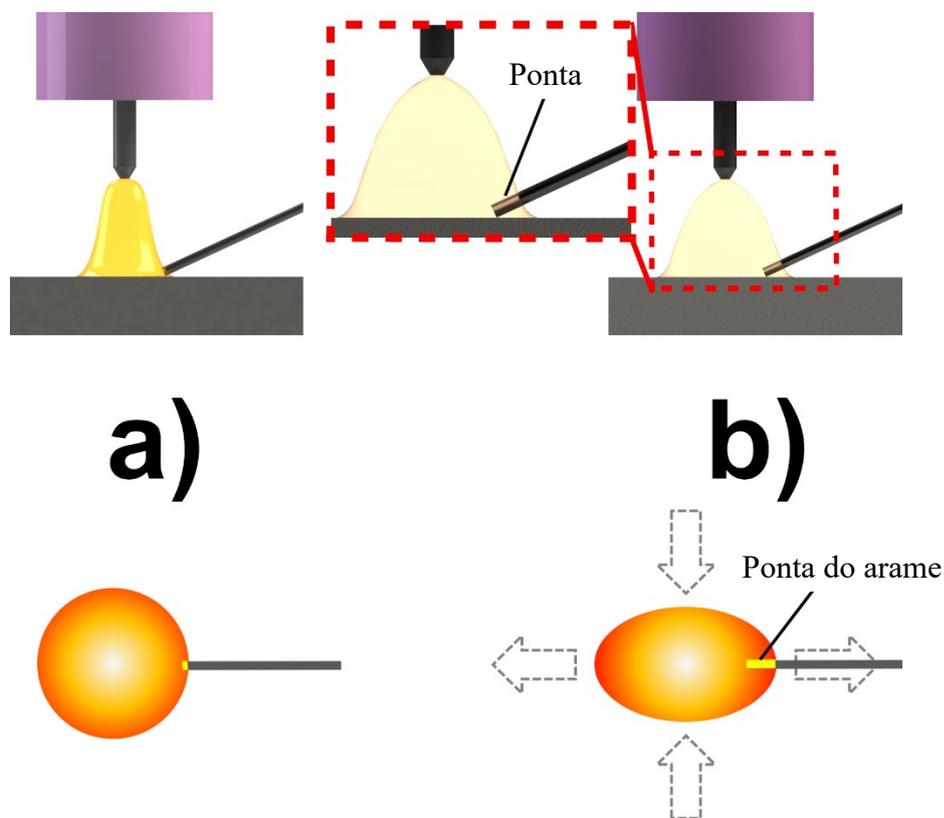


Figura 81 - Ilustração do detalhe da ponta do arame alimentado (a) sem campo eletromagnético e (b) com campo eletromagnético

O arco elétrico fornece uma distribuição de calor na região ao redor do material de base, ao arame alimentado e na região da poça de fusão. Esta energia fornecida pelo arco depende dos parâmetros elétricos (tensão e corrente) sendo distribuídos na área de ação do arco e a quantidade de calor aportado desempenha um papel importante, pois afeta as propriedades mecânicas e metalúrgicas da solda (RAVISANKAR; VELAGA; RAJPUT; VENUGOPAL, 2014). A maior parte da energia total vem do arco de soldagem que se distribui de duas maneiras, uma parte é perdida para o meio ambiente e a outra é transferida para a peça (DUPONT; MARDER, 1995).

Do total de energia disponibilizada pelo arco elétrico apenas uma fração é transferida para a região da solda que funde o metal base e o metal de adição para formar a poça de fusão e, por consequência, o cordão de solda (NILES; JACKSON, 1975). A energia restante é dissipada por radiação, convecção e condução.

Analisando a distância radial do arco elétrico GTAW, quanto mais próximo da região central, maior é o fluxo de calor transferido para o corpo de prova e maior a temperatura; por

outro lado quanto mais próximo da borda do arco elétrico, menor o fluxo de calor e menor a temperatura (PAN; HU; YANG; LI, 2016). A densidade da corrente diminui com o aumento da distância radial do arco elétrico (LU; YAO; LOU; LI, 2004).

Desconsiderando as perdas por radiação e convecção, a análise apresentada na Figura 82 mostra o fluxo de calor do arco elétrico, este fluxo de calor gerado pelo arco elétrico envolve o eletrodo e a peça de trabalho. As mesmas velocidades de soldagem ( $w_s$ ) e os mesmos parâmetros elétricos (tensão e corrente) foram mantidos para as duas condições a) sem campo eletromagnético e b) com campo eletromagnético.

Na condição a) sem campo eletromagnético, a maior parte do fluxo de calor do arco ( $Q_a$ ) vai direto para a peça de trabalho para fundir e formar a poça de fusão. A poça de fusão fornece um fluxo de calor ( $Q_p$ ) para a ponta do arame alimentado que entra na borda do arco elétrico e toca a poça de fusão com a velocidade de alimentação do arame ( $w_{fs} = 16,7$  mm/s). Como resultado, um fluxo de calor de condução ( $Q_c$ ) é transferido para a peça de trabalho.

Na condição b) com campo eletromagnético, a forma elíptica do arco se sobrepõe à ponta do arame e, além do fluxo de calor do arco para a peça ( $Q_a$ ) tem o fluxo de calor do arco para a ponta do arame ( $q_a$ ) que está imersa no arco. O fluxo de calor da poça de fusão ( $Q_p$ ) para a ponta do arame é adicionado a este fluxo ( $q_a$ ), e este aumento na temperatura da ponta do arame alimentado ( $q_a + Q_p$ ) possibilitou aumentar a velocidade de alimentação do arame ( $w_{fs} = 18,3$  mm/s) na condição com campo eletromagnético. E como a porção ( $q_a$ ) do fluxo de calor do arco é direcionada para aquecer a ponta do arame, o fluxo de calor por condução ( $Q_c$ ) que é transferido para a peça diminuiu.

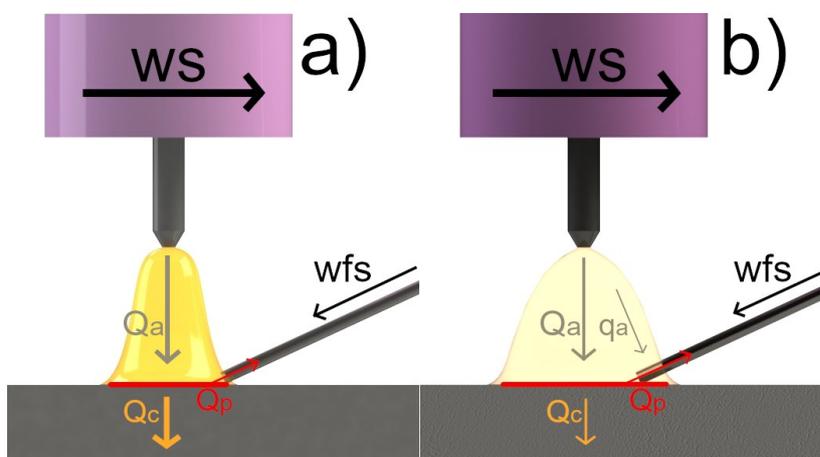


Figura 82 - Ilustração do fluxo de calor do arco elétrico a) sem campo eletromagnético e b) com campo eletromagnético

O aumento da velocidade de alimentação do arame (wfs) na condição com campo eletromagnético permitiu um aumento na taxa de deposição de aproximadamente 10%, conforme mostrado na Figura 83. O valor que era de 0,38 kg/h na condição (a) sem campo eletromagnético, aumentou para 0,41 kg/h na condição (b) com campo eletromagnético.

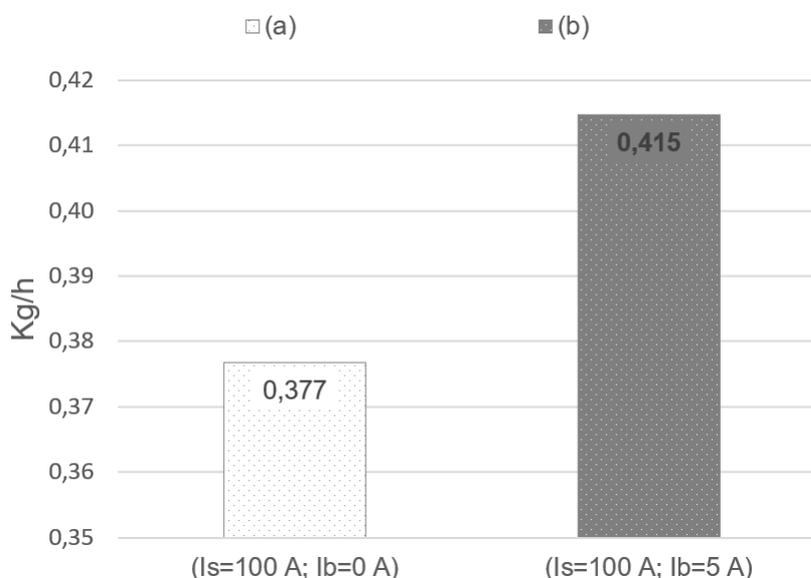


Figura 83 - Taxa de deposição para condição (a) sem e (b) com campo eletromagnético

Na Figura 84 é apresentado o comportamento das alturas das 20 camadas até a obtenção da altura final das paredes. Devido a menor taxa de deposição, na condição a) sem campo eletromagnético, obteve-se uma menor altura individual das camadas e, conseqüentemente, menor altura final das paredes construídas. Na condição b) com campo eletromagnético a alteração da forma do arco elétrico possibilitou aumentar a taxa de deposição, obteve-se uma maior altura individual das camadas e uma maior altura final das paredes. O valor de  $R^2$  para ambas as condições foi igual a 1, o que mostra que o crescimento das camadas é uma linha reta.

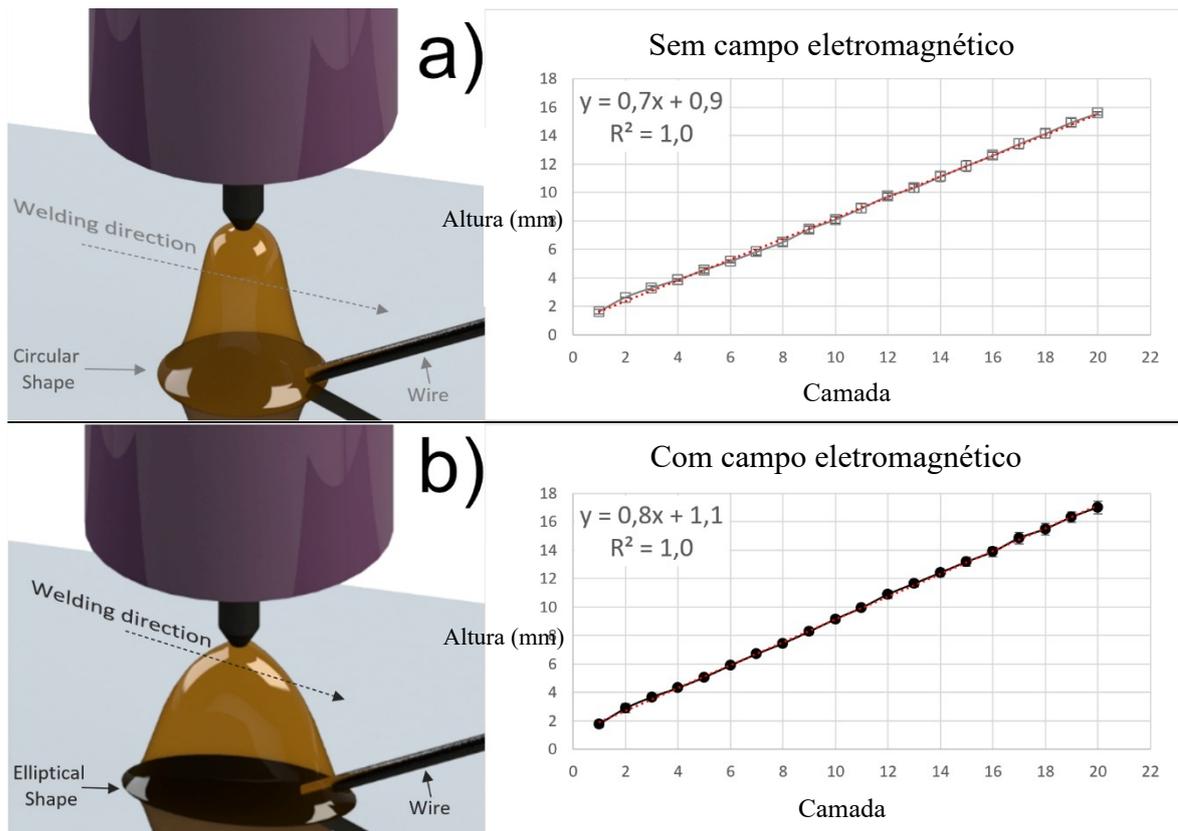


Figura 84 - Evolução da altura da parede nas condições a) sem campo eletromagnético e b) com campo eletromagnético

Três paredes com vinte camadas cada (A, B e C) foram produzidas para cada condição a) sem campo eletromagnético e b) com campo eletromagnético e são mostradas na Figura 85. É possível observar que na condição b) as paredes apresentaram maior altura final.

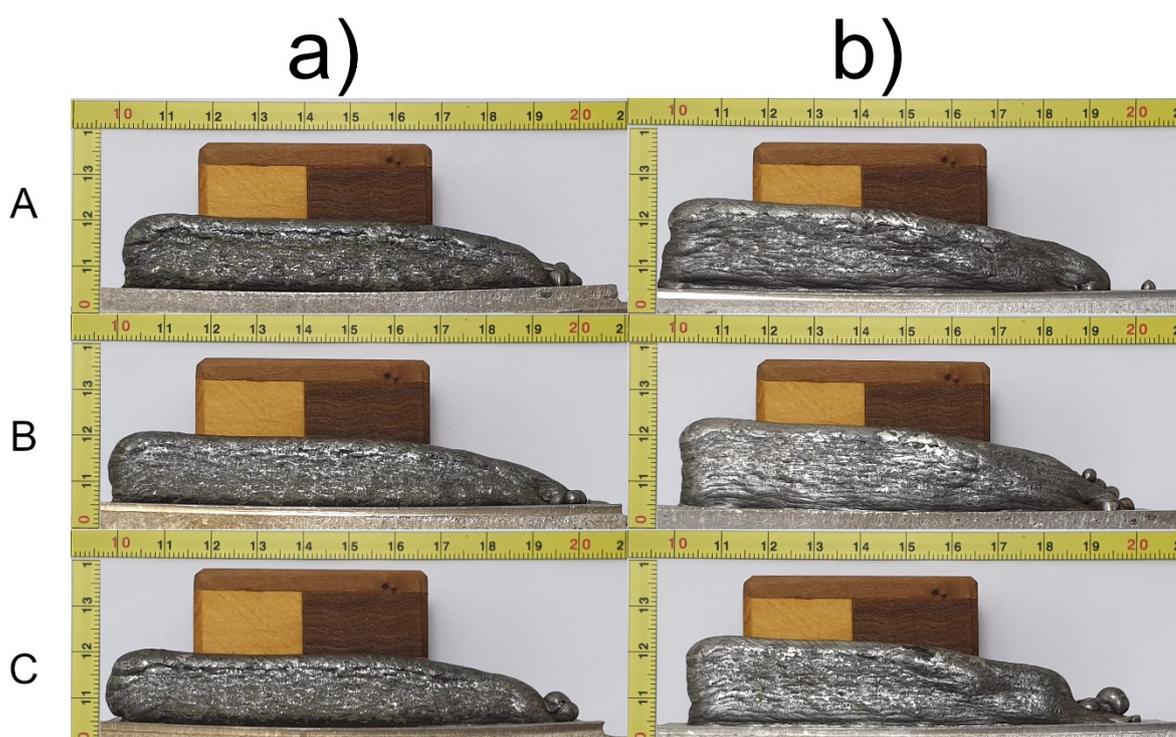


Figura 85 - Vista lateral das paredes produzidas na condição a) sem campo eletromagnético e b) com campo eletromagnético

Na Figura 86 é possível observar a macrografia das paredes produzidas nas duas condições. Ao analisar as três paredes de cada condição, na condição a) sem campo eletromagnético obteve-se altura de 14,5 mm com um desvio padrão de 0,4 mm e largura média de 5,3 mm com desvio padrão de 0,7 mm. Na condição b) com campo eletromagnético, houve aumento da altura para 17,4 mm com desvio padrão de 0,1 mm e largura média de 5,3 mm com desvio padrão de 0,5 mm. Foram realizadas dez medições da largura da parede para cada condição, distribuídas da base ao topo.

Com a utilização do campo eletromagnético foi possível obter uma semelhança na largura das paredes e a maior taxa de deposição resultou em maior altura da parede depositada. Ao manter a mesma largura das paredes, obteve-se um aumento de 20% na altura final das paredes.

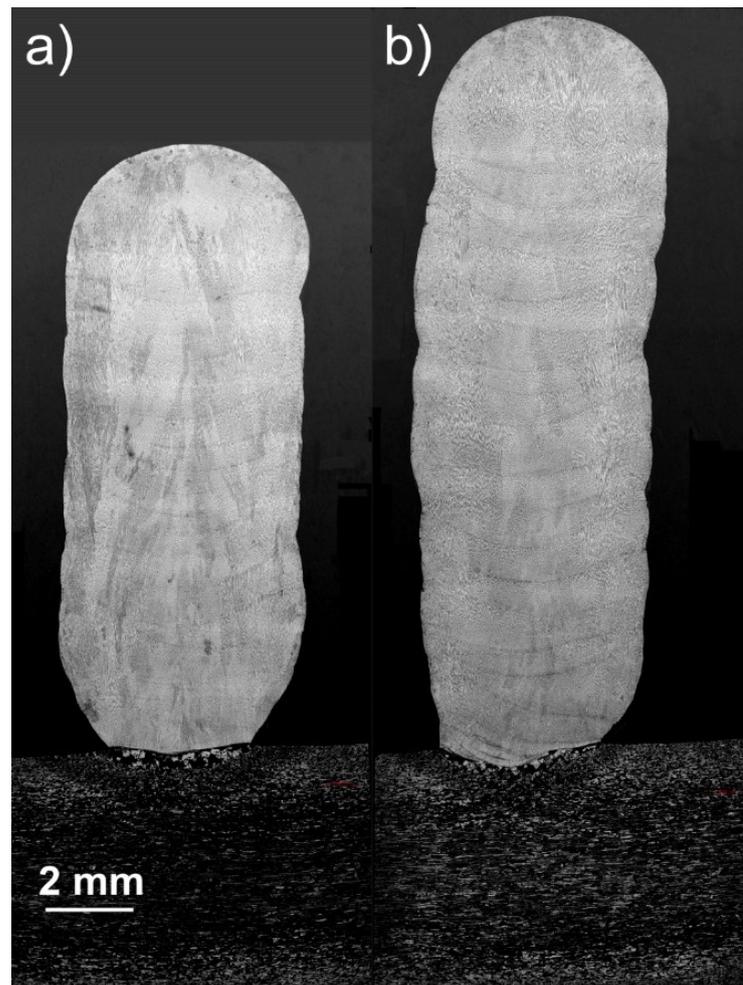


Figura 86 - Macrografia do plano AA (seção transversal) de paredes produzidas a) sem e b) com campo eletromagnético

Na manufatura aditiva com arame alimentado é possível determinar quanto material foi depositado em um determinado comprimento. Assim, o volume ( $V_l$ ) de material depositado por comprimento de camada ( $\text{mm}^3/\text{mm}$ ) foi calculado nesta etapa devido as diferentes velocidades de alimentação de arame utilizadas. A Eq. (6) foi utilizada e considera a área da seção transversal do arame alimentado ( $aw$ ), a velocidade de alimentação do arame ( $wfs$ ) e a velocidade de soldagem ( $ws$ ). Para cada condição o volume de material depositado por unidade de comprimento foi calculado e está mostrado na Figura 87.

$$V_l = \frac{aw * wfs}{ws} \quad (6)$$

A área do arame ( $aw$ ) e a velocidade de soldagem ( $ws$ ) foram iguais para ambas as condições. O parâmetro que aumentou na condição com campo eletromagnético foi a

velocidade de alimentação do arame (wfs) que passou de 16,7 mm/s na condição sem campo eletromagnético para 18,3 mm/s na condição com campo eletromagnético. De acordo com os resultados, na condição (a) sem campo eletromagnético, a cada milímetro de comprimento, foi depositado um volume de 4,51 mm<sup>3</sup>. Na condição (b) com campo eletromagnético, foi possível aumentar esse volume para 4,97 mm<sup>3</sup> de material depositado para cada milímetro de comprimento. Tal como acontece com a taxa de deposição, o aumento no volume depositado por comprimento da camada foi de aproximadamente 10%.

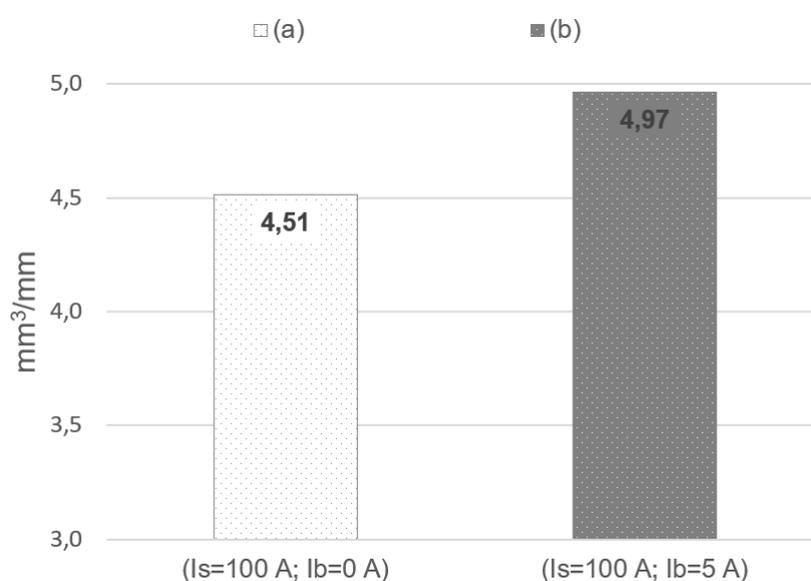


Figura 87 - Volume de arame depositado por comprimento da camada a) sem e b) com campo eletromagnético

Salienta-se que esta forma de aquecimento da ponta do arame alimentado, pela sobreposição do arco elétrico sobre o arame, independe do arame ser um bom condutor elétrico (no caso de aquecimento por passagem de corrente). Desta forma, esse procedimento de aquecimento por sobreposição do arco elétrico poderá ser utilizado com os diferentes materiais que são utilizados como arame alimentado.

Com o uso de uma câmera termográfica, mediu-se a temperatura pré e pós-deposição das camadas. A camada 19 foi escolhida aleatoriamente e a temperatura pré e pós-deposição é mostrada na Figura 88 para a condição a) sem campo eletromagnético e b) com campo eletromagnético. Os pontos de aquisição de temperatura foram no início Sp1, no meio Sp2 e no final Sp3 da camada. A faixa de apresentação para a temperatura de pré-deposição foi de 20 a 370 °C e para a temperatura de pós-deposição foi de 20 a 780 °C. Este procedimento foi

realizado para as 120 camadas depositadas que constituíram os seis corpos-de-prova das duas condições produzidas.

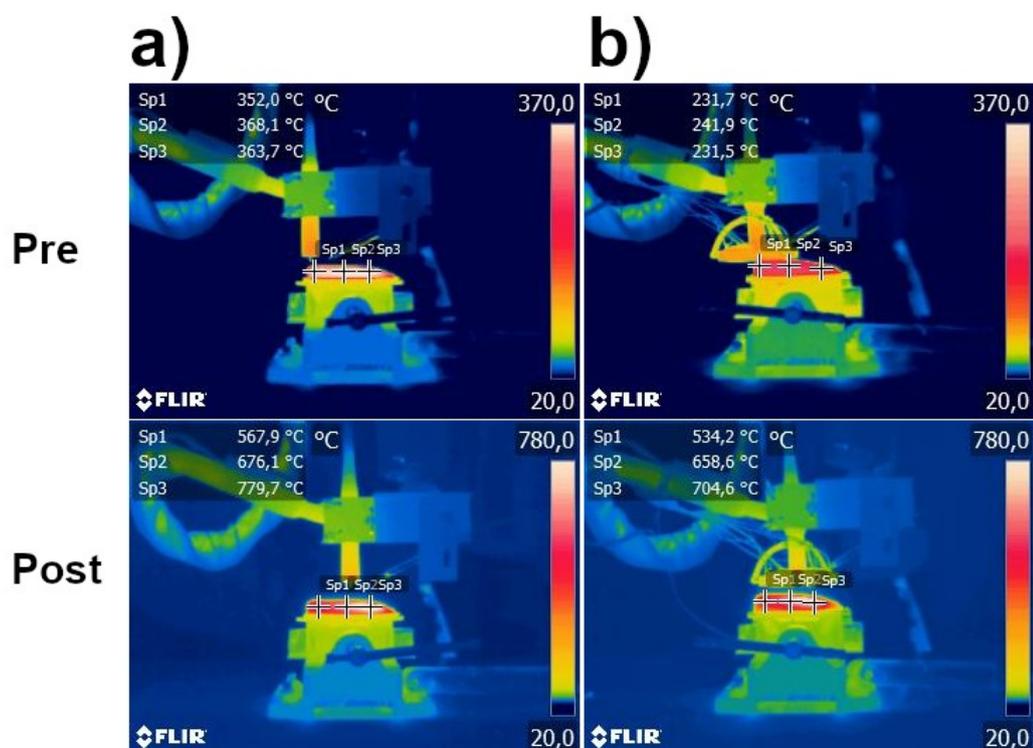


Figura 88 - Imagens termográficas da camada 19 na condição a) sem e b) com campo eletromagnético para a temperatura de pré e pós-deposição da camada

Com base nos resultados de temperatura da camada 19, foi elaborada a Figura 89, tanto para a condição a) sem campo eletromagnético quanto para a condição b) com campo eletromagnético. No topo está a temperatura de pré-deposição da camada e na parte inferior está a temperatura de pós-deposição da camada.

Na temperatura de pré-deposição da camada, tanto na condição a) quanto na b), há uma maior troca de calor nas extremidades da parede (Sp1 e Sp3) e uma menor troca de calor no centro da parede (Sp2), além do mais o ponto (Sp2) apresentou um menor desvio padrão das medidas em comparação com as extremidades. Isso dá ao ponto central uma temperatura mais elevada do que as pontas, pois as trocas térmicas se tornam menos eficiente próximo ao centro (Sp2) da parede depositada. Nas extremidades da camada (Sp1 e Sp3), além da troca por condução, há troca de calor por convecção e radiação.

Na temperatura pós-deposição da camada, como a imagem térmica foi capturada logo após a extinção do arco, o perfil de temperatura está próximo de uma linha reta crescente. O que mostra que a temperatura é mais alta quanto mais perto da região do arco elétrico.

Ao comparar as duas condições a) e b), na condição b) com campo eletromagnético, a temperatura da camada foi menor tanto na pré-deposição quanto na pós-deposição. Este menor valor de temperatura apresentado na condição com campo eletromagnético está de acordo com o que é explicado na Figura 82, onde uma parte do fluxo de calor do arco é absorvida pelo arame alimentado ( $q_a$ ) e isso resulta em menor fluxo de calor por condução ( $Q_c$ ) para a peça de trabalho.

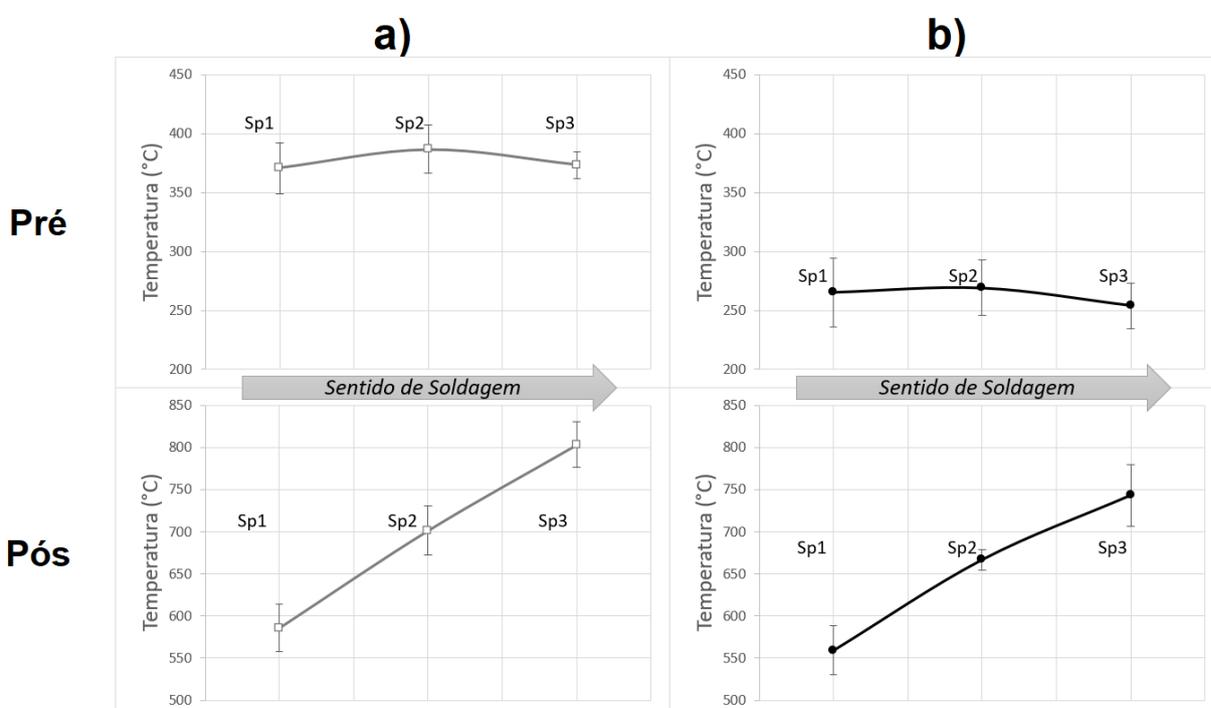


Figura 89 - Comportamento da temperatura de pré e pós deposição da camada número 19 no ponto inicial (Sp1), intermediário (Sp2) e final (Sp3) a) sem e b) com campo eletromagnético

Com os resultados da termografia de todas as camadas depositadas, na condição (a) sem e (b) com campo eletromagnético, foi elaborada a Figura 90 que mostra a variação da temperatura na lateral da parede. As temperaturas pré e pós deposição foram destacadas na camada 19, tanto na condição sem e com campo eletromagnético. A análise foi realizada para o ponto (Sp2) onde a troca térmica se mostrou mais deficiente.

Observa-se que na condição sem campo eletromagnético a temperatura foi mais elevada, tanto pré quanto pós deposição. Na condição com campo eletromagnético, a temperatura foi

menor, tanto na pré quanto na pós deposição. Principalmente na temperatura de pós-deposição da camada, onde a captura da imagem térmica foi logo após a deposição, nota-se que a diminuição da temperatura está de acordo com o que foi explicado na Figura 82. Nesta etapa, onde a temperatura foi menor, o arame foi alimentado e a parcela do calor serviu para aquecer o arame.

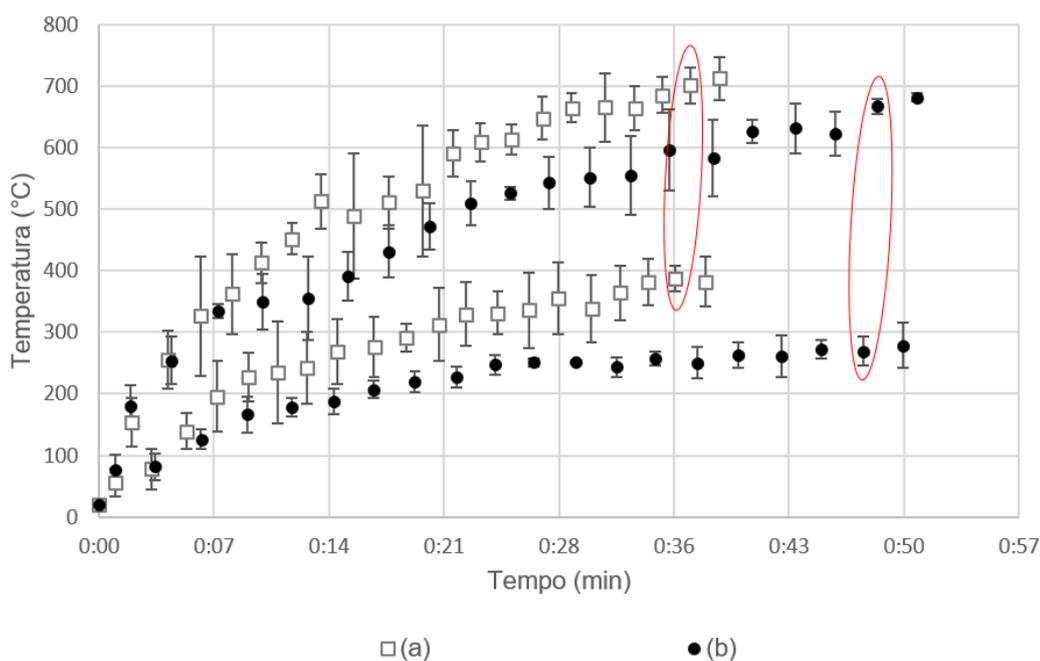


Figura 90 - Comparação das temperaturas da lateral da parede para a condição sem (a) e com (b) campo eletromagnético

Na temperatura de pré-deposição da camada, não há alimentação de arame e a diminuição da temperatura também está ligada ao maior tempo de ajuste da altura do arco conforme mostra a Figura 91. Por outro lado, na etapa de operação a influência do tempo não está relacionada com a diminuição da temperatura, já que os tempos foram próximos para as duas condições.

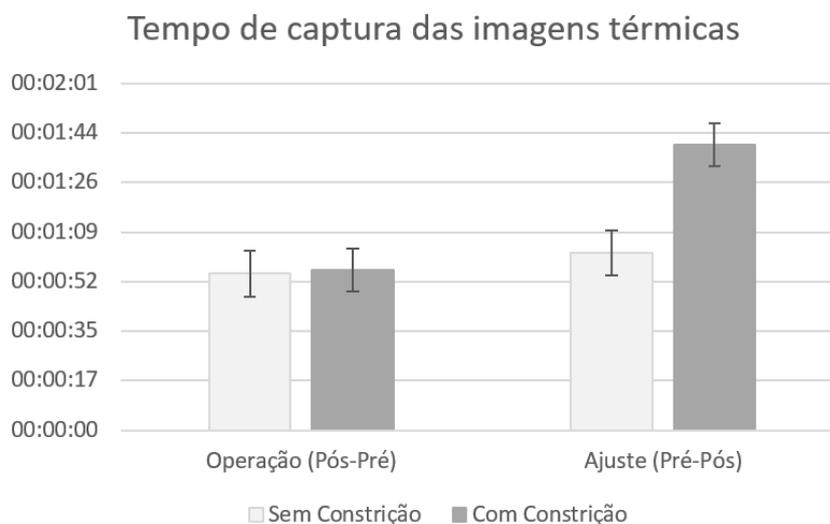


Figura 91 - Tempo de captura das imagens térmicas entre operação e ajuste

Na etapa de operação, o aumento da velocidade de alimentação do arame contribuiu para a redução da temperatura média da lateral da parede na condição com campo eletromagnético. Nas duas condições, com e sem constrição, o arco elétrico forneceu a mesma energia pois foi demonstrado que o arco não sofre queda de corrente ou tensão com o uso do dispositivo eletromagnético. Na condição com constrição foi aumentada a velocidade de alimentação do arame e com isso maior volume de material necessitou ser fundido pela energia do arco. Com a porção do calor do arco elétrico utilizada para aquecer a ponta do arame e fundir esse arame, foi possível aumentar a taxa de deposição e com isso diminuiu-se o fluxo de calor para as camadas depositadas.

## 5 CONCLUSÕES

Neste trabalho de pesquisa foi desenvolvido um dispositivo eletromagnético para alterar a forma do arco elétrico e posteriormente foi analisada a sua aplicação na manufatura aditiva a arco elétrico baseada no processo GTAW com arame alimentado.

Um grau de liberdade adicional para o controle do processo foi desenvolvido e demonstrado, permitindo maior robustez e flexibilidade para a otimização operacional (aumento de produtividade, qualidade) e customização dos processos, principalmente para aplicações avançadas, como a fabricação de peça na manufatura aditiva a arco elétrico. Com os resultados obtidos foi possível tirar as seguintes conclusões:

- O dispositivo eletromagnético desenvolvido proporciona a alteração da forma do arco elétrico e a seção transversal muda de cilíndrica para elíptica. Essa alteração de forma, de circular para elíptica, permite um direcionamento do arco na direção longitudinal ou transversal a de soldagem;
- O dispositivo eletromagnético pode ser aplicado como um acessório de fácil instalação, independente do equipamento GTAW;
- É possível reorientar a elipse, defasando em  $90^\circ$  e alterar a direção do arco elétrico sem movimento mecânico, apenas invertendo a corrente de excitação nas bobinas. É também possível modificar a intensidade do campo gerado por meio da variação da corrente de excitação nas bobinas;
- Quanto maior a corrente de excitação na bobina, maior foi a intensidade do campo eletromagnético gerado e, conseqüentemente, maior a mudança geométrica do arco. Em outras palavras, maior o alongamento da elipse;
- Observou-se uma redução na área da seção do arco elétrico próxima ao anodo que é proporcional ao aumento da corrente de excitação na bobina. Esta redução na área do arco causa um aumento na densidade da corrente e um aumento da potência específica;

- As mudanças geométricas do arco elétrico são refletidas na geometria do cordão, isto é, quanto maior a constrição do arco (menor comprimento da elipse perpendicular ao sentido de soldagem), maior a penetração e menor a largura do cordão. De outro modo, quanto maior a expansão do arco (maior comprimento da elipse perpendicular ao sentido de soldagem), menor a penetração e maior a largura do cordão;
- A aplicação do dispositivo eletromagnético na manufatura aditiva dos aços inoxidáveis austeníticos baseada no processo GTAW, resultou no aumento da altura das camadas depositadas e, conseqüentemente, na altura final da parede depositada em 10%. Os resultados do teste t para a altura das camadas são estatisticamente significativos com 95% de confiabilidade;
- O emprego do dispositivo eletromagnético na manufatura aditiva, com o maior comprimento da elipse paralelo ao sentido de soldagem, resultou em menor espaçamento dendrítico, tanto primário como secundário, e um menor desvio padrão na fração de ferrita na microestrutura do metal depositado;
- Com a utilização do dispositivo eletromagnético foi possível alterar a forma do arco elétrico e aumentar o aquecimento da ponta do arame alimentado na manufatura aditiva. Com isso, foi possível aumentar a taxa de deposição (kg/h) e o volume depositado por comprimento de camada ( $\text{mm}^3/\text{mm}$ ), ambos em 10%, sem alterar a entrada de calor. O que resultou em paredes mais altas com a manutenção da mesma largura média;
- O dispositivo eletromagnético altera a forma do arco elétrico e proporciona uma maior distribuição do fluxo de calor na ponta do arame e, conseqüentemente, uma redução da temperatura para a camada depositada. Com isso, na condição com campo eletromagnético a temperatura da lateral da parede foi menor, tanto na pré como na pós-deposição da camada.

## 6 SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS

Com base no comportamento do arco elétrico e nos estudos realizados, algumas sugestões seguem:

- Analisar por meio de vídeo se ao inverter a polaridade de soldagem a constrição e expansão ocorrem de forma similar, tanto na região catódica como na região anódica.
- Verificar se ao utilizar CA na fonte de soldagem, a alteração no sentido das forças na mesma frequência do pulso, proporcionará a movimentação da poça e o conseqüente refino da microestrutura. A alteração no sentido da força provocará a inversão da constrição para a expansão na frequência definida.
- Pesquisar o efeito da alimentação das bobinas, com corrente alternada a uma dada frequência, sobre o refino da microestrutura do material.
- Testar o dispositivo utilizando a expansão do arco, ou seja, o maior lado da elipse perpendicular ao sentido de soldagem, para produzir paredes utilizando alimentação com duplo arame para analisar o aumento da taxa de deposição e a deposição com dois arames de materiais diferentes.
- Utilizar a técnica Schlieren para verificar se o comportamento da proteção gasosa acompanha a alteração de forma do arco elétrico.
- Expandir a aplicação do dispositivo para outros processos de soldagem a arco.
- Aplicar o dispositivo eletromagnético no processo de soldagem adaptativo, em malha fechada, onde realizaria a leitura da junta a ser soldada com a retroalimentação das bobinas para modificar o formato do arco elétrico.

## 7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABE, T.; SASAHARA, H. Layer geometry control for the fabrication of lattice structures by wire and arc additive manufacturing. **Additive Manufacturing**, 28, p. 639-648, 2019.
- AHN, D.-G. Directed Energy Deposition (DED) Process: State of the Art. **International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology**, p. 1-40, 2021.
- ALBERTI, E.; SILVA, L.; D'OLIVEIRA, A. Manufatura aditiva: o papel da soldagem nesta janela de oportunidade. **Soldagem & Inspeção**, 19, n. 2, p. 190-198, 2014.
- ALI, Y.; HENCKELL, P.; HILDEBRAND, J.; REIMANN, J. *et al.* Wire arc additive manufacturing of hot work tool steel with CMT process. **Journal of Materials Processing Technology**, 269, p. 109-116, 2019.
- ARNDT, T. L.; DIK, R. C.; KASKINEN, P. J. Method and System for Hot Wire Welding. SMITH, G. R., LLP. US 2002/0117489 A1 29 Agosto 2002.
- ATSUMI, O. Solidificação dos Metais. **São Paulo: LCTE. Ltda**, 1988.
- BALRAM, Y.; RAJYALAKSHMI, G. Thermal fields and residual stresses analysis in TIG weldments of SS 316 and Monel 400 by numerical simulation and experimentation. **Materials Research Express**, 6, n. 8, p. 0865e0862, 2019.
- CANTÉ, M. V.; SPINELLI, J. E.; CHEUNG, N.; GARCIA, A. The correlation between dendritic microstructure and mechanical properties of directionally solidified hypoeutectic Al-Ni alloys. **Metals and Materials International**, 16, n. 1, p. 39-49, 2010.
- CAO, F.; CHEN, S.; DU, C. Investigation of hot-wire TIG welding based on the heat-conduction. **Energy Procedia**, 144, p. 9-15, 2018.
- CHEN, J.; LU, Y.; LI, X.; ZHANG, Y. Gas tungsten arc welding using an arcing wire. **Welding Journal**, 91, n. 10, p. 261-269, 2012.
- CHEN, X.; LI, J.; CHENG, X.; WANG, H. *et al.* Effect of heat treatment on microstructure, mechanical and corrosion properties of austenitic stainless steel 316L using arc additive manufacturing. **Materials Science and Engineering: A**, 715, p. 307-314, 2018.
- CHERNOVOL, N.; LAUWERS, B.; VAN RYMENANT, P. Development of low-cost production process for prototype components based on Wire and Arc Additive Manufacturing (WAAM). **Procedia CIRP**, 95, p. 60-65, 2020.
- CHUAIPHAN, W.; SRIJAROENPRAMONG, L. Effect of welding speed on microstructures, mechanical properties and corrosion behavior of GTA-welded AISI 201 stainless steel sheets. **Journal of Materials Processing Technology**, 214, n. 2, p. 402-408, 2014.
- CORRADI, D. R.; BRACARENSE, A. Q.; WU, B.; CUIURI, D. *et al.* Effect of Magnetic Arc Oscillation on the geometry of single-pass multi-layer walls and the process stability in wire

and arc additive manufacturing. **Journal of Materials Processing Technology**, 283, p. 116723, 2020.

CORRADI, D. R.; COELHO, F. G.; ANTONELLO, M. G.; BRACARENSE, A. Q. *et al.* The Influence of Magnetic Arc Oscillation on the Deposition Width Variation along the Length of Multi-layer Single-Pass Walls Produced by Wire Arc Additive Manufacturing Process. **Journal of Materials Engineering and Performance**, p. 1-12, 2021.

CUI, D.; JI, Y.; JIN, M.; SUN, Y. *et al.* Tungsten electrode argon-arc welding electric arc oscillator. LTD, Z. H. E. T. C. China 11 Janeiro 2012.

CUI, D.; YI, Y.; ZHOU, J. Method and device for bidirectional automatic tracking by argon arc welding arc oscillation of tungsten electrode. LTD, Z. H. E. T. C. China 17 Agosto 2011.

CUNNINGHAM, C.; FLYNN, J.; SHOKRANI, A.; DHOKIA, V. *et al.* Invited review article: Strategies and processes for high quality wire arc additive manufacturing. **Additive Manufacturing**, 22, p. 672-686, 2018.

DA SILVA, L. J.; SOUZA, D. M.; DE ARAÚJO, D. B.; REIS, R. P. *et al.* Concept and validation of an active cooling technique to mitigate heat accumulation in WAAM. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 107, 2020.

DINOVITZER, M.; CHEN, X.; LALIBERTE, J.; HUANG, X. *et al.* Effect of wire and arc additive manufacturing (WAAM) process parameters on bead geometry and microstructure. **Additive Manufacturing**, 26, p. 138-146, 2019.

DUPONT, J.; MARDER, A. Thermal efficiency of arc welding processes. **Welding Journal-Including Welding Research Supplement**, 74, n. 12, p. 406s, 1995.

ERIKSSON, M.; LERVÅG, M.; SØRENSEN, C.; ROBERTSTAD, A. *et al.* Additive manufacture of superduplex stainless steel using WAAM. **MATEC Web Conf.**, 188, p. 03014, 2018.

GARCIA, A. **Solidificação: fundamentos e aplicações**. Editora da UNICAMP, 2007. 852680782X.

GONG, M.; MENG, Y.; ZHANG, S.; ZHANG, Y. *et al.* Laser-arc hybrid additive manufacturing of stainless steel with beam oscillation. **Additive Manufacturing**, 33, p. 101180, 2020.

GRAÇA, C. Eletromagnetismo. **Rio Grande do Sul**, 2012.

GREENE, W. J. Magnetic oscillation of welding arc. Google Patents 1960.

HACKENHAAR, W.; MAZZAFERRO, J. A.; MONTEVECCHI, F.; CAMPATELLI, G. An experimental-numerical study of active cooling in wire arc additive manufacturing. **Journal of Manufacturing Processes**, 52, p. 58-65, 2020.

HERDERICK, E. Additive manufacturing of metals: A review. **Materials science and technology**, 1413, 2011.

HORI, K.; BUTSUSAKI, Y.; TAKUWA, T.; MATSUMURA, Y. AC TIG Welding Apparatus Using Hot Wire. KAISHA, B.-H. K. Japan. 4,904,843 27 Fevereiro 1990.

HORI, K.; MYOGA, T.; SHINOMIYA, M.; WATANABE, E. *et al.* Semi-Automatic Hot Wire TIG Welding Equipment. KAISHA, B.-H. K. Japan. 4,801,781 31 Janeiro 1989.

HORI, K.; WATANABE, E.; MYOGA, T.; TAKUWA, T. *et al.* Hot-Wire TIG Welding Apparatus. KAISHA, B.-H. K. Japan. 4,628,182 09 Dezembro 1986.

HORI, K.; WATANABE, H.; MYOGA, T.; KUSANO, K. Development of hot wire TIG welding methods using pulsed current to heat filler wire—research on pulse heated hot wire TIG welding processes. **Welding international**, 18, n. 6, p. 456-468, 2004.

HUANG, J.; YUAN, W.; YU, S.; ZHANG, L. *et al.* Droplet transfer behavior in bypass-coupled wire arc additive manufacturing. **Journal of Manufacturing Processes**, 49, p. 397-412, 2020. Article.

IRVING, R. TIG quality, MIG speed combined in hot wire welding process. **Iron Age**, 198, n. 15, p. 61-64, 1966.

ISO/ASTM:52900. ISO/ASTM 52900: 2015 Additive manufacturing-General principles-terminology. **ASTM F2792-10e1**, 2015.

KEHONG, W.; XUE, P.; WENZHONG, W.; QI, Z. *et al.* Magnetic field control type additive forming method and device adopting electric arc robot. TECHNOLOGY, N. U. O. S. A. China 29 junho 2018.

KEHONG, W.; XUEZONG, X.; JIKANG, F.; MING, Z. *et al.* Magnetic field control type electric arc robot additive manufacturing method. TECHNOLOGY, N. U. O. S. A. China 2019.

KOU, S. **Welding Metallurgy**. 2nd Ed. ed. New Jersey, USA: John Wiley & Sons, Inc., 2003.

KUMAR, S.; SHAHI, A. Effect of heat input on the microstructure and mechanical properties of gas tungsten arc welded AISI 304 stainless steel joints. **Materials & Design**, 32, n. 6, p. 3617-3623, 2011.

LANCASTER, J. F. The physics of welding. **Physics in technology**, 15, n. 2, p. 73, 1984.

LANCASTER, J. F. **Metallurgy of welding**. Elsevier, 1999. 1845694864.

LEE, H.-S.; JUNG, J.-S.; KIM, D.-S.; YOO, K.-B. Failure analysis on welded joints of 347H austenitic boiler tubes. **Engineering Failure Analysis**, 57, p. 413-422, 2015.

LI, Z.; LIU, C.; XU, T.; JI, L. *et al.* Reducing arc heat input and obtaining equiaxed grains by hot-wire method during arc additive manufacturing titanium alloy. **Materials Science and Engineering: A**, 742, p. 287-294, 2019.

LIPPOLD, J. C. **Welding metallurgy and weldability**. Wiley Online Library, 2015. 1118230701.

LIU, S.; LIU, Z. M.; ZHAO, X. C.; FAN, X. G. Influence of cusp magnetic field configuration on K-TIG welding arc penetration behavior. **Journal of Manufacturing Processes**, 53, p. 229-237, 2020.

LIU, Y.; LI, J.; SUN, Q.; JIN, P. *et al.* Optimization of magnetic oscillation system and microstructural characteristics in arc welding of Al/Mg alloys. **Journal of Manufacturing Processes**, 39, p. 69-78, 2019.

LU, F.; YAO, S.; LOU, S.; LI, Y. Modeling and finite element analysis on GTAW arc and weld pool. **computational materials science**, 29, n. 3, p. 371-378, 2004.

LUO, J.; LUO, Q.; WANG, X.; WANG, X. EMS-CO2 welding: a new approach to improve droplet transfer characteristics and welding formation. **Materials and Manufacturing Processes**, 25, n. 11, p. 1233-1241, 2010.

LV, S.; TIAN, X.; WANG, H.; YANG, S. Arc heating hot wire assisted arc welding technique for low resistance welding wire. **Science and Technology of Welding and Joining**, 12, n. 5, p. 431-435, 2007.

MAKOTO, T.; HISAAKI, Y.; SYOZI, K.; TOSHISADA, K. High efficiency arc welding process and apparatus. LIMITED, K. S. EUA 13 junho 1978.

MARQUES, P. V.; MODENESI, P. J. Some handy equations for welding. **Soldagem & Inspeção**, 19, n. 1, p. 91-101, 2014.

MODENESI, P. J. Introdução à Física do Arco Elétrico Soldagem I. **Departamento Engenharia Metalúrgica UFMG**, 2001.

MUKHERJEE, T.; DEBROY, T. A digital twin for rapid qualification of 3D printed metallic components. **Applied Materials Today**, 14, p. 59-65, 2019.

NAMBEI, F. E. C. Informações e Tabelas Técnicas: Fios e Cabos. São Paulo: 32 p. p. 2010.

NAVARRO, M.; MATAR, A.; DILTEMIZ, S. F.; ESHRAGHI, M. Development of a Low-Cost Wire Arc Additive Manufacturing System. **Journal of Manufacturing and Materials Processing**, 6, n. 1, p. 3, 2022.

NIKI, M. K.; TORABI, S. A.; NONINO, F. Why manufacturers adopt additive manufacturing technologies: The role of sustainability. **Journal of cleaner production**, 222, p. 381-392, 2019.

NILES, R.; JACKSON, C. Weld thermal efficiency of the GTAW process. **Welding journal**, 54, n. 1, p. 25, 1975.

NOMURA, K.; MORISAKI, K.; HIRATA, Y. Magnetic control of arc plasma and its modelling. **Welding in the World**, 53, n. 7-8, p. R181-R187, 2009.

NOMURA, K.; OGINO, Y.; HAGA, T.; HIRATA, Y. Influence of magnet configurations on magnetic controlled TIG arc welding. **Transactions of JWRI**, 39, n. 2, p. 209-210, 2010.

NOMURA, K.; OGINO, Y.; HIRATA, Y. Shape control of TIG arc plasma by cusp-type magnetic field with permanent magnet. **Welding International**, 26, n. 10, p. 759-764, 2012.

OLIVARES, E. A. G.; DÍAZ, V. M. V. Estudo do Processo TIG Hot-Wire com Material de Adição AISI-316L Analisando o Efeito do Sopros Magnético do Arco sobre a Diluição do Cordão de Solda. **Soldagem & Inspeção**, 21, n. 3, p. 330-341, 2016.

OLIVEIRA, J.; SANTOS, T.; MIRANDA, R. Revisiting fundamental welding concepts to improve additive manufacturing: From theory to practice. **Progress in Materials Science**, p. 100590, 2019.

PABLO REIS, R.; RESENDE LARQUER, T. Técnica de Soldagem Sincronizada com Oscilação Magnética do Arco. (BR/MG), U. F. D. U. Brasil 14 agosto 2018.

PAI, A.; SOGALAD, I.; BASAVARAJAPPA, S.; KUMAR, P. Results of tensile, hardness and bend tests of modified 9Cr 1Mo steel welds: Comparison between cold wire and hot wire gas tungsten arc welding (GTAW) processes. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, 169, p. 125-141, 2019.

PAN, J.; HU, S.; YANG, L.; LI, H. Simulation and analysis of heat transfer and fluid flow characteristics of variable polarity GTAW process based on a tungsten-arc-specimen coupled model. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, 96, p. 346-352, 2016.

PASKUAL, A.; ÁLVAREZ, P.; SUÁREZ, A. Study on arc welding processes for high deposition rate additive manufacturing. **Procedia Cirp**, 68, p. 358-362, 2018.

QI, B.; YANG, M.; CONG, B.; LIU, F. The effect of arc behavior on weld geometry by high-frequency pulse GTAW process with 0Cr18Ni9Ti stainless steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 66, n. 9-12, p. 1545-1553, 2013.

RAVISANKAR, A.; VELAGA, S. K.; RAJPUT, G.; VENUGOPAL, S. Influence of welding speed and power on residual stress during gas tungsten arc welding (GTAW) of thin sections with constant heat input: A study using numerical simulation and experimental validation. **Journal of Manufacturing Processes**, 16, n. 2, p. 200-211, 2014.

REDUCTION, A. Magnetic oscillation of welding arc. REDUCTION, A. Reino Unido 29 jan. 1958.

REIS, R. P.; SCOTTI, A.; NORRISH, J.; CUIURI, D. Investigation on welding arc interruptions in the presence of magnetic fields: arc length, torch angle and current pulsing frequency influence. **IEEE Transactions on Plasma Science**, 41, n. 1, p. 133-139, 2012.

RESNICK, R.; WALKER, J.; HALLIDAY, D. **Fundamentals of physics**. John Wiley Hoboken, 1988.

ROKHLIN, S.; GUU, A. A study of arc force, pool depression, and weld penetration during gas tungsten arc welding. **Welding Journal(USA)**, 72, n. 8, p. 381, 1993.

RON, T.; LEVY, G. K.; DOLEV, O.; LEON, A. *et al.* The Effect of Microstructural Imperfections on Corrosion Fatigue of Additively Manufactured ER70S-6 Alloy Produced by Wire Arc Deposition. **Metals**, 10, n. 1, p. 98, 2020.

SCOTTI, F. M.; TEIXEIRA, F. R.; DA SILVA, L. J.; DE ARAUJO, D. B. *et al.* Thermal management in WAAM through the CMT Advanced process and an active cooling technique. **Journal of Manufacturing Processes**, 57, p. 23-35, 2020.

SILWAL, B.; SANTANGELO, M. Effect of vibration and hot-wire gas tungsten arc (GTA) on the geometric shape. **Journal of Materials Processing Technology**, 251, p. 138-145, 2018.

SONAR, T.; MALARVIZHI, S.; BALASUBRAMANIAN, V. Influence of arc constriction current frequency on tensile properties and microstructural evolution of tungsten inert gas welded thin sheets of aerospace alloy. **Transactions of Nonferrous Metals Society of China**, 31, n. 2, p. 456-474, 2021.

SUN, Q.; LI, J.; LIU, Y.; JIANG, Y. *et al.* Arc characteristics and droplet transfer process in CMT welding with a magnetic field. **Journal of Manufacturing Processes**, 32, p. 48-56, 2018.

SUNDARESAN, S.; RAM, G. J. Use of magnetic arc oscillation for grain refinement of gas tungsten arc welds in  $\alpha$ - $\beta$  titanium alloys. **Science and Technology of Welding and Joining**, 4, n. 3, p. 151-160, 1999.

SUNDARESAN, S.; RAM, G. J.; REDDY, G. M. Microstructural refinement of weld fusion zones in  $\alpha$ - $\beta$  titanium alloys using pulsed current welding. **Materials Science and Engineering: A**, 262, n. 1-2, p. 88-100, 1999.

VANDERSLUIS, E.; RAVINDRAN, C. Comparison of measurement methods for secondary dendrite arm spacing. **Metallography, Microstructure, and Analysis**, 6, n. 1, p. 89-94, 2017.

VASUDEVAN, M.; CHANDRASEKHAR, N.; MADURAIMUTHU, V.; BHADURI, A. *et al.* Real-time monitoring of weld pool during GTAW using infra-red thermography and analysis of infra-red thermal images. **Welding in the World**, 55, n. 7, p. 83-89, 2011.

WANG, D.; SONG, C.; YANG, Y.; BAI, Y. Investigation of crystal growth mechanism during selective laser melting and mechanical property characterization of 316L stainless steel parts. **Materials & Design**, 100, p. 291-299, 2016.

WANG, J.; SUN, Q.; FENG, J.; WANG, S. *et al.* Characteristics of welding and arc pressure in TIG narrow gap welding using novel magnetic arc oscillation. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 90, n. 1, p. 413-420, 2017.

WU, B.; PAN, Z.; DING, D.; CUIURI, D. *et al.* A review of the wire arc additive manufacturing of metals: properties, defects and quality improvement. **Journal of Manufacturing Processes**, 35, p. 127-139, 2018.

WU, H.; CHANG, Y.; GUAN, Z.; BABKIN, A. *et al.* Arc shape and microstructural analysis of TIG welding with an alternating cusp-shaped magnetic field. **Journal of Materials Processing Technology**, 289, p. 116912, 2021.

WU, H.; CHANG, Y.; LU, L.; BAI, J. Review on magnetically controlled arc welding process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 91, n. 9-12, p. 4263-4273, 2017.

XIA, C.; PAN, Z.; POLDEN, J.; LI, H. *et al.* A review on wire arc additive manufacturing: Monitoring, control and a framework of automated system. **Journal of Manufacturing Systems**, 57, p. 31-45, 2020.

XIANGWEN, L.; ZIHAO, Q.; HUA, L.; TAO, G. *et al.* Welding seam tracking sensor for controlling TIG electric arc by adopting magnetic field. UNIVERSITY, X. China 29 março 2019.

YANG, M.; QI, B.; CONG, B.; LIU, F. *et al.* Study on electromagnetic force in arc plasma with UHFP-GTAW of Ti-6Al-4V. **IEEE Transactions on Plasma Science**, 41, n. 9, p. 2561-2568, 2013.

YILMAZ, O.; UGLA, A. A. Microstructure characterization of SS308LSi components manufactured by GTAW-based additive manufacturing: shaped metal deposition using pulsed current arc. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 89, n. 1-4, p. 13-25, 2017.

ZHANG, D.; LIU, A.; YIN, B.; WEN, P. Additive manufacturing of duplex stainless steels-A critical review. **Journal of Manufacturing Processes**, 73, p. 496-517, 2022.

ZHANG, X.; WANG, K.; ZHOU, Q.; DING, J. *et al.* Microstructure and mechanical properties of TOP-TIG-wire and arc additive manufactured super duplex stainless steel (ER2594). **Materials Science and Engineering: A**, 762, p. 138097, 2019.

ZHAO, W.; WEI, Y.; ZHANG, X.; CHEN, J. *et al.* Comparative investigation of wire arc additive manufacturing of Al-5% Mg alloy with and without external alternating magnetic field. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, p. 1-17, 2022.

ZHAO, Y.; JIA, Y.; CHEN, S.; SHI, J. *et al.* Process planning strategy for wire-arc additive manufacturing: Thermal behavior considerations. **Additive Manufacturing**, 32, 2020. Article.

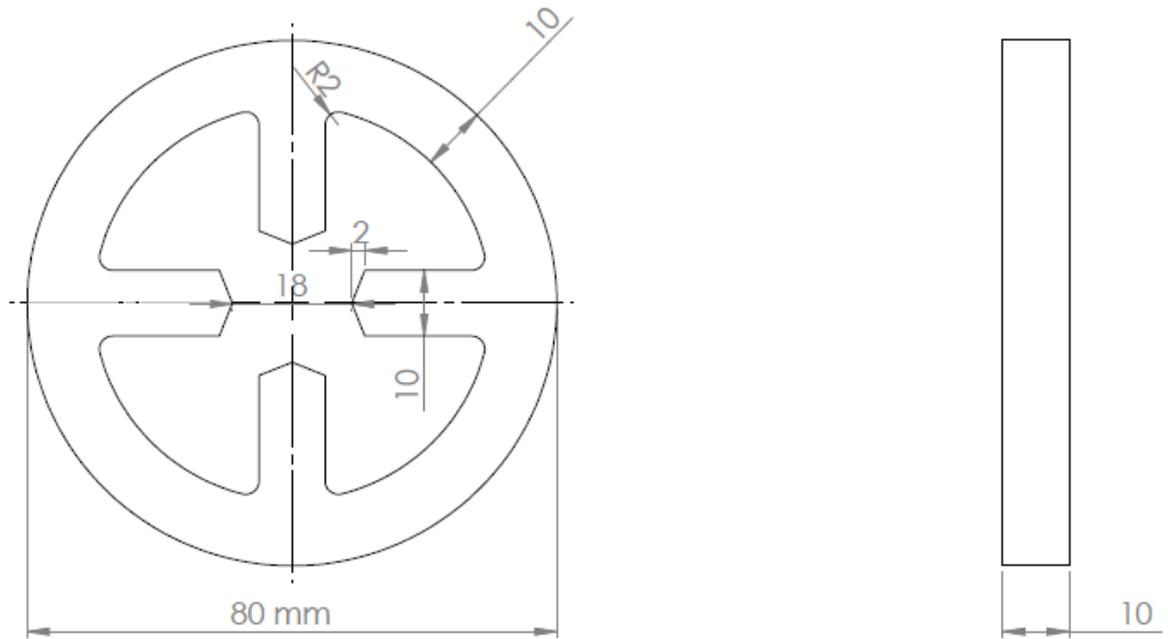
**8 APÊNDICE**

Figura 92 - Desenho técnico do entreferro

 BRASIL	Acesso à informação	Participe	Serviços	Legislação	Canais
--	---------------------	-----------	----------	------------	--------

Instituto Nacional da  
**Propriedade Industrial**  
Ministério da Economia

Consulta à Base de Dados do INPI

[ Início | Ajuda? ]

» Consultar por: Base Patentes | Finalizar Sessão

1/1

Meus Pedidos

**Depósito de pedido nacional de Patente**

(21) Nº do Pedido: **BR 10 2020 026814 7**

(22) Data do Depósito: 28/12/2020

(43) Data da Publicação: -

(47) Data da Concessão: -

(71) Nome do Depositante: UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS (BR/MG)

**Anuidades** ?

**Petições** ?

Serviço	Pgo	Protocolo	Data	Imagens	Cliente	Delivery	Data
200	<input checked="" type="checkbox"/>	870200161966	28/12/2020	- - -	UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS		-

**Serviços**

**Anuidade**

**Outros**

**Publicações** ?

RPI	Data RPI	Despacho	Img	Complemento do Despacho
2620	<b>23/03/2021</b>	2.1	 -	
2609	<b>05/01/2021</b>	2.10	- -	Número de Protocolo '870200161966' em 28/12/2020 16:29 (WB)

Dados atualizados até **30/11/2021** - Nº da Revista: **2656**

**Documentos Publicados**

Figura 93 - Patente de invenção depositada

### Dados do Pedido

**Natureza Patente:** 10 - Patente de Invenção (PI)

**Título da Invenção ou Modelo de** DISPOSITIVO PARA CONSTRIÇÃO E EXPANSÃO

**Utilidade (54):** ELETROMAGNÉTICA E USOS

**Resumo:** A tecnologia se refere a um dispositivo gerador de campo eletromagnético capaz de comprimir e expandir a forma geométrica do arco elétrico. O dispositivo pode ser utilizado nos processos de soldagem em arco e distingue-se pelo fato de alterar o arco elétrico, diferentemente dos processos de oscilação, permitindo modificação da forma do arco elétrico, de circular para elíptica, sem a necessidade de movimentação mecânica do dispositivo.

**Figura a publicar:** 2

Figura 94 - Dados do pedido de patente de invenção

Resultados da tese que já foram publicados em periódicos:

[ANTONELLO, M. G.; BRACARENSE, A. Q. Device Design for Electric Arc Electromagnetic Constriction. Soldagem & Inspeção, 25, 2020.](#)

[ANTONELLO, M. G.; BRACARENSE, A. Q.; E SILVA, R. H. G.; PIGOZZO, I. O. et al. Electric arc shape and weld bead geometry analysis under the electromagnetic constriction and expansion effect. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, p. 1-13, 2021.](#)

[ANTONELLO, M. G.; BRACARENSE, A. Q.; SCHEUER, C. J.; DAUDT, N. D. F. Effect of electromagnetic arc constriction applied in GTAW-based wire arc additive manufacturing on walls' geometry and microstructure. Journal of Manufacturing Processes, 71, p. 156-167, 2021.](#)

## 9 ANEXO

Capacidade de condução de corrente, em amperes, para o método de referência B1 do condutor de cobre. Seção nominal de 0,64 mm<sup>2</sup>.

Pela interpolação, a corrente máxima suportada por esse condutor de 0,9 mm diâmetro é aproximadamente 10 A. Considerando a situação de trabalho classificada como, “Condutores isolados em eletroduto de seção circular sobre parede de madeira” (NAMBEI, 2010).

Figura 95 - Capacidade de condução de corrente

Seção Nominal mm <sup>2</sup>	Métodos de Referência definidos na tabela 11											
	A1		A2		B1		B2		C		D	
	Números de Condutores Carregados											
Cobre												
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)	(10)	(11)	(12)	(13)
0,5	7	7	7	7	9	8	9	8	10	9	12	10
0,75	9	9	9	9	11	10	11	10	13	11	15	12
1	11	10	11	10	14	12	13	12	15	14	18	15
1,5	14,5	13,5	14	13	17,5	15,5	16,5	15	19,5	17,5	22	18
2,5	19,5	18	18,5	17,5	24	21	23	20	27	24	29	24
4	26	24	25	23	32	28	30	27	36	32	38	31
6	34	31	32	29	41	36	38	34	46	41	47	39
10	46	42	43	39	57	50	52	46	63	57	63	52
16	61	56	57	52	76	68	69	62	85	76	81	67
25	80	73	75	68	101	89	90	80	112	96	104	86
35	99	89	92	83	125	110	111	99	138	119	125	103

Fonte: NAMBEI: Fios e cabos (2010).