



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
CENTRO TECNOLÓGICO  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Anna Louise Voigt

**DESENVOLVIMENTO DE TECNOLOGIA GMAW E SAW ASSISTIDA POR  
INDUÇÃO ELETROMAGNÉTICA NO PRÉ-AQUECIMENTO DO ARAME**

Florianópolis  
2024

Anna Louise Voigt

**DESENVOLVIMENTO DE TECNOLOGIA GMAW E SAW ASSISTIDA POR  
INDUÇÃO ELETROMAGNÉTICA NO PRÉ-AQUECIMENTO DO ARAME**

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina como requisito parcial para a obtenção do título de Doutora em Engenharia Mecânica.

Orientador(a): Prof. Carlos Enrique Niño Bohórquez, Dr. Eng.

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

Florianópolis

2024

Voigt, Anna Louise

Desenvolvimento de tecnologia GMAW e SAW assistida por indução eletromagnética no pré-aquecimento do arame / Anna Louise Voigt ; orientador, Carlos Enrique Bohórquez Niño, coorientador, Tiago Vieira Cunha, 2024.

169 p.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Florianópolis, 2024.

Inclui referências.

1. Engenharia Mecânica. 2. Soldagem. 3. Indução Eletromagnética. 4. Arco Submerso. 5. MIG/MAG. I. Niño, Carlos Enrique Bohórquez. II. Cunha, Tiago Vieira. III. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

Anna Louise Voigt

**Desenvolvimento de tecnologia GMAW e SAW assistida por indução  
eletromagnética no pré-aquecimento do arame**

O presente trabalho em nível de Doutorado foi avaliado e aprovado, em 07 de junho de 2024, pela banca examinadora composta pelos seguintes membros:

Prof. Louriel Oliveira Vilarinho, Dr. Eng.  
Universidade Federal de Uberlândia

Prof. Milton Pereira, Dr. Eng.  
Universidade Federal de Santa Catarina

Raul Gohr Júnior, Dr. Eng.  
IMC Soldagem

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

---

Coordenação do Programa de Pós-Graduação

---

Prof. Carlos Enrique Niño Bohórquez, Dr. Eng.  
Orientador

Florianópolis, 2024.

À minha família.

## **AGRADECIMENTOS**

Primeiramente, sou grata a Deus pela graça, salvação e pela orientação constante que Ele me proporcionou ao enfrentar os desafios ao longo desta jornada.

Àqueles que estiveram ao meu lado em todos os momentos, meu marido Josias e meus pais Jane e Dirson, expresso minha imensa gratidão. Seu amor incondicional, paciência e incentivo foram fundamentais para que eu pudesse me dedicar plenamente a este trabalho. Aos meus sogros, Margarete e Nelson, agradeço por me acolherem com carinho e por compartilharem sua família comigo.

Aos meus orientadores, profs. Carlos Enrique Niño Bohórquez e Tiago Vieira da Cunha, expresso meu agradecimento pela orientação paciente e dedicada ao longo desses anos de convívio e aprendizado. Espero que nossa parceria continue e que a soldagem continue a nos unir em projetos futuros.

À Universidade Federal de Santa Catarina, reconheço o ensino público de qualidade que recebi e à Fundação Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pelo apoio financeiro por meio da bolsa de estudos. Agradeço também a todos os professores e servidores do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, cujo conhecimento compartilhado e oportunidades oferecidas foram essenciais para minha formação.

À IMC Soldagem, em especial ao Raul Gohr Júnior, manifesto minha gratidão pelo incentivo e apoio técnico ao longo deste trabalho.

Por fim, aos meus colegas do Laboratório de Tecnologia da Soldagem, em especial a Kamila, Guilherme e Julio, pelo companheirismo e apoio diário. Agradeço também a todos os demais que, direta ou indiretamente, contribuíram para a realização deste trabalho.

## RESUMO

Os processos de soldagem Arco Submerso (SAW) e MIG/MAG (GMAW) são caracterizados pelos elevados índices de produtividade decorrentes das elevadas taxas de fusão do arame-eletrodo. Entretanto, o controle do aporte térmico de ambos os processos encontra limitações devido a que as variáveis como corrente de soldagem, comprimento livre do eletrodo (*stickout*) e velocidade de alimentação de arame estão intrinsecamente correlacionadas não permitindo, portanto, o ajuste independente. Nesse contexto, diversas técnicas vêm sendo desenvolvidas visando diminuir essas relações de dependência através do pré-aquecimento do arame-eletrodo. O aquecimento através de um arco TIG auxiliar, um feixe de laser ou através da passagem de uma corrente elétrica utilizando uma fonte auxiliar, são algumas das técnicas empregadas nos processos de soldagem supracitados. Com essas técnicas é possível obter diferentes correntes médias de soldagem empregando a mesma velocidade de alimentação de arame ao alterar a magnitude do pré-aquecimento adicional. Contudo, as técnicas propostas apresentam desafios tecnológicos e operacionais como aquecimento excessivo do bico de contato, necessidade de desenvolvimento de tochas de soldagem especiais, além de problemas de alimentação do arame-eletrodo. Além disso, as técnicas propostas na literatura utilizam o efeito Joule no pré-aquecimento do arame-eletrodo em um local anterior ao de saída do mesmo pelo bico de contato. Diante disso, vislumbra-se potencial do aquecimento por indução eletromagnética demonstrado em trabalhos anteriores do grupo de pesquisa da presente autora. Neste contexto, propõem o estudo e desenvolvimento de técnica inéditas que contemplam o aquecimento por indução eletromagnética do arame-eletrodo após o bico de contato, ao longo do comprimento do *stickout*, nos processos SAW e GMAW. Para isso, foi realizado o projeto e desenvolvimento de tochas de soldagem SAW e GMAW, concebidas como protótipos capazes de implementar o aquecimento por indução eletromagnética simultaneamente ao aquecimento característico por efeito Joule devido à condução da corrente de soldagem. Com a infraestrutura adequada, foram conduzidos ensaios de soldagem para avaliar os efeitos da corrente e frequência de indução eletromagnética na corrente média de soldagem, na ampliação da taxa de fusão e na morfologia dos cordões de solda. Para ambos os processos, a técnica de aquecimento por indução eletromagnética do arame (*induction heated wire* - IHW) demonstrou a capacidade de reduzir em até 30% a corrente média de soldagem. No caso da técnica IHW-SAW, observou-se uma diminuição da diluição de 38% para 22%, juntamente com uma redução de mais de 60% na penetração dos cordões de solda. Resultados ainda mais significativos foram alcançados com o emprego do modo de transferência por curto-circuito na técnica IHW-GMAW, evidenciando uma redução de 75% na penetração, além da produção de cordões de solda com diluições bastante baixas, próximas a 4%. No que diz respeito à capacidade de ampliação da taxa de fusão, ao empregar o modo de transferência goticular, a técnica IHW-GMAW registrou incrementos de até 19% na velocidade de alimentação de arame, mantendo a mesma corrente média de soldagem. Esses resultados atestam que a técnica proposta tem a capacidade de dissociar a relação intrínseca entre a corrente de soldagem e a velocidade de alimentação de arame, que é característica inerente dos modos convencionais dos processos estudados, o que permite a expansão da faixa

operacional desses processos, bem como abre portas para novas aplicações que mitiguem os problemas e limitações das técnicas já estabelecidas.

**Palavras-chave:** Processo híbrido. Aquecimento indutivo. Arco Submerso. MIG/MAG.



## ABSTRACT

The Submerged Arc Welding (SAW) and Gas Metal Arc Welding (GMAW) processes are known for their high productivity due to the high melting rates of the wire electrode. However, controlling the heat input in both processes is limited because variables such as welding current, electrode stickout length, and wire feed speed are inherently correlated, thus preventing independent adjustment. To address this issue, various techniques have been developed to reduce these dependency relationships by preheating the wire electrode. Methods such as preheating through an auxiliary TIG arc, a laser beam, or by passing an electric current using an auxiliary power source are some of the techniques employed in these welding processes. These techniques allow for different average welding currents while using the same wire feed speed by adjusting the level of additional preheating. However, they present technological and operational challenges such as excessive heating of the contact tip, the need for the development of specialized welding torches, and problems with wire electrode feeding. Additionally, techniques proposed in the literature typically use the Joule effect to preheat the wire electrode before it exits the contact tip. Given this, there is potential for using electromagnetic induction heating, as demonstrated in previous works by the author's research group. In this context, the study and development of innovative techniques involving electromagnetic induction heating of the wire electrode after the contact tip, along the stickout length, in SAW and GMAW processes are proposed. Prototypes of welding torches for SAW and GMAW were designed and developed to implement electromagnetic induction heating simultaneously with the characteristic Joule heating due to welding current conduction. With the appropriate infrastructure, welding tests were conducted to evaluate the effects of induction current and frequency on the average welding current, fusion rate increase, and weld bead morphology. For both processes, the Induction Heated Wire (IHW) technique demonstrated the ability to reduce the average welding current by up to 30%. In the case of the IHW-SAW technique, a decrease in dilution from 38% to 22% was observed, along with a reduction of over 60% in weld bead penetration. Even more significant results were achieved using the short-circuit transfer mode in the IHW-GMAW technique, showing a 75% reduction in penetration and the production of weld beads with very low dilutions, close to 4%. Regarding the fusion rate increase capacity, when employing the spray transfer mode, the IHW-GMAW technique recorded increases of up to 19% in wire feed speed while maintaining the same average welding current. These results attest to the proposed technique's ability to dissociate the intrinsic relationship between welding current and wire feed speed, a characteristic inherent in the conventional modes of the studied processes. This advancement allows for the expansion of the operational range of these processes and permits new applications that mitigate the problems and limitations of established techniques.

**Keywords:** Hybrid Process. SAW. Inductive heating. MIG/MAG.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - (a) Densidade de corrente em virtude de diferentes frequências de operação e (b) valor relativo da densidade de corrente e potência em função da distância da superfície.....	26
Figura 2 - Nomograma para estimar a profundidade de referência.....	28
Figura 3 - Configurações de aquecimento adicional do arame-eletrodo em relação ao aquecimento que ocorre no <i>stickout</i> : (a) pré-aquecimento e (b) aquecimento conjunto .....	30
Figura 4 - Esquemático da (a) técnica proposta e (b) do método convencional.....	31
Figura 5 - Esquemático da técnica de pré-aquecimento do arame-eletrodo no processo GMAW proposta por Shahi e Pandey (2006) .....	33
Figura 6 - Macrografias de cordões de soldagem (a) sem e (b) com pré-aquecimento .....	34
Figura 7 - (a) Proposta de pré-aquecimento do arame-eletrodo empregando um arco GTAW e (b) tocha de soldagem adaptada para a aplicação.....	36
Figura 8 - Efeitos sobre a transferência metálica em função de diferentes condições de soldagem em que “ $I_h$ ” é a corrente de pré-aquecimento (corrente do arco GTAW), “U” é a tensão de arco e “v” é a velocidade de alimentação de arame .....	37
Figura 9 - Oscilogramas de tensão e corrente de soldagem em função do tempo para três condições de modo de transferência metálica: (a) <i>spray</i> , (b) <i>drop-spray</i> e (c) globular .....	39
Figura 10 - Imagens sequenciais da transferência metálica empregando (a) o processo GMAW convencional e (b) utilizando um laser para aquecimento do arame-eletrodo com potência de 700 W.....	40
Figura 11 - Esquemático da técnica <i>Advanced Submerged Arc Welding</i> .....	42
Figura 12 - (a) Projeto do bico de contato refrigerado para o processo SAW, (b) simulação em elementos finitos da distribuição de temperaturas do bico de contato, (c) parte do projeto da tocha de soldagem SAW e (d) tocha de soldagem construída a partir do projeto desenvolvido por Choudhary, Kumar e Unune (2018) .....	43
Figura 13 - Macrografias de cordões de soldagem realizados (a) com o processo convencional SAW e (b) com pré-aquecimento (ASAW) .....	44

Figura 14 - Ilustração do (a) posicionamento do dispositivo no processo e (b) esquema construtivo do mesmo .....	46
Figura 15 - Esquema do emprego do aquecimento por indução para promover o aquecimento e fusão do arame visando manufatura aditiva .....	48
Figura 16 – Fluxograma de ensaios .....	50
Figura 17 - Bancada de ensaios de avaliação do grau de desentortamento e aspecto superficial do arame: (1) fonte de soldagem, (2) fonte de indução, (3) ModulARC, (4) unidade de arrefecimento da bobina, (5) carretel de arame, (6) tracionador de arame, (7) reservatório de fluxo de soldagem, (8) desentortador de arame, (9) fonte DC da ventoinha, (10) sistema de aquisição de dados de temperatura .....	51
Figura 18 - Posição de fixação do termopar para aferição da temperatura do rolete	53
Figura 19 - Medidas de semi corda (c) e flecha (Fe) de um comprimento de arco (arame) para cálculo do raio de curvatura.....	54
Figura 20 - Bancada de ensaios de soldagem: (1) e (2) fontes de soldagem, (3) fonte de indução, (4) ModulARC, (5) carretel de arame, (6) reservatório de fluxo de soldagem, (7) tracionador de arame, (8) tocha de soldagem SAW convencional, (9) corpo de prova, (10) desentortador de arame, (11) unidade de arrefecimento da bobina, (12) fonte DC da ventoinha, (13) cilindro de gás de proteção .....	55
Figura 21 - Bancada de ensaios de soldagem: (1) e (2) fontes de soldagem, (3) fonte de indução, (4) ModulARC, (5) carretel de arame, (6) reservatório de fluxo de soldagem, (7) tracionador de arame, (8) corpo de prova, (9) tocha protótipo IHW-SAW, (10) unidade de arrefecimento da bobina, (11) sistema de aquisição de dados de soldagem.....	58
Figura 22 – Emprego da técnica <i>dual-frequency</i> para aumento da eficiência de aquecimento.....	61
Figura 23 – Comparativo entre a (a) bobina de indução de 30 mm de comprimento e a (b) as duas bobinas de indução produzidas para operar com frequências distintas .....	62
Figura 24 - Bancada de ensaios de soldagem: (1) fonte de soldagem, (2) tracionador de arame, (3) carretel de arame, (4) fonte de indução, (5) tocha protótipo IHW-GMAW, (6) suporte de fixação de corpo de prova, (7) sistema de deslocamento de tocha	

Tartílope V2, (8) sistema de aquisição de dados de soldagem SAP V4, (9) unidade de arrefecimento da bobina.....	63
Figura 25 - Adaptação do dispositivo para avaliação do grau de desentortamento sem a presença do bico aletado .....	70
Figura 26 – Em cada foto de baixo para cima: arame sem passar pelo desentortador e arames após passar pelo desentortador submetidos às correntes de indução de 40, 70 e 100 A (para as diferentes frequências de indução e velocidades de alimentação de arame).....	71
Figura 27 - Raio de curvatura em função da corrente e frequência de indução, sendo (a) 20 kHz, (b) 30 kHz e (c) 40 kHz para as diferentes velocidades de alimentação de arame avaliadas .....	72
Figura 28 - (a) Arames desentortados no mesmo grau, ao ser alimentados com velocidades de 4, 3, 2 e 1 m/min e aquecidos com correntes de indução de 113, 96, 72 e 49 A respectivamente e o (b) gráfico da corrente de indução requerida em função da velocidade de alimentação de arame .....	74
Figura 29 - Arames produzidos com o emprego do bico aletado sem (a) e com (b) a ventoinha ligada .....	76
Figura 30 - Temperatura do rolete medida ao final do ensaio sem e com ventoinha para diferentes velocidades de alimentação de arame .....	77
Figura 31 - Aspecto superficial do arame em diferentes velocidades de alimentação de arame, sem e com o emprego do gás de proteção .....	78
Figura 32 - Aspecto superficial dos cordões de solda realizados com e sem desentortador de arame .....	81
Figura 33 - Macrografias dos cordões de solda realizados com e sem desentortador de arame .....	82
Figura 34 – Redução da corrente média de soldagem em função da corrente e frequência de indução para a velocidade de alimentação de arame de 2,5 m/min ...	85
Figura 35 – Aspecto superficial dos cordões de solda realizados com velocidade de alimentação de arame de 2,5 m/min .....	86
Figura 36 – Profundidade de referência estimada pelo nomograma de Davies e Simpson (1979) para frequências de indução de 80, 125 e 180 kHz e corrente de indução de 150 A .....	88

Figura 37 – Efeito da velocidade de soldagem na penetração do cordão de solda para o processo GMAW .....	90
Figura 38 – Redução da corrente média de soldagem em função da corrente e frequência de indução para a velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min ...	92
Figura 39 - Aspecto superficial dos cordões de solda realizados com velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min .....	93
Figura 40 – Macrografias dos cordões de solda realizados com velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min .....	95
Figura 41 – Média e intervalo de confiança da largura e reforço das amostras retiradas dos cordões de solda realizados com velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min .....	97
Figura 42 - Média e intervalo da penetração e diluição das amostras retiradas dos cordões de solda realizados com velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min .....	98
Figura 43 - Redução da corrente média de soldagem em função da frequência de indução para a velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min.....	100
Figura 44 – Profundidade de referência estimada pelo nomograma de Davies e Simpson (1979) para frequências de indução de 20, 40, 80, 125 e 180 kHz e corrente de indução de 150 A .....	102
Figura 45 - Redução da corrente média de soldagem em função da corrente e frequência de indução para a velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min e bobinas de indução “B” de 15 e 30 mm de comprimento .....	103
Figura 46 - Aspecto superficial dos cordões de solda realizados com velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min e bobina de indução de 15 mm de comprimento .....	104
Figura 47 - Redução da corrente média de soldagem em função da corrente e frequência de indução para a velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min com uma e duas bobinas de indução.....	106
Figura 48 - Aspecto superficial dos cordões de solda realizados com duas bobinas de indução com corrente de indução de (a) 90 A, (b) 150 A, (c) apenas com a primeira (20 kHz) e (d) apenas com a segunda bobina de indução (180 kHz) operando .....	107

Figura 49 – Efeito de redução da densidade de potência nas extremidades da bobina de indução.....	108
Figura 50 – (a) Aspecto superficial do cordão de solda de referência, aquisição de dados de (b) tensão de arco e (c) corrente de soldagem.....	111
Figura 51 – Corrente média de soldagem e a redução percentual da corrente média de soldagem em função da corrente de indução.....	112
Figura 52 – Comparativo da redução da corrente média de soldagem para os processos IHW-GMAW e IHW-SAW com o emprego de velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min em função da corrente de indução e com frequência de indução fixa em 180 kHz.....	113
Figura 53 – Aspecto superficial dos cordões de solda e aquisição de tensão de arco e corrente de soldagem realizados com corrente de indução de (a) 60 A, (b) 90 A, (c) 120 A e (d) 150 A (em azul a tensão média de arco e em laranja a corrente média de soldagem).....	114
Figura 54 – Período médio de transferência e frequência de destacamento em função da corrente de indução para os ensaios com tensão de arco fixa.....	116
Figura 55 – Período médio de transferência e frequência de destacamento em função da corrente de indução para os ensaios com tensão de arco ajustada.....	118
Figura 56 – Aspecto superficial dos cordões de solda realizado com tensão de arco fixa e ajustada para as diferentes condições avaliadas .....	119
Figura 57 – Aquisição de tensão e corrente de soldagem realizados com corrente de indução de (a) 60 A, (b) 90 A, (c) 120 A e (d) 150 A após o ajuste da tensão de arco (em azul a tensão média de soldagem e em laranja a corrente média de soldagem) .....	120
Figura 58 – Esquemático com as duas macrografias realizadas de cada condição de soldagem avaliada .....	121
Figura 59 - Aquisição de tensão e corrente de soldagem realizados no modo de transferência goticular (a) sem aquecimento por indução e (b) empregando corrente de indução de 150 A .....	125
Figura 60 – Exemplo de leitura dos picos de tensão utilizando o limiar (em vermelho) ajustado em 36,5 V. As setas indicam os pontos de leitura de pico de tensão de arco .....	126

Figura 61 – Destaque das regiões em que ocorre a transferência de gotas do tipo <i>drop spray</i> juntamente com a formação e destacamento de gotas de maior volume (picos de tensão) .....	127
Figura 62 – Aspecto superficial dos cordões de solda realizados com o modo de transferência goticular ao empregar o aquecimento indutivo em condições de mesma velocidade de alimentação de arame e buscando corrente média de soldagem iguais .....	128
Figura 63 – Velocidade de alimentação de arame medida e corrente média de soldagem medida nos ensaios que buscaram mesma corrente média de soldagem que o processo convencional.....	129
Figura 64 - Etapas do desenvolvimento das tochas protótipo .....	145
Figura 65 - Projeto do dispositivo desentortador de arames e seus respectivos elementos.....	148
Figura 66 - Desentortador construído (a) com e (b) sem a capa externa .....	149
Figura 67 - Tochas de soldagem Arco Submerso comerciais .....	152
Figura 68 - Vista explodida do projeto da tocha de soldagem IHW-SAW versão 1.	154
Figura 69 - (a) Projeto e tocha de soldagem IHW-SAW versão 1 (b) fabricada .....	155
Figura 70 - Projeto do conector com (a) vista superior e (b) explodida .....	156
Figura 71 - Conector fabricado e montado em (a) vista superior e (b) acoplado à tocha IHW-SAW versão 1 .....	156
Figura 72 - Bancada de ensaios de soldagem: (1) e (2) fontes de soldagem, (3) fonte de indução, (4) ModulARC, (5) carretel de arame, (6) reservatório de fluxo de soldagem, (7) tracionador de arame, (8) corpo de prova, (9) desentortador de arame, (10) tocha protótipo IHW-SAW versão 1, (11) unidade de arrefecimento da bobina, (12) fonte DC da ventoinha, (13) cilindro de gás de proteção e (14) sistema de aquisição de dados de soldagem.....	158
Figura 73 – Aquisições do SAP V4 de (a) tensão e corrente de soldagem e (b) Superfície do cordão de solda instável.....	159
Figura 74 – Depressão na camada de fluxo resultante da presença e passagem do arame-eletrodo.....	160
Figura 75 – (a) Vista detalhada e (b) seção do projeto da tocha IHW-SAW versão 2 .....	161

Figura 76 – Tocha de soldagem IHW-SAW versão 2 construída .....	162
Figura 77 – Avaliação do fluxo de soldagem (a) com recuo de 5 mm e (b) sem recuo entre a bobina de indução e o bocal direcionador.....	163
Figura 78 – Sequência de frames do fluxo de soldagem escoando da tocha IHW-SAW .....	163
Figura 79 – Fluxo de soldagem na presença de (a) bobina com duas camadas de espiras juntamente com a guia da bobina e (b) bobina de uma camada de espiras na região inferior .....	164
Figura 80 – Nova configuração de bobina de indução com camadas de espiras distintas: (a) vista frontal, (b) detalhe da cerâmica guia e (c) fixação na tocha de soldagem IHW-SAW versão 2.....	165
Figura 81 - Tochas de soldagem MIG/MAG comerciais.....	166
Figura 82 – Primeira versão da tocha IHW-GMAW (a) projetada e (b) construída..	167
Figura 83 – Segunda versão da tocha de soldagem IHW-GMAW (a) projetada, (b) vista explodida e (c) construída .....	168
Figura 84 – Bobina de indução da tocha IHW-GMAW: (a) vista frontal, (b) detalhe do guia cerâmico e (c) posicionada no bocal juntamente com a cerâmica centralizadora .....	169



## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Parâmetros dos ensaios de validação do desentortador de arames.....	56
Tabela 2 - Parâmetros fixos dos ensaios de soldagem com aplicação da técnica IHW-SAW .....	57
Tabela 3 – Valores dos coeficientes $\alpha$ e $\beta$ da equação empírica de taxa de fusão para diferentes diâmetros de arame e considerando um arame de aço carbono.....	65
Tabela 4 - Pares velocidade de alimentação de arame e corrente de soldagem média para diferentes diâmetros de arame-eletrodo.....	65
Tabela 5 - Parâmetros dos ensaios com o modo de transferência por curto-circuito	66
Tabela 6 - Parâmetros dos ensaios com o modo de transferência goticular .....	68
Tabela 7 - Corrente média de soldagem dos ensaios com diferentes velocidades de alimentação de arame .....	80
Tabela 8 - Corrente média de soldagem medida nos ensaios com a técnica IHW-SAW e velocidade de alimentação de arame de 2,5 m/min .....	84
Tabela 9 - Corrente média de soldagem medida nos ensaios com a técnica IHW-SAW e velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min .....	91
Tabela 10 - Corrente e tensão média de soldagem medidas nos ensaios com modo de transferência por curto-circuito .....	112
Tabela 11 – Valor medidos de corrente de soldagem e tensão de arco dos ensaios com o modo de transferência por curto-circuito .....	117
Tabela 12 – Valores médios das medidas realizadas .....	122
Tabela 13 - Corrente média de soldagem e velocidade de alimentação de arame medidos.....	123
Tabela 14 - Parâmetros dos ensaios de validação da tocha IHW-SAW versão 1 ...	157

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ASAW	<i>Advanced Gas Metal Arc Welding</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
AWS	<i>American Welding Society</i>
CAD	<i>computer-aided design</i>
CMT	<i>Cold Metal Transfer</i>
DBCP	distância bico de contato-peça
DCP	distância cerâmica-peça
FCAW	<i>Flux-Cored Arc Welding</i>
FSW	<i>Friction Stir Welding</i>
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding</i>
HFIW	<i>High-frequency Induction Welding</i>
IHW	<i>Induction Heated Wire</i>
LTS	Laboratório de Tecnologia da Soldagem
MADA	<i>Manufatura aditiva por deposição a arco</i>
MIG/MIG	<i>Metal Inert Gas/Metal Active Gas</i>
PTFE	politetrafluoretileno (Teflon)
SAAM	<i>Submerged Arc Additive Manufacturing</i>
SAP	Sistema de aquisição de dados portátil
SAW	<i>Submerged Arc Welding</i>
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
UGMAW	<i>Universal Gas Metal Arc Welding</i>
ZAC	Zona afetada pelo calor
ZF	Zona fundida
WAAM	<i>Wire Arc Additive Manufacturing</i>

## LISTA DE SÍMBOLOS

$c$	Semi-corda
$F_e$	flecha
$F$	Frequência de indução
$I_m$	Corrente média de soldagem
$I_{rms}$	Corrente elétrica eficaz
$N$	número de espiras
$P_A$	penetração do arco
$P_B$	penetração do arco
$R$	resistência elétrica
$R_c$	raio de curvatura
$T_{Curie}$	Temperatura Curie
$T_f$	temperatura de fusão
$U$	tensão elétrica
$V_a$	velocidade de alimentação de arame
$V_s$	velocidade de soldagem
$\alpha$	Coefficiente da equação de Lesnewich
$\beta$	Coefficiente da equação de Lesnewich
$\delta$	profundidade de referência
$\mu$	permeabilidade magnética
$\mu_0$	permeabilidade magnética do vácuo
$\mu_R$	permeabilidade magnética relativa
$\rho$	resistividade elétrica

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b> .....	<b>20</b>
1.1	OBJETIVOS .....	22
1.1.1	<b>Objetivo Geral</b> .....	<b>22</b>
1.1.2	<b>Objetivos Específicos</b> .....	<b>22</b>
<b>2</b>	<b>REFERENCIAL TEÓRICO</b> .....	<b>24</b>
2.1	AQUECIMENTO POR INDUÇÃO ELETROMAGNÉTICA .....	24
2.2	TECNOLOGIAS DE PRÉ-AQUECIMENTO DO ARAME .....	29
2.2.1	<b>Processo Gas Metal Arc Welding (GMAW)</b> .....	<b>30</b>
2.2.2	<b>Processo de soldagem Arco Submerso (SAW)</b> .....	<b>41</b>
2.2.3	<b>Aquecimento do Arame por Indução</b> .....	<b>45</b>
<b>3</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS</b> .....	<b>50</b>
3.1	DISPOSITIVO DESENTORTADOR .....	51
3.2	APLICAÇÃO DA TÉCNICA IHW-SAW .....	56
3.3	APLICAÇÃO DA TÉCNICA IHW-GMAW .....	62
<b>4</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÕES</b> .....	<b>69</b>
4.1	DISPOSITIVO DESENTORTADOR .....	69
4.1.1	<b>Ensaio de Avaliação do Grau de Desentortamento</b> .....	<b>69</b>
4.1.2	<b>Ensaio com Gás de Proteção</b> .....	<b>77</b>
4.1.3	<b>Ensaio de Soldagem</b> .....	<b>79</b>
4.1.4	<b>Considerações</b> .....	<b>83</b>
4.2	APLICAÇÃO DA TÉCNICA IHW-SAW .....	84
4.2.1	<b>Efeito da intensidade e frequência das correntes de indução e velocidades de alimentação de arame sobre a redução da corrente média de soldagem e morfologia dos cordões de solda</b> .....	<b>84</b>
4.2.2	<b>Efeito da frequência de indução sobre a redução da corrente média de soldagem</b> .....	<b>99</b>

<b>4.2.3</b>	<b>Efeito de diferentes configurações de bobina e frequência de indução sobre a redução da corrente média de soldagem .....</b>	<b>103</b>
<b>4.2.4</b>	<b>Considerações.....</b>	<b>109</b>
<b>4.3</b>	<b>APLICAÇÃO DA TÉCNICA IHW-GMAW.....</b>	<b>110</b>
<b>4.3.1</b>	<b>Aplicação da Técnica IHW-GMAW no Modo de Transferência por Curto-Circuito .....</b>	<b>110</b>
<b>4.3.2</b>	<b>Aplicação da Técnica IHW-GMAW no Modo de Transferência Goticular .....</b>	<b>123</b>
<b>4.3.3</b>	<b>Considerações.....</b>	<b>130</b>
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES .....</b>	<b>132</b>
<b>6</b>	<b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>135</b>
	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b>	<b>137</b>
	<b>APÊNDICE A – PROJETO E DESENVOLVIMENTO DO DISPOSITIVO DESENTORTADOR DE ARAME E TOCHAS DO SOLDAGEM IHW-SAW E IHW-GMAW .....</b>	<b>142</b>

## 1 INTRODUÇÃO

Os processos de soldagem, tradicionalmente utilizados na união de materiais metálicos, têm evoluído consideravelmente nas últimas décadas, ampliando seu escopo de aplicação para além das indústrias tradicionais. Hoje, esses processos estão encontrando novos campos de aplicação, destacando-se principalmente nas áreas de revestimento e manufatura aditiva. No campo dos revestimentos, a soldagem é utilizada para aplicar camadas protetoras em superfícies de materiais, aumentando sua resistência à corrosão, desgaste e altas temperaturas. A manufatura aditiva, por outro lado, tem revolucionado a fabricação de componentes complexos e personalizados. Utilizando processos de soldagem, a manufatura aditiva por deposição a arco (MADA) permite a construção de peças camada por camada a partir de modelos digitais. Isso não só reduz o desperdício de material, como também abre possibilidades inovadoras para o projeto e a produção de peças com geometria complexa que seriam impraticáveis ou impossíveis de se fabricar com métodos tradicionais.

Tanto para aplicações de revestimento, quanto aplicações de MADA, é interessante a obtenção de depósitos com baixo aporte de calor à peça. Busca-se minimizar a diluição, de modo a garantir que a composição química do revestimento seja preservada, evitando a mistura com o material base que poderia comprometer suas propriedades desejadas. Quanto às aplicações de MADA, através de geometrias de cordão de solda com maior razão entre reforço e largura, reduz-se a quantidade de camadas necessárias, aumentando a produtividade. Diante deste cenário, vislumbra-se potencial nas técnicas que visam diminuir a relação de dependência que há entre a velocidade de alimentação de arame e a corrente de soldagem nos processos com eletrodos consumíveis, como o GMAW e SAW (conhecidos por MIG/MAG e arco submerso), através do aquecimento adicional do arame-eletrodo. Assim, é possível obter cordões de solda com mesma taxa de deposição ao empregar correntes médias de soldagem reduzidas e, como resultado, depósitos de baixo aporte de calor à peça e índices de diluição de interesse para as aplicações de revestimento por soldagem e MADA.

Diversos autores utilizam o efeito Joule no pré-aquecimento do arame-eletrodo ao fazer passar corrente por ele num local anterior ao de saída do mesmo pelo bico de contato. Outra técnica empregada para o pré-aquecimento do arame-eletrodo no processo GMAW é a utilização de um arco TIG estabelecido em local anterior ao bico de contato (Ni; Gao, 2013a). Contudo, estas técnicas ocasionam o aquecimento excessivo do bico de contato, visto que o arame-eletrodo chega ao mesmo não mais em temperatura ambiente, mas pré-aquecido, o que acarreta o desgaste acentuado do bico e problemas na alimentação do material. Visando eliminar estas dificuldades, é proposta na literatura a aplicação de um feixe de laser posteriormente ao bico de contato, no comprimento livre do eletrodo (em inglês denominado *stickout*) (Ali *et al.*, 2015). Entretanto, esta técnica se torna de difícil acesso devido ao atual elevado custo das fontes de *laser*. Com exceção da técnica proposta por Ali *et al.* (2015), todas exigem um projeto de tocha especial de modo a possibilitar o pré-aquecimento anterior ao bico de contato.

No processo de soldagem Arco Submerso (*Submerged Arc Welding, SAW*), técnicas de pré-aquecimento de arame-eletrodo semelhantes têm sido estudadas e desenvolvidas. Contudo, o fluxo utilizado no processo impede o emprego, por exemplo, do aquecimento por laser. Logo, as técnicas descritas na literatura para o processo SAW propõem tão somente o pré-aquecimento anterior ao bico de contato. Inclusive, o desenvolvimento de bicos de contato refrigerados é alvo de estudos devido ao aquecimento excessivo do mesmo e às elevadas energias de soldagem características do processo SAW.

Neste contexto, a técnica de pré-aquecimento do arame-eletrodo através do aquecimento indutivo (*induction heated wire - IHW*) se apresenta como uma alternativa diante dos resultados obtidos em trabalhos anteriores realizados pelo grupo de pesquisa da autora. O emprego da técnica IHW-TIG possibilitou o aumento de até 220% na velocidade de alimentação de arame nas condições estudadas e, portanto, uma área depositada três vezes maior da técnica IHW em comparação a técnica *cold-wire*. Portanto, vislumbrou-se potencial na aplicação do IHW no pré-aquecimento dos arames-eletrodos nos processos de soldagem GMAW e SAW com vistas ao aquecimento do arame-eletrodo nestes processos. Em ambos os processos, inclusive, esta técnica pode ser empregada em local anterior ou posterior ao bico de

contato. Cabe ressaltar que a aplicação de aquecimento posterior ao bico de contato no processo SAW é uma abordagem ainda inexplorada na literatura. Diante desse cenário, o presente trabalho propõe a aplicação do aquecimento do arame-eletrodo por indução eletromagnética nos processos GMAW e SAW em local posterior ao bico de contato, operando este aquecimento em conjunto com aquele por efeito Joule devido à condução da corrente de soldagem.

## 1.1 OBJETIVOS

### 1.1.1 Objetivo Geral

O presente trabalho tem como principal objetivo o estudo e desenvolvimento do aquecimento por indução eletromagnética dos arames-eletrodos dos processos SAW e GMAW posteriormente a passagem pelo bico de contato (ao longo do comprimento livre do eletrodo - *stickout*), configurando, assim, um aquecimento conjunto ao aquecimento por efeito Joule resultante da própria corrente de soldagem.

### 1.1.2 Objetivos Específicos

Com base no objetivo geral, propõem os seguintes objetivos específicos:

- Caracterizar o dispositivo desentortador de arames/arames-eletrodos baseado no aquecimento por indução eletromagnética desenvolvido;
- Analisar as características operacionais das técnicas IHW-SAW e IHW-GMAW em relação a redução da corrente média de soldagem;
- Avaliar o efeito do uso de aquecimento indutivo do arame-eletrodo no que tange os aspectos relacionados à morfologia dos cordões de solda;
- Avaliar como diferentes configurações de bobinas de indução afetam a capacidade de aquecimento do arames-eletrodo no processo SAW;
- Avaliar o efeito da frequência da corrente de indução eletromagnética sobre a capacidade de redução da corrente média de soldagem;



- Caracterizar a transferência metálica por curto-circuito obtida no processo GMAW com a aplicação da técnica IHW.

## 2 REFERENCIAL TEÓRICO

### 2.1 AQUECIMENTO POR INDUÇÃO ELETROMAGNÉTICA

O aquecimento por indução eletromagnética, juntamente com uma pressão mecânica, é utilizado no processo denominado por “High-frequency induction welding” (HFIW), que é amplamente empregado na manufatura de tubos com costura (Han *et al.*, 2013; Simion *et al.*, 2014; Iatcheva *et al.*, 2012). Ainda no que tange à manufatura de tubos, o aquecimento por indução tem sido utilizado no pré-aquecimento da junta para posterior soldagem por fricção – *friction stir welding* (FSW) com a vantagem de diminuir o desgaste da ferramenta. Além destas aplicações, no âmbito da soldagem, o aquecimento indutivo é utilizado para promover o pré-aquecimento localizado na região a ser soldada, visando diminuir as taxas de resfriamento, evitando, assim, microestruturas indesejadas (Coelho *et al.*, 2013) e/ou evitar a surgimento de trincas (Chiang; Chen, 2009). Também com o objetivo de diminuir as taxas de resfriamento e, com isso, alterar a microestrutura e propriedades mecânicas do cordão de solda, estudos têm sido conduzidos abordando a aplicação do aquecimento indutivo na soldagem a laser (Chiang; Chen, 2009; Neumeyer; Nacke, 2015) e na soldagem subaquática molhada pelo processo FCAW (Neumeyer; Nacke, 2015). O emprego do aquecimento por indução eletromagnética tem sido estudado, ademais, no contexto da manufatura aditiva por soldagem (WAAM) com o intuito de diminuir as tensões residuais durante a fabricação (Bai; Zhang; Wang, 2015).

O conceito básico do mecanismo de indução eletromagnética é análogo a um transformador cujo primário é a bobina de indução, e o secundário a peça de trabalho. Nesta analogia, o secundário possui apenas uma espira e está em curto-circuito. A corrente elétrica que é induzida na peça é chamada de corrente de Foucault ou corrente parasita (em inglês *eddy current*). Devido à circulação da mesma no material, ocorre o aquecimento por efeito Joule. Este é o único mecanismo de geração de calor em materiais não magnéticos, como alumínio, cobre e aços inoxidáveis austeníticos, além de aços carbono quando estes estão acima da temperatura de Curie (ou temperatura de transformação magnética). Em materiais ferromagnéticos este, também, é o mecanismo primário (Zinn; Semiatin, 1988). No entanto, neles há outra

forma de aquecimento, menos significativa, associada à indução eletromagnética proveniente das perdas por histerese. De forma simplificada, estas são causadas pelo atrito entre os dipolos magnéticos, quando os metais ferromagnéticos são magnetizados primeiro em uma direção e depois em outra. Quanto maior a frequência da corrente alternada de indução, maior a geração de calor por este mecanismo.

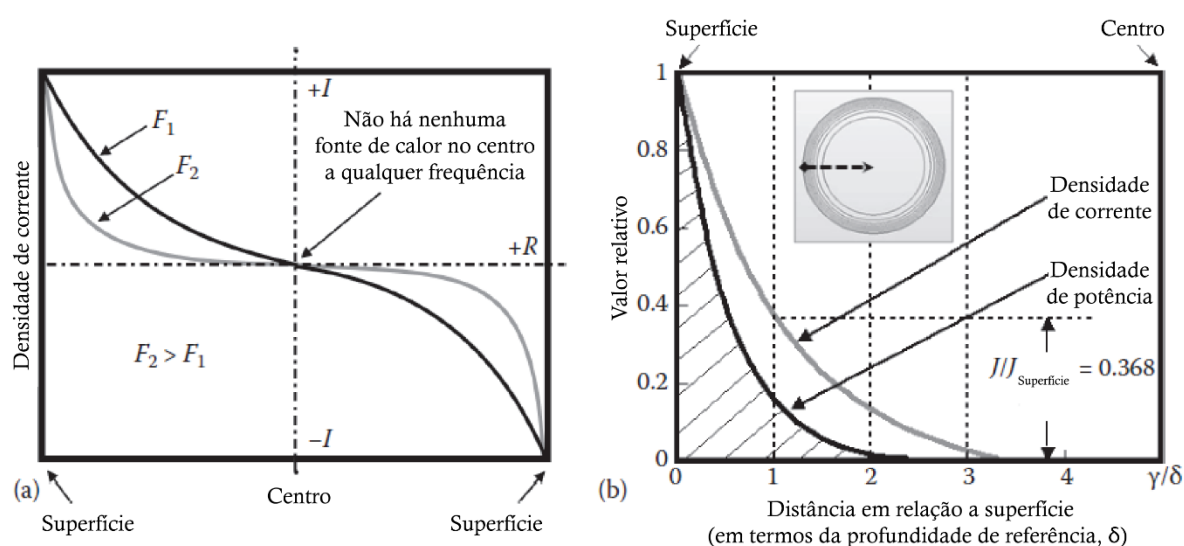
Frente às formas de aquecimento decorrentes da indução eletromagnética, Stansel (1944) classifica os materiais a serem aquecidos em três grupos, sendo estes: materiais não magnéticos, materiais magnéticos a serem aquecidos até temperaturas abaixo da temperatura de Curie e materiais magnéticos a serem aquecidos acima da temperatura de Curie. Esta classificação se deve às características de permeabilidade magnética dos materiais e seus efeitos na profundidade de aquecimento. Se uma barra maciça não magnética é colocada no interior de uma bobina alimentada com uma corrente contínua, o campo magnético não é afetado. Por outro lado, se uma barra de material magnético é colocada dentro da bobina, a densidade de linhas de indução magnética no material magnético é significativamente aumentada. Devido a isso, a permeabilidade do material magnético é dita maior que a do material não magnético.

Em geral, a magnitude das correntes induzidas é máxima na superfície da peça e decresce continuamente da superfície em direção ao interior da mesma (Zinn; Semiatin, 1988). Este fenômeno é conhecido por efeito casca (*skin effect*). A determinação da distribuição da corrente induzida é complexa. Para o caso mais simples que pode ser analisado, que é uma barra maciça de seção circular, as soluções demonstram que a corrente induzida diminui exponencialmente com a distância à superfície. Este, por exemplo, é o caso do arame-eletrodo do processo SAW e GMAW. Com o perfil de distribuição das correntes induzidas é possível determinar a profundidade efetiva de aquecimento. Esta profundidade, conhecida como profundidade de referência “ $\delta$ ”, depende da frequência da corrente de indução com a qual a bobina é alimentada, da resistividade elétrica e permeabilidade magnética relativa da peça de trabalho (Rudnev; Loveless; Cook, 2017), neste caso o arame-eletrodo. Essa profundidade “ $\delta$ ” é definida pela equação

$$\delta = \sqrt{\rho/\mu F} \quad (1)$$

onde  $\rho$  é a resistividade da peça de trabalho,  $\mu$  é a permeabilidade magnética relativa da peça de trabalho e  $F$  é a frequência de oscilação do campo magnético produzido pela bobina (Zinn; Semiatin, 1988). A profundidade de referência é definida como a distância entre a superfície da barra cilíndrica e a profundidade em que a densidade de corrente induzida é reduzida para 37% (ou seja, 2 terços) do seu valor na superfície. A densidade de potência a essa profundidade é 13,7% daquela na superfície (Zinn; Semiatin, 1988; Rudnev; Loveless; Cook, 2017). Na Figura 1 são apresentados gráficos da densidade de corrente e potência relativas em função da distância “ $y$ ” medida a partir da superfície.

Figura 1 - (a) Densidade de corrente em virtude de diferentes frequências de operação e (b) valor relativo da densidade de corrente e potência em função da distância da superfície



Fonte: Adaptado de Rudnev; Loveless; Cook (2017)

Durante o ciclo de aquecimento, a resistividade elétrica  $\rho$  da maioria dos metais pode aumentar de quatro a seis vezes seu valor, em relação àquele inicial à temperatura ambiente (Rudnev; Loveless; Cook, 2017). Portanto, mesmo para metais não magnéticos, a profundidade de referência  $\delta$  pode aumentar substancialmente durante o ciclo de aquecimento. Visto que a profundidade de referência  $\delta$  varia com a temperatura, a penetração da corrente de Foucault nos aços carbono aumentará ligeiramente devido ao aumento de resistividade elétrica  $\rho$  com a temperatura no início do ciclo de aquecimento. Nos aços carbono, com um aumento adicional da

temperatura, a aproximadamente 550°C, a permeabilidade magnética relativa  $\mu_r$  começa a diminuir acentuadamente. Próximo de uma temperatura crítica, conhecida como temperatura Curie ou ponto Curie,  $\mu_r$  cai drasticamente visto que os aços carbono se tornam não magnéticos acima dessa temperatura. Como resultado, a profundidade de referência  $\delta$  aumenta significativamente. Depois de aquecer acima da temperatura Curie, a profundidade de referência  $\delta$  continuará a aumentar ligeiramente devido ao aumento da resistividade com a temperatura.

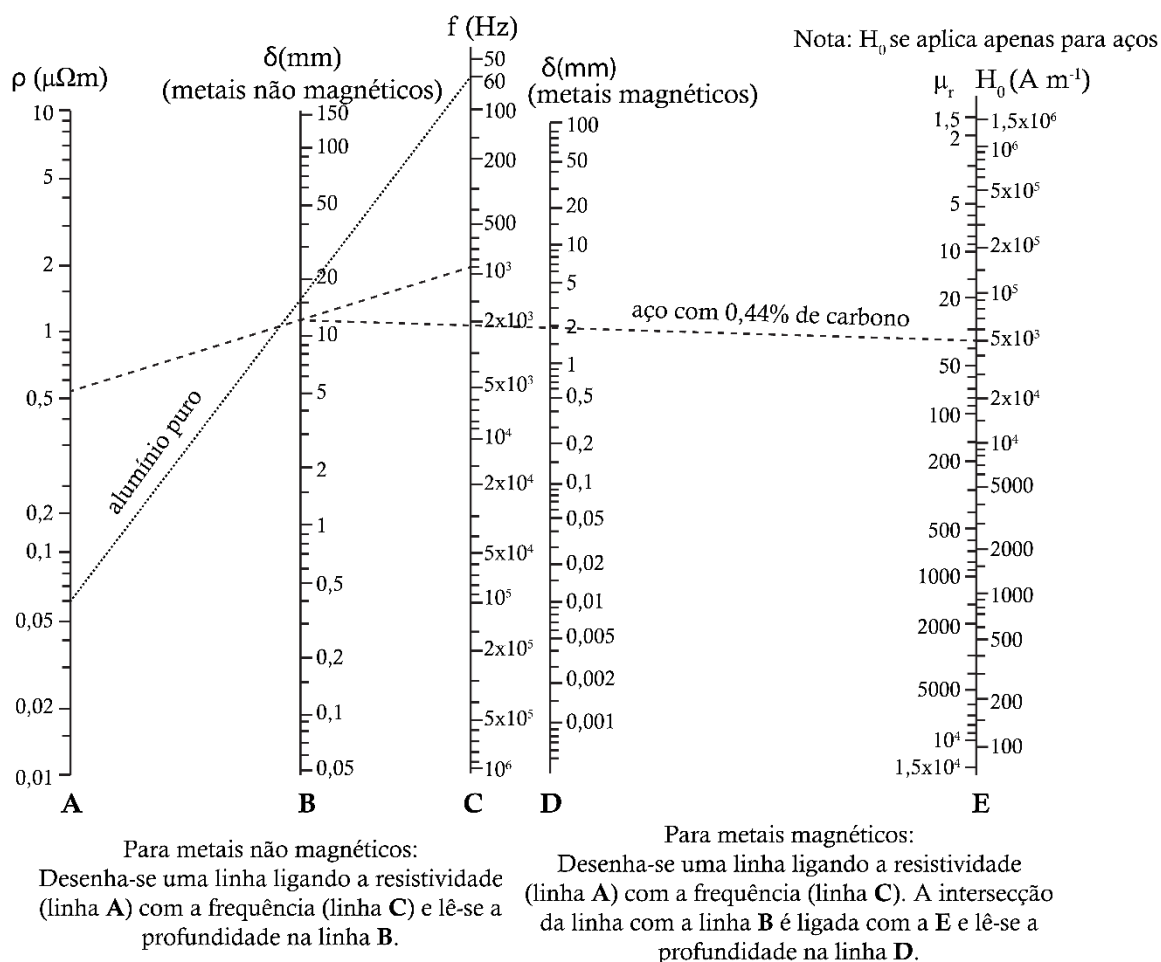
Em aplicações que exijam a manutenção da profundidade de aquecimento, a exemplo de tratamentos térmicos superficiais, utilizam-se duas frequências. Nesses casos, após atingir a temperatura Curie, a frequência é aumentada de modo a compensar a diminuição da permeabilidade magnética relativa (Rudnev; Loveless; Cook, 2017; Davies; Simpson, 1979). Observa-se, portanto, a forte influência da frequência de operação do sistema no padrão de aquecimento. Para peças cilíndricas, quando aquecidas utilizando um campo magnético radial, recomenda-se que a profundidade de referência seja menor que a metade do raio da peça (Rudnev; Loveless; Cook, 2017). Isto porque quando a profundidade de referência é maior que esse limite, ao invés de promover um maior aquecimento, ocorre o cancelamento das correntes induzidas e, conseqüente, perda de eficiência. Voigt *et al.* (2020) observaram esse efeito de cancelamento ao pré-aquecer o arame no processo TIG *hot wire*. Com o aumento da corrente de indução aplicada na bobina, ao invés de obter um maior aquecimento, os autores observaram um aquecimento semelhante ou inferior ao encontrado para menores valores de corrente de indução, evidenciando a menor eficiência da técnica de aquecimento.

Visto que por vezes é difícil estimar a permeabilidade magnética, Davies e Simpson (1979) apresentam um nomograma (Figura 2) para estimar a profundidade de referência com base na resistividade da peça e frequência de operação do equipamento de indução. Para estimar a profundidade é necessário conhecer o campo magnético aplicado ( $H_0$ ) que, por sua vez, pode ser estimado pela Equação (1) (Rudnev; Loveless; Cook, 2017).

$$H = \frac{N.I}{l} \quad (2)$$

sendo “N” o número de espiras, “I” a corrente na bobina (A) e “l” o comprimento da bobina (m).

Figura 2 - Nomograma para estimar a profundidade de referência.



Fonte: Adaptado de Davies e Simpson (1979)

O processo para estimar a profundidade de referência de materiais não magnéticos (a exemplo do alumínio), mediante o nomograma, é simples. Basta identificar a resistividade do material na coluna “A” e traçar uma reta até a frequência da corrente de indução, na coluna “C”, a profundidade de referência é o valor indicado na intersecção desta reta com a coluna “B”. Para materiais magnéticos, há duas possibilidades. Se o material for aço, traça-se um segmento de reta entre o valor de resistividade do material que está sendo aquecido, na coluna “A”, e a frequência de operação da fonte de indução, situada na coluna “C”. A intersecção deste segmento de

reta com a coluna “B” deve ser conectada ao valor de campo magnético aplicado na coluna “E”. A interseção resultante desta segunda reta com a coluna “D” se refere ao valor de profundidade de referência em questão. Se o material não for aço, o processo é similar àquele descrito no parágrafo anterior para aços magnéticos, exceto que o valor a utilizar na coluna “E” é a permeabilidade magnética do material (e não o campo magnético aplicado).

## 2.2 TECNOLOGIAS DE PRÉ-AQUECIMENTO DO ARAME

Para o pré-aquecimento do arame, isto é, antes deste ser aquecido pelo arco, há inúmeros métodos de aquecimento possíveis. Nestes, busca-se evitar produzir interferências no arco voltaico, especialmente o sopro magnético. No que tange aos processos que utilizam eletrodo consumível, como é o caso do GMAW e SAW, não é de interesse que a peça de trabalho esteja no circuito do sistema de pré-aquecimento, uma vez que estaria se sobrepondo ao próprio processo. As diferentes abordagens descritas na literatura podem ser divididas, para ambos os processos, quanto ao local de aplicação do aquecimento adicional em relação ao local de aquecimento intrínseco ao processo de soldagem que ocorre no comprimento livre do eletrodo – *stickout*. Na Figura 3 é possível visualizar um esquemático das duas abordagens:

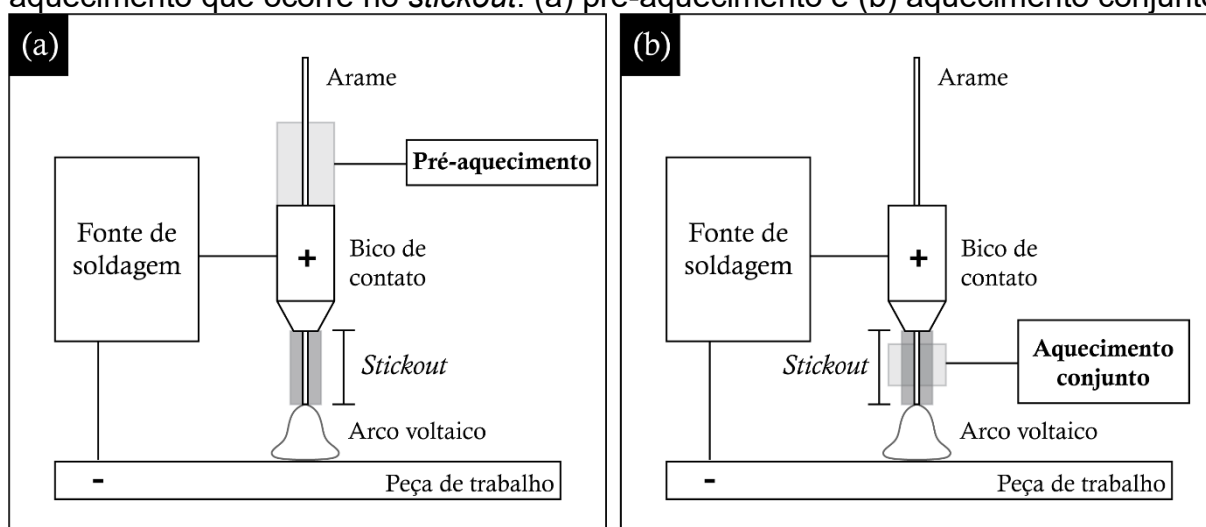
- A configuração mostrada na Figura 3 (a) consiste em promover o pré-aquecimento do arame-eletrodo na região anterior ao bico de contato principal e, portanto, anterior ao *stickout*. Este conceito é empregado na maioria dos trabalhos presentes na literatura. No processo GMAW essa configuração é empregada por Stol (1989) e Ni e Gao (2013a, 2013b). Quanto ao processo SAW, todos os trabalhos utilizam esta configuração, de pré-aquecimento do arame-eletrodo anterior ao *stickout*.

- A abordagem da Figura 3 (b) se caracteriza por não pré-aquecer, e sim por aquecer de forma adicional o arame-eletrodo na região do *stickout*. Esta técnica empregada por Shahi e Pandey (2006, 2008a, 2008b) e Shahi, Pandey e Gill (2007) no processo GMAW necessita de um contato adicional, que deve ser posicionado próximo ao arco voltaico, e pode ser feito mediante um contato deslizante semelhante ao dos bicos de contato convencionais. Esse contato adicional, está sujeito ao

aquecimento devido à passagem do arame-eletrodo quente. Na configuração da Figura 3 (a) o bico de contato principal entra em contato com o arame-eletrodo que já foi pré-aquecido. Quando o aquecimento adicional é realizado com laser, como no trabalho de Ali *et al.* (2015), ele ocorre em forma localizada numa pequena região.

Nesse contexto, este capítulo tem como objetivo abordar as diferentes técnicas descritas na literatura que visam pré-aquecer o arame-eletrodo antes deste passar pelo bico de contato ou no espaço disponível no comprimento livre (*stickout*), nos processos GMAW e SAW. Assim sendo, na sequência são abordados os trabalhos presentes na literatura em que o aquecimento por indução do arame-eletrodo é empregado nos processos de soldagem.

Figura 3 - Configurações de aquecimento adicional do arame-eletrodo em relação ao aquecimento que ocorre no *stickout*: (a) pré-aquecimento e (b) aquecimento conjunto



Fonte: Elaborado pela autora

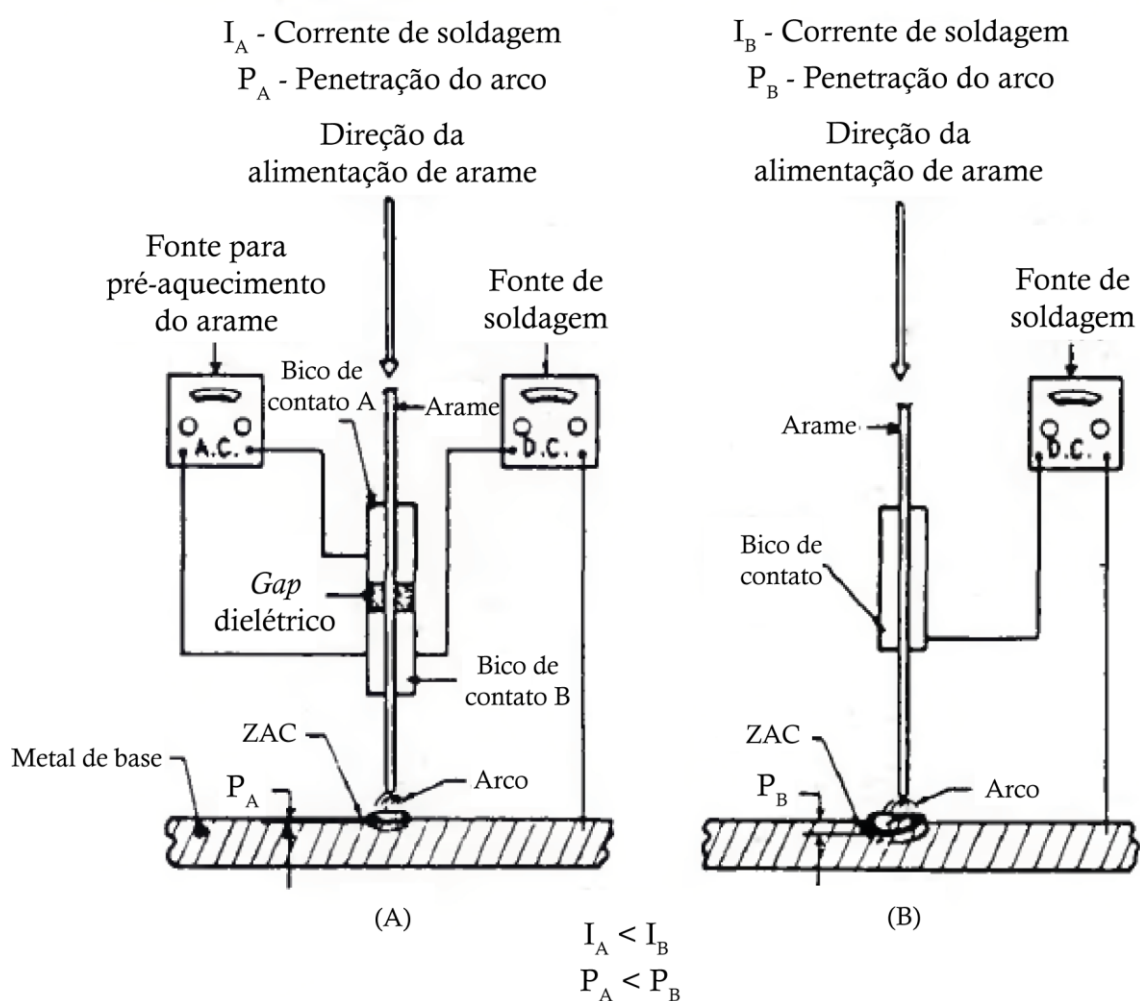
### 2.2.1 Processo Gas Metal Arc Welding (GMAW)

A primeira proposta de pré-aquecimento do arame-eletrodo no processo GMAW encontrada na literatura, datada de 1989, foi realizada por Stol (1989), que nomeou a técnica de *Advanced Gas Metal Arc Welding*. O autor propõe desacoplar a taxa de deposição das variáveis inerentes ao processo, como corrente de soldagem e comprimento do *stickout*, ao pré-aquecer o arame-eletrodo antes deste passar pelo bico de contato. Esta característica torna possível controlar, por exemplo, a diluição



dos cordões de solda visando aplicações de revestimento. Há ainda a possibilidade de aumentar a velocidade de soldagem, minimizar o escorrimento do cordão de solda dispensando o emprego do cobre-juntas. Na Figura 4(a) é mostrada esquematicamente a técnica proposta por Stol (1989), na qual são empregados dois bicos de contato e, entre os mesmos, a corrente de pré-aquecimento atua.

Figura 4 - Esquemático da (a) técnica proposta e (b) do método convencional



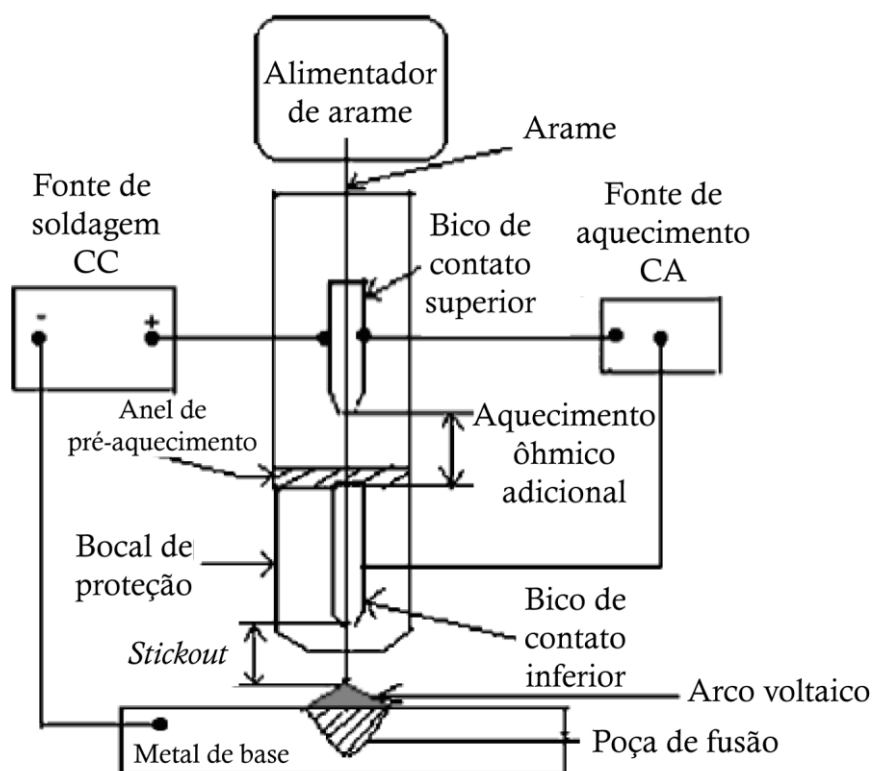
Fonte: Adaptado de Stol (1989)

Stol (1989) realizou a deposição por soldagem de uma liga de níquel-cromo sobre chapas de AISI 1020 de 25,4 mm de espessura. Empregou um arame-eletrodo de 1,6 mm de diâmetro, velocidade de alimentação de arame de 5 m/min (83,3 mm/s) e, durante a soldagem, realizou o movimento de tecimento transversal da tocha. Em comparação ao processo convencional, o autor obteve uma redução de 30 para 4,5%

na diluição ao aplicar o pré-aquecimento do arame-eletrodo utilizando corrente alternada com valor eficaz de 167 A. Contudo, a expressiva redução da diluição foi decorrente, também, do aumento do comprimento livre do eletrodo e aumento da velocidade de alimentação de arame para 6,6 m/min (110 mm/s).

Na sua técnica, Stol (1989) empregou dois contatos e uma fonte de energia secundária para pré-aquecer o arame-eletrodo antes de emergir da tocha de soldagem, contemplando, portanto, uma fonte de energia adicional e independente. Técnica semelhante foi estudada por Shahi e Pandey (2006), denominada *Universal Gas Metal Arc Welding* (UGMAW). Segundo os autores, a técnica permite romper a relação fixa entre a corrente de soldagem, o *stickout* e a taxa de deposição, que comumente limita a aplicação do processo GMAW convencional. O esquemático é semelhante ao proposto por Stol (1989), contudo, a conexão da fonte principal é realizada no primeiro bico de contato, ampliando o comprimento efetivo do *stickout* e, por consequência, o comprimento (e a resistência) do condutor pelo qual passa a corrente de soldagem conforme apresentado na Figura 5. Portanto, enquanto o aquecimento proposto por Stol (1989) é sequencial, ocorrendo o aquecimento adicional antes de passar o arame-eletrodo pelo bico de contato principal, em contrapartida, na configuração proposta por Shahi e Pandey (2006) o aquecimento é conjunto. Ao conectar a fonte de soldagem ao bico de contato superior, o comprimento de arame-eletrodo é aquecido por efeito Joule resultante da soma das correntes da fonte principal de soldagem e da fonte auxiliar. Quanto ao por eles denominado “anel de pré-aquecimento”, os autores não comentam o seu emprego e impacto ao longo do trabalho. Em suas publicações posteriores (Shahi; Pandey, 2006, 2008; Shahi; Pandey; Gill, 2007) os autores apresentam o esquemático sem este anel, o que parece indicar que o mesmo não se faz necessário.

Figura 5 - Esquemático da técnica de pré-aquecimento do arame-eletrodo no processo GMAW proposta por Shahi e Pandey (2006)

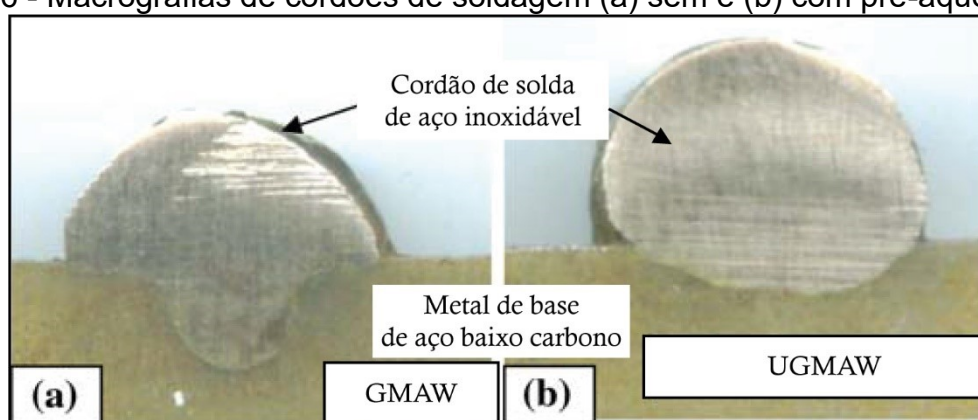


Fonte: Adaptado de Shahi e Pandey (2006)

Shahi e Pandey (2006) avaliaram o efeito de diferentes parâmetros, como velocidade de alimentação de arame, tensão de arco, velocidade de soldagem e o emprego do aquecimento adicional do arame-eletrodo na corrente de soldagem. Os autores empregaram um arame-eletrodo ER70S-6 de 1,14 mm de diâmetro e uma corrente de aquecimento adicional de valor eficaz igual a 110 A. Ao observarem correlações e efeitos inerentes às características do processo GMAW, como o aumento da corrente de soldagem com o aumento da velocidade de alimentação de arame, os autores deixam de evidenciar em seu estudo o efeito da introdução do aquecimento adicional. Shahi e Pandey (2006) obtiveram para o processo convencional uma corrente média de soldagem de aproximadamente 200 A e, ao empregar o aquecimento adicional, observaram uma redução de 30 a 35 A na corrente principal de soldagem quando utilizaram uma velocidade de alimentação de arame de 7 m/min (116,7 mm/s). Em um trabalho posterior, Shahi, Pandey e Gill (2007) avaliaram os efeitos dos parâmetros sobre a diluição ao empregar o processo

convencional e a técnica UGMAW. Com a técnica UGMAW os autores obtiveram uma diminuição da diluição, de 22 para 14%. Isto porque, dada uma mesma velocidade de alimentação de arame, a corrente de soldagem diminui com a introdução do aquecimento adicional, acarretando numa redução do aporte térmico e, conseqüentemente, da diluição. Os autores observaram, ainda, uma mudança positiva no perfil de penetração com o aquecimento adicional do arame-eletrodo, como é possível visualizar na Figura 6, que deixou de ser em forma de unha (*finger shape*).

Figura 6 - Macrografias de cordões de soldagem (a) sem e (b) com pré-aquecimento



Fonte: Adaptado de Shahi, Pandey e Gill (2007)

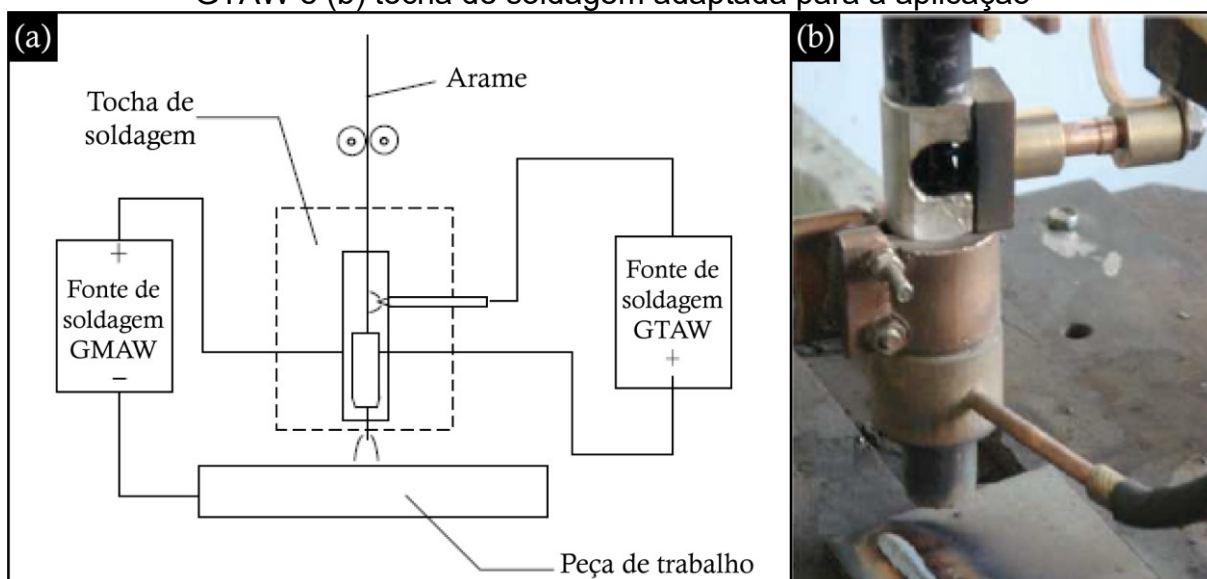
Na Figura 6 são mostrados os cordões realizados com velocidade de alimentação de arame de 6 m/min (100 mm/s), tensão de arco de 30 V e mesmos valores de velocidade de soldagem e *stickout* (30 mm). No cordão da Figura 6 (b) foi empregada uma corrente de pré-aquecimento de 110 A, resultando em uma diminuição de 36 A na corrente principal, que era de 182 A sem pré-aquecimento, atingindo 146 A com a técnica UGMAW. Os autores apontam ainda que, para obter cordões de solda de diluição semelhante, ao empregar o pré-aquecimento há um aumento de 25% na taxa de deposição. Diante dessas perspectivas, Shahi e Pandey (2008a) dão continuidade à investigação da técnica visando aplicações de revestimento, avaliando a microestrutura e propriedades quanto à corrosão. Usualmente deseja-se revestir um material de base tipicamente de menor custo, via de regra com característica de baixa resistência à corrosão, com um material de adição de propriedades superiores. A técnica UGMAW apresenta melhores

características que o processo GMAW convencional, pois proporciona menores valores de diluição e, portanto, menor mistura do metal de base no metal de solda, mantendo assim, as propriedades desejáveis do revestimento. Apesar de ter realizado uma sequência de estudos acerca da variante UGMAW, os autores (Shahi; Pandey, 2006, 2008b; Shahi; Pandey; Gill, 2007) não comentam as características de transferência metálica e uma possível alteração devido à diminuição da corrente principal de soldagem.

Em ambas as configurações de aquecimento apresentadas são utilizados dois bicos de contato, sendo o segundo (o convencional) adjacente ao *stickout*. Destes, o primeiro apresenta condições operacionais semelhantes ao bico de contato do processo GMAW convencional, exceto pelo fato de ficar mais afastado do arco voltaico. Quanto ao segundo bico de contato, este está sujeito ao aquecimento devido ao arco voltaico acrescido do aquecimento resultante da passagem do arame-eletrodo pré-aquecido. Ademais, devido a esta configuração, é necessário o emprego de uma tocha de soldagem especial que contemple o resfriamento sobretudo do segundo bico de contato, sendo este dificultado em virtude da necessidade de isolamento elétrico do bico de contato principal. Dentre as variáveis que devem ser observadas no projeto de uma tocha para aplicação destas técnicas está o circuito do gás de proteção, uma vez que o arame-eletrodo aquecido deve ser protegido para evitar a oxidação demasiada, que pode acarretar descontinuidades no cordão de solda. Diante dessas observações, é possível inferir que o projeto de uma tocha de soldagem que permita o emprego das técnicas propostas por Stol (1989), Shahi e Pandey (2006) é complexa, podendo apresentar limitações operacionais.

Com o mesmo objetivo de pré-aquecer o arame-eletrodo anteriormente ao bico de contato, Ni e Gao (2013a, 2013b) propuseram a utilização de um arco voltaico GTAW para promover o aquecimento do arame-eletrodo, pelo qual denominaram a variante do processo de *hot-wire* GMAW. Na Figura 7(a) é possível observar o esquema da técnica proposta. Nesta configuração o arame-eletrodo atua como ânodo para ambos os arcos (GTAW e GMAW) e o nível de pré-aquecimento é controlado pela corrente de soldagem do arco GTAW. A tocha de soldagem adaptada é apresentada na Figura 7(b).

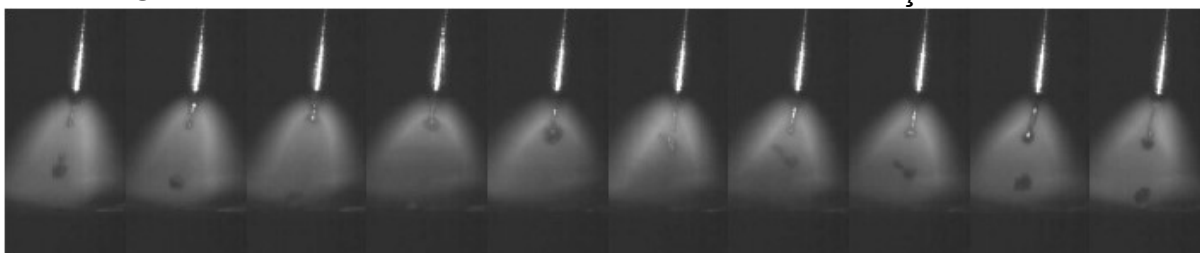
Figura 7 - (a) Proposta de pré-aquecimento do arame-eletrodo empregando um arco GTAW e (b) tocha de soldagem adaptada para a aplicação



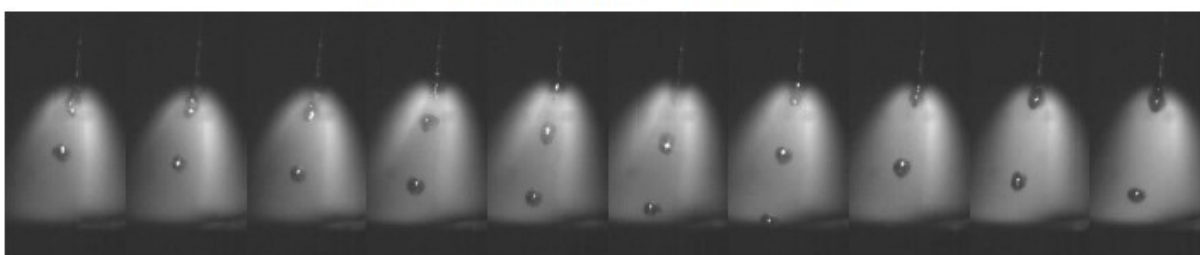
Fonte: Adaptado de Ni e Gao (2013b)

Ni e Gao (2013b) realizaram cordões sobre chapas do aço baixo carbono Q235 de 6 mm de espessura, utilizando arame-eletrodo GB H08Mn2Si com 1,2 mm de diâmetro. Realizaram as soldagens com uma tensão de referência de 32 V e velocidade de alimentação do arame de 8,5 m/min (141,7 mm/s). Ao variar a corrente de pré-aquecimento do arco GTAW, observaram diferentes condições de transferência metálica, conforme é ilustrado na Figura 8. Nela é possível visualizar os efeitos sobre a transferência e a corrente de soldagem ao empregar correntes de pré-aquecimento (corrente do arco auxiliar GTAW) de 40 e 80 A, e compará-los com a condição sem pré-aquecimento.

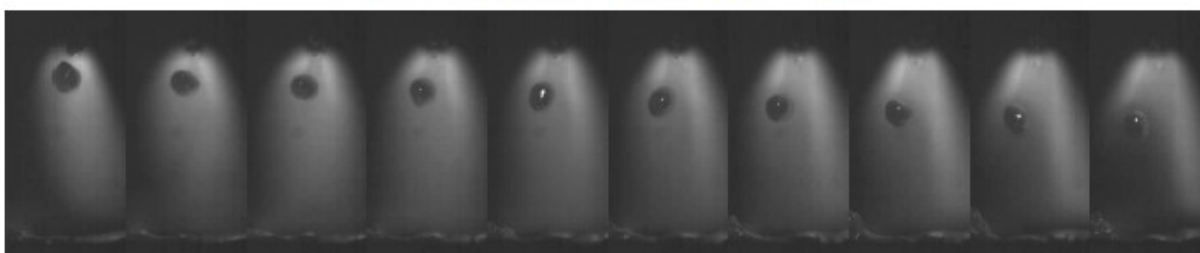
Figura 8 - Efeitos sobre a transferência metálica em função de diferentes condições de soldagem em que “ $I_h$ ” é a corrente de pré-aquecimento (corrente do arco GTAW), “ $U$ ” é a tensão de arco e “ $v$ ” é a velocidade de alimentação de arame



(a)  $v=8.5\text{m/min}$ ,  $I_h=0\text{A}$ ,  $I=279\text{A}$ ,  $U=32\text{V}$



(b)  $v=8.5\text{m/min}$ ,  $I_h=40\text{A}$ ,  $I=220\text{A}$ ,  $U=32\text{V}$



(c)  $v=8.5\text{m/min}$ ,  $I_h=80\text{A}$ ,  $I=190\text{A}$ ,  $U=32\text{V}$

Fonte: Ni e Gao (2013b)

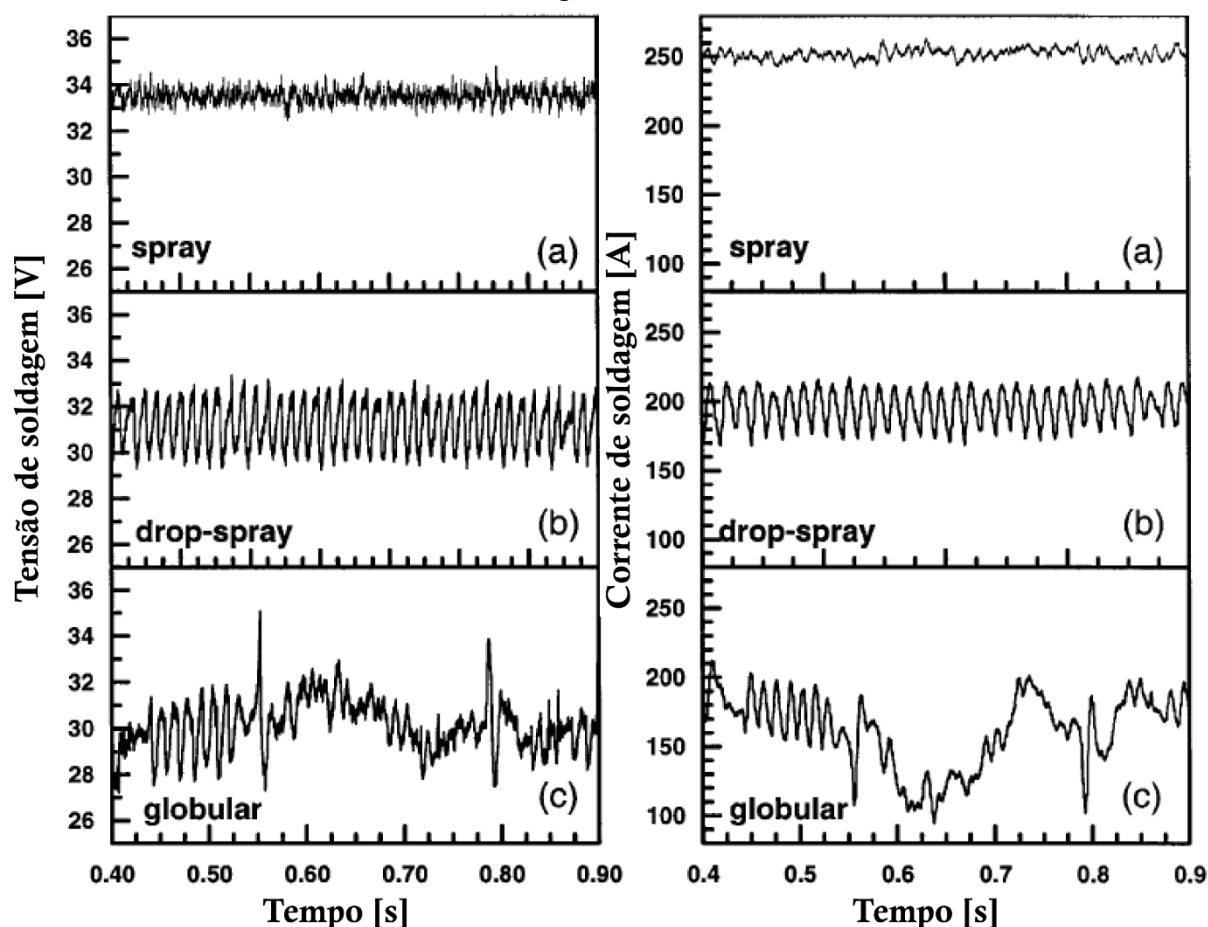
É possível observar um aumento do comprimento de arco com o emprego da técnica. Isto se deve, possivelmente, a que o pré-aquecimento do arame-eletrodo faz que no circuito de soldagem (mediante o controle interno) ocorra a diminuição da corrente de soldagem, pois menos calor vai ser necessário para fundir o arame-eletrodo com a taxa em que está sendo alimentado. Logo, a densidade de corrente diminui e conseqüentemente o grau de ionização. Como resultado têm-se o aumento do comprimento do arco em virtude do maior campo elétrico necessário para manutenção do mesmo. Como há um aumento do comprimento do arco, o comprimento livre do eletrodo – *stickout* – diminui, haja vista que a distância entre o bico de contato e a peça é mantida. Além deste efeito, observa-se também uma

redução da corrente de soldagem de 279 A para 190 A ao empregar corrente de pré-aquecimento de 80 A, o que representa uma redução de 32 %. Como resultado da diminuição da corrente de soldagem, têm-se a diminuição da força eletromagnética que contribui para o destacamento da gota, resultando em gotas de maior volume. Portanto, segundo os autores, o modo de transferência metálica se altera de *streaming spray* para *drop-spray*. A taxa de destacamento, que sem o pré-aquecimento era de 350-360 gotas/s, diminui drasticamente, para apenas 120 gotas/s. Ni e Gao (2013b) apontam que este modo de transferência *drop-spray* possui, no processo convencional, uma estreita faixa de operação, dificultando o seu emprego. Os autores ressaltam que este modo de transferência metálica é o mais atrativo e o emprego da técnica *hot-wire* GMAW possibilita o seu emprego de forma robusta pois amplia sua faixa operacional.

A definição do modo de transferência metálica *drop-spray* que há na literatura não é totalmente clara e objetiva. Norrish (2003) *apud* Iordachescu e Quintino (2008) descrevem o modo *drop-spray* como sendo característico da região de transição entre o modo globular e *spray*. No modo de transferência metálica *drop-spray*, a gota metálica é aproximadamente esférica e possui diâmetro que pode ser significativamente superior (em 20 a 40%) àquele do arame-eletrodo, com destacamento da gota na direção axial (Iordachescu; Quintino, 2008). Esta definição coincide com o descrito por Ni e Gao (2013b), que apontam que este modo possui uma estreita faixa operacional. Zhu e Simpson (2005) comentam que devido as características deste modo de transferência metálica, como grande regularidade na transferência, tornam o mesmo ideal para o estudo do entendimento dos fenômenos associados à influência da gota no arco voltaico. Na Figura 9 pode ser observada a regularidade desse tipo de transferência metálica, em comparação com aquelas dos modos de transferência *spray* e globular. Diante deste contexto, observa-se que o emprego do pré-aquecimento do arame-eletrodo tem potencial de não apenas desacoplar a taxa de deposição das variáveis inerentes do processo como também de alterar o mapa de transferência metálica para uma dada condição de soldagem.



Figura 9 - Oscilogramas de tensão e corrente de soldagem em função do tempo para três condições de modo de transferência metálica: (a) *spray*, (b) *drop-spray* e (c) globular



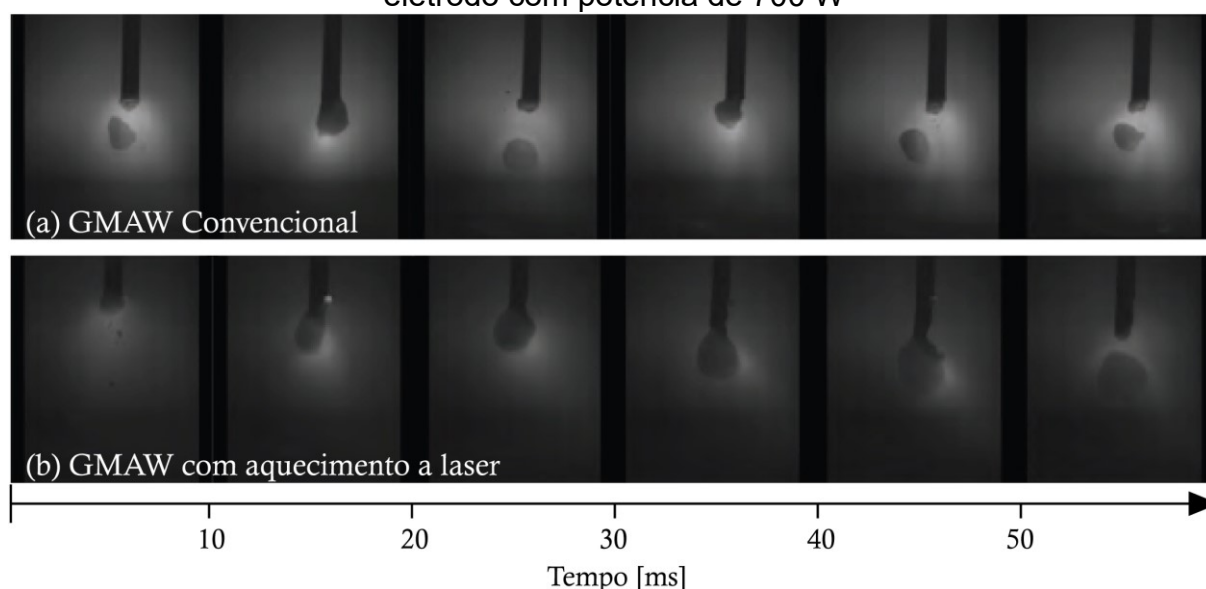
Fonte: Adaptado de Zhu e Simpson (2005)

Os métodos de pré-aquecimento utilizados pelos autores citados anteriormente consistem em pré-aquecer o arame-eletrodo antes deste passar pelo bico de contato. Devido à temperatura atingida pelo arame-eletrodo, o mesmo promove um maior desgaste do bico. Além disso, o arame-eletrodo pode sofrer uma fusão parcial ou deflexão e, como resultado, dificultar a sua passagem pelo orifício do bico de contato. Objetivando contornar tais dificuldades, para o processo FCAW Ali *et al.* (2015) propõem o aquecimento ao longo do comprimento do *stickout*, após o arame-eletrodo emergir do bico de contato, através de uma fonte laser. Com o aumento da potência do laser empregada, os autores observaram uma diminuição da corrente de soldagem, sendo essa redução de aproximadamente 17% ao empregar a potência máxima do laser, de 900W. Os autores observaram, ainda, um aumento do

comprimento do arco e conseqüente redução do *stickout*, assim como apontado por Ni e Gao (2013b). Os resultados concordam também quanto ao tamanho das gotas, pois os autores observaram um aumento do diâmetro das gotas e uma frequência de destacamento três vezes menor em relação ao processo convencional.

Os autores não afirmam que a transferência metálica ocorreu no modo “drop spray”, contudo, as imagens obtidas a partir de filmagem de alta velocidade apontam para esse modo de transferência, como pode ser observado na Figura 10. Os autores descrevem a transferência obtida como irregular, contudo, não discorrem sobre essas irregularidades ou seus efeitos. Quanto ao efeito do aquecimento adicional sobre a diluição, ao empregar 500 W na fonte laser, obtiveram a mínima diluição, de aproximadamente 7%, cerca da metade daquela obtida no modo convencional, que foi 16%. Os autores não observaram alterações significativas nos parâmetros geométricos dos cordões de solda como largura, reforço e ângulo de molhamento ao introduzir o aquecimento adicional do arame-eletrodo.

Figura 10 - Imagens sequenciais da transferência metálica empregando (a) o processo GMAW convencional e (b) utilizando um laser para aquecimento do arame-eletrodo com potência de 700 W



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

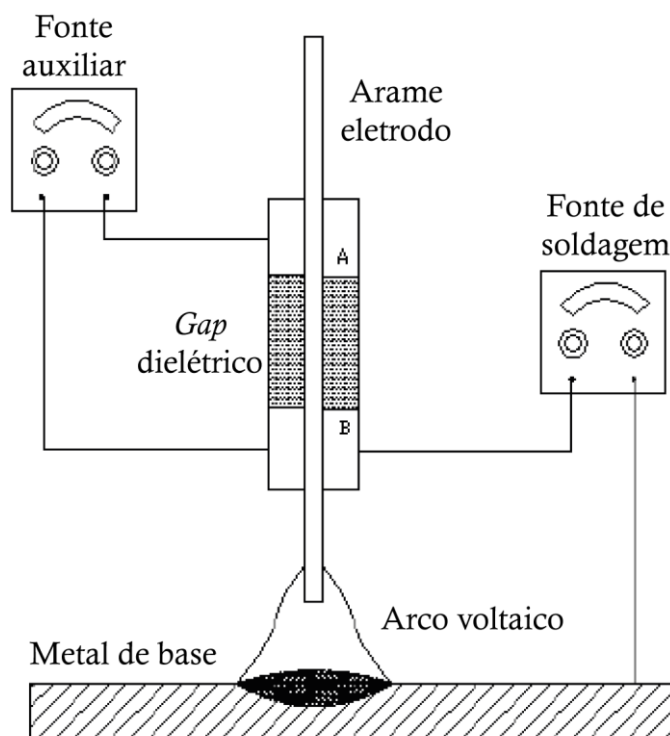
As características inerentes ao arame-eletrodo como diâmetro relativamente pequeno e de formato cilíndrico dificultam o emprego do aquecimento por feixe de

laser. Devido à grande parte do feixe incidir obliquamente à superfície do arame-eletrodo, apenas uma pequena parcela da energia efetivamente é absorvida e promove o aquecimento. A relação entre o diâmetro do laser e diâmetro do arame-eletrodo exerce grande influência no aquecimento, visto que quanto menor o diâmetro do laser em relação ao diâmetro do arame-eletrodo, maior o aproveitamento da energia. Ademais, o emprego do laser necessita de uma precisão no seu posicionamento para uma maior robustez operacional. Tendo em vista essas particularidades acrescidas do alto investimento em equipamentos, a técnica proposta por Ali *et al.* (2015) encontra barreiras para a sua operacionalização.

Em um desenvolvimento recente, Scotti *et al.* (2024) propõem uma tocha comercial denominada “*joule heated*” (JH-GMAW) e que, portanto, emprega um arranjo de bicos de contato muito semelhante ao proposto por Stol (1989). Os autores avaliaram a união de uma junta sobreposta na posição horizontal e empregaram o modo de transferência pulsado, com velocidades de alimentação de arame de 6,5, 8,0 e 9,5 m/min. As correntes adicionais empregadas foram de 55 a 115 A e foram capazes de reduzir a corrente média de soldagem em até 30%, aproximadamente. Além disso, considerando a aplicação, o emprego do pré-aquecimento do arame foi capaz de reduzir a formação de mordeduras e, segundo os autores, permite o emprego de elevados valores de comprimento de pré-aquecimento sem interferir na direcionalidade do arame, comum em aplicações de elevados comprimentos de *stickout*.

### **2.2.2 Processo de soldagem Arco Submerso (SAW)**

Após a primeira proposta do emprego do pré-aquecimento do arame-eletrodo na soldagem GMAW, Pandey (2004) *apud* Shukla e Pandey (2012) propôs uma técnica semelhante, mas dessa vez aplicada ao processo SAW, denominada *Advanced Submerged Arc Welding* (ASAW). Nesta, uma fonte de energia auxiliar também é utilizada para pré-aquecer o arame-eletrodo anteriormente ao mesmo emergir do bico de contato. É possível observar na Figura 11 o esquema da variante ASAW, muito semelhante ao da técnica *Advanced Gas Metal Arc Welding* proposta por Stol (1989).

Figura 11 - Esquemático da técnica *Advanced Submerged Arc Welding*

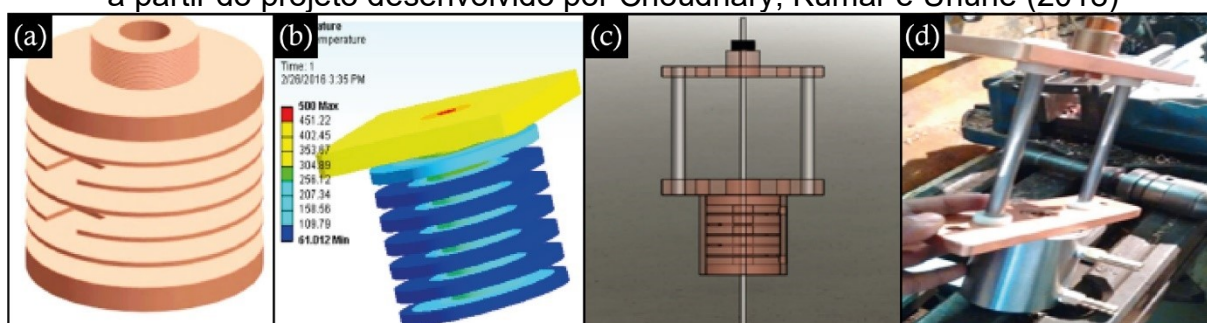
Fonte: Adaptado de Shukla e Pandey (2012)

Nos seus ensaios, Shukla e Pandey (2012) empregaram um eletrodo de AISI 308L com 3,18 mm de diâmetro, para realizar cordões de simples deposição sobre chapas de aço carbono de 12 mm de espessura. Empregaram uma metodologia de ensaios fatorial, e quando foi utilizado pré-aquecimento, este foi realizado com corrente de 250 A. Enquanto o processo convencional resultou em uma diluição alta, de 59%, o emprego do pré-aquecimento possibilitou uma redução para 37%. Dentre todas as condições analisadas, a mínima diluição obtida foi de 26%. Em um estudo posterior, Om e Pandey (2014) avaliaram mais níveis para cada variável, empregando o mesmo material de base e arame-eletrodo. Os autores empregaram a metodologia de superfície de resposta buscando avaliar a influência dos parâmetros sobre a tensão de arco. Om e Pandey (2014) observaram que a corrente de pré-aquecimento tem efeito positivo direto na tensão de arco, resultado este que os autores justificam pelo fato de a resistividade do arame-eletrodo aumentar com o aumento da temperatura decorrente da maior corrente de pré-aquecimento. A metodologia empregada não possibilita avaliar com maior profundidade os efeitos do pré-aquecimento do arame-

eletrodo, uma vez que o estudo se concentrou nos efeitos de cada uma das variáveis sobre a tensão de arco de maneira independente. Este tipo de abordagem no contexto da soldagem por vezes dificulta a análise devido a que podem existir relações complexas e interdependentes entre as variáveis de processo.

Apesar dos resultados promissores obtidos na literatura, existem dificuldades e limitações. O pré-aquecimento deve ser controlado para evitar o aquecimento excessivo e conseqüente flambagem do arame-eletrodo, além de problemas de alimentação. Outro obstáculo se encontra no aquecimento excessivo do bico de contato, fator esse que dificulta operações contínuas. Buscando solucionar esses problemas, Choudhary, Kumar e Unune (2018) testaram o uso de um bico de contato refrigerado, conforme mostrado na Figura 12. O mesmo foi confeccionado em cobre, com aletas em seu entorno para favorecer a troca de calor com o entorno e encapsulado a fim de permitir a refrigeração usando água como fluido.

Figura 12 - (a) Projeto do bico de contato refrigerado para o processo SAW, (b) simulação em elementos finitos da distribuição de temperaturas do bico de contato, (c) parte do projeto da tocha de soldagem SAW e (d) tocha de soldagem construída a partir do projeto desenvolvido por Choudhary, Kumar e Unune (2018)

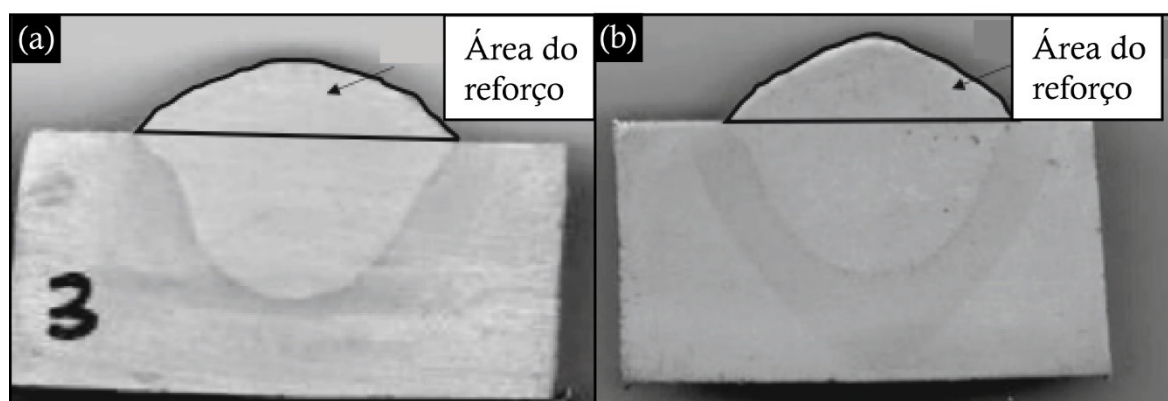


Fonte: Adaptado de Choudhary, Kumar e Unune (2018)

Nos ensaios, os autores empregaram um arame-eletrodo de aço carbono de 4 mm de diâmetro, tensão de arco de 40 V, velocidade de alimentação de arame de aproximadamente 1,38 m/min (23 mm/s) e distância entre bico de contato e peça de 28 mm. No processo convencional, a corrente de soldagem média resultante foi de 600 A. Ao empregar uma corrente de pré-aquecimento de 240 A, com o controle interno inerente ao processo houve uma redução da corrente média para 400 A, de modo que foi uma redução muito expressiva em relação àquela do processo

convencional. Os cordões obtidos podem ser observados na Figura 13. Segundo os autores Choudhary, Kumar e Unune (2018), a técnica ASAW produziu um aumento de 25% na área depositada em relação àquela do processo convencional. Visto que a velocidade de alimentação de arame é a mesma, segundo os autores, o processo ASAW se mostrou mais eficiente quanto à taxa de deposição. Contudo, ao realizar as medições das imagens da Figura 13 utilizando a espessura para calibrar a imagem, uma vez que não é apresentada escala, obtêm-se valores de área depositada de 30 e 27 mm<sup>2</sup> para o processo convencional e ASAW, respectivamente, que são muito discrepantes dos valores médios apresentados pelos autores, de 28 e 35 mm<sup>2</sup>. De fato, ao observar as imagens, não é possível observar um aumento de 25% de área depositada como relatado pelos autores. Ao utilizar pré-aquecimento, a medida linear do reforço, feita em relação à superfície do corpo de prova, apresentou um aumento, mas houve uma aparente diminuição da largura. Este resultado é esperado visto que houve uma redução da corrente de soldagem.

Figura 13 - Macrografias de cordões de soldagem realizados (a) com o processo convencional SAW e (b) com pré-aquecimento (ASAW)



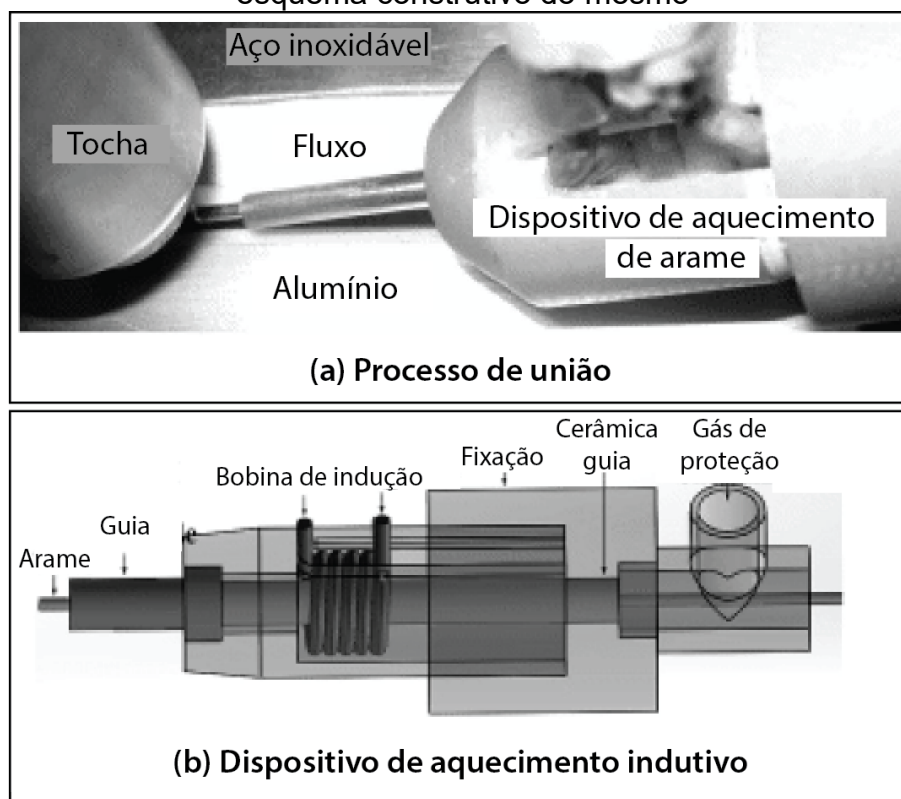
Fonte: Adaptado de Choudhary, Kumar e Unune (2018)

Dentre os poucos trabalhos encontrados da literatura acerca do pré-aquecimento do arame-eletrodo, todos empregam a mesma técnica, a saber, realizam o pré-aquecimento antes do arame-eletrodo passar pelo bico de contato. Devido aos elevados níveis de energia característicos do processo SAW, o pré-aquecimento do arame-eletrodo promove um aquecimento significativo do bico de contato e resulta na necessidade de um bico de contato refrigerado para operações contínuas.

### 2.2.3 Aquecimento do Arame por Indução

Foram encontrados na literatura poucos trabalhos acerca da aplicação da indução no aquecimento do arame visando união por soldagem ou brasagem. Estes, por sua vez, tratam da aplicação do pré-aquecimento do arame no processo TIG e laser, sendo um deles decorrente do trabalho de mestrado da presente autora. Voigt *et al.* (2020) avaliaram o emprego de bobinas de uma e duas camadas com diferentes frequências de operação, sendo estas de aproximadamente 20 e 40 kHz. Os autores obtiveram um aumento de 220% na velocidade de alimentação de arame nas condições estudadas. Ademais, identificaram o efeito do cancelamento das correntes induzidas nas condições em que a profundidade estimada de penetração ultrapassou o valor da metade do raio do arame empregado. Além deste trabalho, nos outros dois a técnica é empregada no aquecimento do arame de materiais não ferrosos para união através do processo de brasagem TIG (*TIG-brazing*) de alumínio e aço inoxidável (He *et al.*, 2013) e na soldagem TIG de ligas de alumínio (Fan *et al.*, 2006). Destes, apenas o de He *et al.* (2013) foi encontrado em sua versão completa, contudo, o mesmo não descreve os parâmetros de indução utilizados. Em seu trabalho, esses autores (He *et al.*, 2013) utilizaram um arame de alumínio de 1,6 mm de diâmetro na união de chapas de 3 mm de espessura de aço inoxidável e de alumínio. Na Figura 14 é apresentado o dispositivo utilizado. Apesar de não descreverem o mesmo, pode-se inferir que o arame é aquecido por uma bobina de cinco espiras e está protegido por um gás inerte. O arame é direcionado por uma guia cerâmica, que, possivelmente, foi colocada como isolante térmico, visando evitar que a bobina de indução atingisse elevadas temperaturas em função do calor provindo do arame.

Figura 14 - Ilustração do (a) posicionamento do dispositivo no processo e (b) esquema construtivo do mesmo



Fonte: Adaptado de He *et al.* (2013)

Ao empregar o arame à temperatura ambiente, isto é, sem pré-aquecer, foi necessário utilizar uma corrente de soldagem alternada de 110A para conseguir a fusão do mesmo. Ao pré-aquecer o arame por indução eletromagnética, uma corrente de arco de 85A foi suficiente para conseguir a mesma taxa de fusão do material. He *et al.* (2013) relatam ter observado temperaturas de 200 e 400°C sem, entretanto, apontar as velocidades de alimentação de arame utilizadas e tampouco os parâmetros da indução eletromagnética. Os métodos de medição de temperatura também não são apresentados com clareza. Utilizando o mesmo material de adição e diâmetro de arame, Fan *et al.* (2006) mediram uma temperatura de 450°C no arame a uma velocidade de alimentação de 6 m/min (100 mm/s) e 300°C ao empregar 10 m/min (166,7 mm/s), contudo, os autores não descrevem o método de medição de temperatura. Os autores apontam que a técnica não gera sopro magnético e evidenciam a aplicação em materiais não ferrosos (Fan *et al.*, 2006).



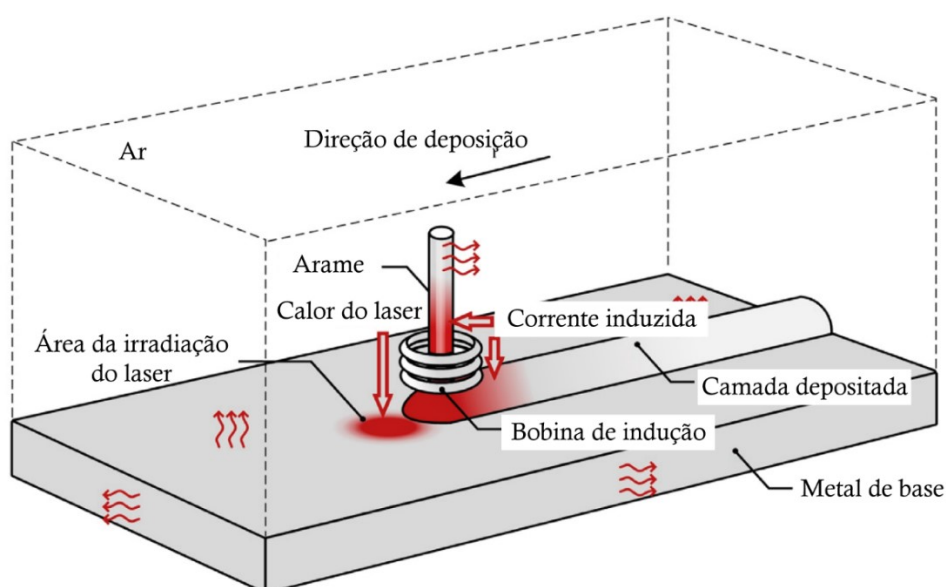
Com relação ao aquecimento por indução do arame aplicado ao processo laser, Dutra *et al.* (2023) realizaram depósitos com sobreposição, com o intuito de simular o revestimento de uma superfície. Os autores empregaram 1300 W de potência de laser e, com o arame ER70S-6 de 1,2 mm de diâmetro a uma velocidade de alimentação de 0,8 m/min, empregaram frequência e corrente de indução de 250 kHz e 12 A, respectivamente. Embora os autores não terem apresentado um depósito realizado sem o aquecimento do arame por indução eletromagnética para análise dos efeitos da técnica, através de câmera térmica foi possível aferir que o arame atingiu temperaturas próximas a 470° C, indicando o potencial do aquecimento por indução.

Visando aplicações de manufatura aditiva, encontra-se na literatura trabalhos que empregam a indução eletromagnética como única forma de aquecimento do arame e formação dos depósitos. Vega *et al.* (2014) objetivam a produção de microgotas de uma liga de baixo ponto de fusão ( $T_f \approx 217^\circ \text{C}$ ) utilizando o aquecimento por indução para promover a fusão de um arame de 1,5 mm de diâmetro a uma velocidade de alimentação de arame de 1,3 m/min (22 mm/s). Os autores empregaram um bocal cerâmico para acomodar o metal fundido e direcionar as gotas. Por sua vez, Hascoët *et al.* (2018) ao utilizar uma bobina de uma espira, buscaram promover o aquecimento e fusão concomitante do substrato e do metal de adição. Utilizando uma fonte de indução de 6 kW, os autores procuraram determinar a faixa de operação, resultante da combinação de adequadas velocidades de soldagem e de alimentação de arame. Os autores obtiveram uma restrita faixa de operação e conseguiram uma adequada fusão do substrato e uma união entre o mesmo e o metal fundido do arame com velocidades de soldagem e de alimentação de arame de 0,90 e 1,10 mm/min (1,5 e 1,67 mm/s), respectivamente, para a condição analisada. Na configuração proposta há a necessidade de a bobina estar próxima ao substrato (cerca de 0,5 mm), fato este que dificulta a deposição de cordões lado a lado. Os parâmetros de indução como corrente e frequência de operação não são descritos em nenhum dos dois trabalhos, apenas os valores de potência e densidade de corrente.

Tendo em vista a manufatura aditiva a laser, Sun *et al.* (2020) empregaram o aquecimento por indução para ajudar a promover a fusão do arame. Utilizaram uma fonte laser para produzir o aquecimento do metal base e formação da poça de fusão. Buscando a fusão de um arame de Inconel 625 de 2 mm de diâmetro, os autores

empregaram uma frequência de 800 kHz e diferentes correntes de indução, sendo estas de 25 a 32 A. A velocidade de alimentação de arame empregada foi de 410 mm/min (6,8 mm/s). Nas condições avaliadas, os autores obtiveram uma diluição de aproximadamente 4,5%. Na Figura 15 é possível visualizar o esquema da técnica proposta.

Figura 15 - Esquema do emprego do aquecimento por indução para promover o aquecimento e fusão do arame visando manufatura aditiva



Fonte: Adaptado de Sun *et al.* (2020)

Neste caso os autores (Sun *et al.*, 2020) dispunham de uma fonte de indução com frequência de operação entre 720-1150 kHz. A fonte de indução (com frequência máxima de operação de 100 kHz) e características inerentes à aplicação de Voigt *et al.* (2020) limitavam a frequência em 50 kHz. De fato, quanto maior a frequência de operação, menor é a profundidade de penetração. Contudo, a frequência não é a única variável que determina a profundidade de penetração em materiais ferromagnéticos, especialmente abaixo da temperatura Curie. A geometria da bobina, número de espiras e corrente de indução, assim como variáveis inerentes à peça de trabalho como permeabilidade magnética e resistividade, influem de forma significativa no padrão de aquecimento. No caso de aquecimento de arames de pequena bitola, é de interesse que se tenha uma profundidade de penetração menor que metade do raio do arame para evitar o cancelamento das correntes induzidas e consequente perda

de eficiência. Ademais, para aplicações nas quais o arame se encontra em movimento, como é o caso dos processos de união e deposição por soldagem, a variável de velocidade de alimentação de arame possui forte influência no aquecimento, assim como o comprimento sendo aquecido. Deste modo, torna-se complexa a tarefa de definição da frequência ótima de operação. As dificuldades para medir a temperatura da superfície de um corpo cilíndrico, de dimensões reduzidas e em movimento tornam custosa a tarefa de compreensão dos efeitos das diversas variáveis. Quando é possível obter a temperatura do arame, esta corresponde à temperatura na superfície e pouco esclarece sobre o gradiente de temperaturas ao longo do raio ou sobre a temperatura média do arame, uma vez que o aquecimento indutivo se caracteriza pelo aquecimento preferencial da superfície, devido ao efeito *skin*.

### 3 MATERIAIS E MÉTODOS

De posse dos protótipos do desentortador e das tochas de soldagem desenvolvidos (Apêndice A), o presente item trata da metodologia empregada (Figura 16) para caracterizar o dispositivo desentortador de arames e a aplicação propriamente dita da técnica IHW nos processos de soldagem SAW e GMAW.



Fonte: Elaborado pela autora

### 3.1 DISPOSITIVO DESENTORTADOR

De posse do dispositivo desentortador desenvolvido, foi concebida uma bancada de ensaios para a realização dos ensaios de avaliação, nos quais foi apenas realizada a alimentação de arame, sem o acionamento da fonte de soldagem, logo, sem arco voltaico. Na Figura 17 é apresentada a bancada e seus elementos, e são eles: a fonte de soldagem modelo Digiplus A7 para o controle do cabeçote de alimentação de arame, a fonte de indução eletromagnética, carretel de arame, dispositivo desentortador, o dispositivo de deslocamento e posicionamento ModulARC, fonte de arrefecimento da bobina, sistema de aquisição de temperatura, fonte de alimentação da ventoinha, motor tracionador de arame. Todos os ensaios de avaliação do dispositivo foram realizados com o arame para arco submerso EM12K de 2,4 mm de diâmetro, e, portanto, faixa operacional de corrente de 300-800 A (O'Brien, 1991).

Figura 17 - Bancada de ensaios de avaliação do grau de desentortamento e aspecto superficial do arame: (1) fonte de soldagem, (2) fonte de indução, (3) ModulARC, (4) unidade de arrefecimento da bobina, (5) carretel de arame, (6) tracionador de arame, (7) reservatório de fluxo de soldagem, (8) desentortador de arame, (9) fonte DC da ventoinha, (10) sistema de aquisição de dados de temperatura



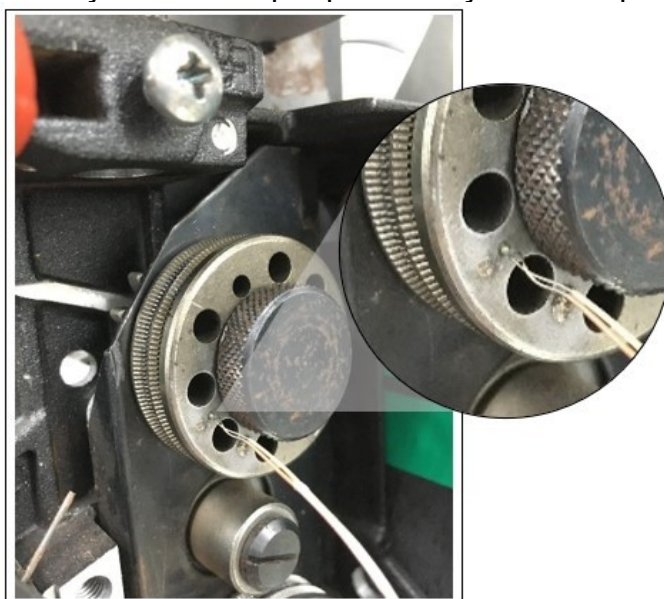
Fonte: Elaborado pela autora

Quanto aos ensaios de avaliação do grau de desentortamento, nesta etapa de avaliação, foram empregados quatro patamares de velocidade de alimentação de arame, sendo estes 1, 2, 3 e 4 m/min. Estes patamares foram definidos com base na especificação de corrente mínima e máxima de soldagem para o arame empregado. A fonte de indução eletromagnética empregada permite o ajuste de frequências de até 100 kHz. De acordo com a literatura, quanto menor a dimensão do objeto de interesse, maior deve ser a frequência de indução para garantir um aquecimento efetivo. Contudo, visto que o conjunto de capacitores no circuito de saída da fonte totaliza 4  $\mu\text{F}$ , ao conectar diretamente a bobina de uma camada (sendo esta condição a de menor indutância e, portanto, maior frequência de ressonância), obteve-se a ressonância na frequência de aproximadamente 55 kHz. Tendo em vista que, operacionalmente, é necessário um comprimento mínimo de cabos de corrente, buscou-se minimizar a indutância dos mesmos dispondo os cabos lado a lado. Assim, foi possível operar com frequência máxima de 40 kHz. Em contrapartida, para atingir a frequência de ressonância de 20 kHz, foi necessário acrescentar um indutor extra ao circuito. Logo, quanto aos parâmetros de indução, foram avaliados três patamares de frequência, a saber, 20, 30 e 40 kHz. Três patamares de corrente de indução foram avaliados, sendo eles 40, 70 e 100 A, uma vez que o limite de corrente da fonte à frequência de 40kHz corresponde a 100 A. A matriz de experimentos desta etapa foi composta, portanto, por 36 ensaios. No que tange à duração dos ensaios, estes variaram em função da velocidade de alimentação do arame empregada de modo a produzir um comprimento de arame aquecido de aproximadamente 800 mm.

Com base nos resultados desta etapa, foi definida a condição de frequência que resultou na melhor eficiência de desentortamento, a saber, 40 kHz. A condição de velocidade de alimentação de arame de 4 m/min é a mais crítica, tendo em vista ser a maior velocidade e, portanto, resultar no menor tempo disponível para o aquecimento. Com base no máximo efeito de desentortamento obtido para esta condição, isto é, aquele que apresentou o máximo raio de curvatura final (de 557 mm), determinou-se a corrente mínima para cada condição de velocidade de alimentação de arame que tem como resultado um raio de curvatura semelhante. Na sequência, buscando operação com parâmetros fixos de indução, definiu-se uma corrente de indução fixa de 100 A para todas as velocidades de alimentação de arame. Contudo,

para as condições de menor velocidade de alimentação de arame, os roletes do tracionador de arame apresentaram um aumento de temperatura. Por essa razão foi empregado o bico aletado, que tem como objetivo extrair calor do arame e auxiliar no desentortamento, uma vez que, ao resfriar o arame sob esforços de tração, espera-se maximizar o desentortamento. Ainda observando o aquecimento dos roletes, realizou-se ensaios com resfriamento forçado no qual, além de empregar o bico aletado, utilizou-se uma ventoinha conectada à uma fonte de energia DC. Buscando quantificar a redução do calor no arame, realizou-se ensaios com 60 s de duração com aquisição de temperatura do rolete através de um termopar tipo K sem e com resfriamento forçado. Na Figura 18 é possível visualizar a posição de fixação do termopar.

Figura 18 - Posição de fixação do termopar para aferição da temperatura do rolete



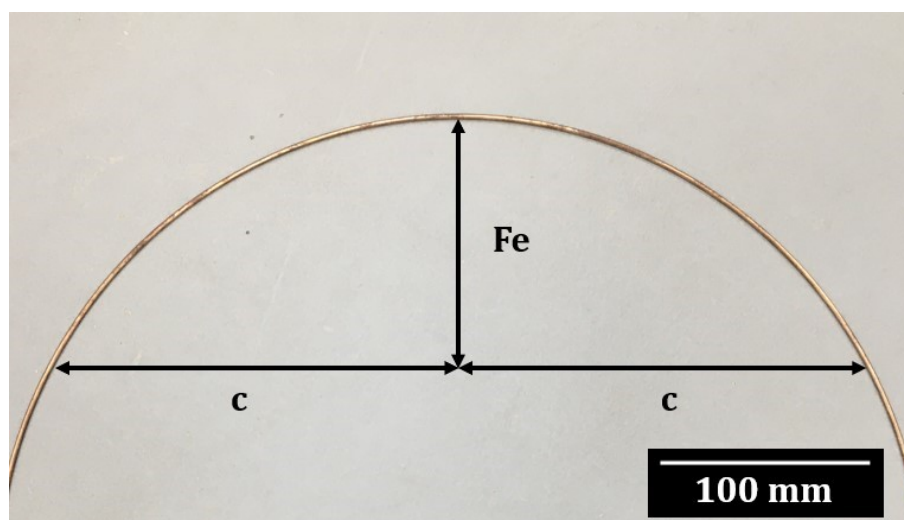
Fonte: Elaborado pela autora

Visto que o arame se encontra em aquecimento, o mesmo sofre oxidação, podendo afetar na qualidade dos cordões de solda produzidos. Portanto, na sequência, foram realizados ensaios com gás de proteção, mais especificamente Argônio puro, o qual foi inserido com uma vazão de 1 l/min. Antes do início dos ensaios, o gás foi inserido durante 90 s a fim de garantir o preenchimento da câmara. Nos ensaios com gás de proteção buscou-se avaliar o aspecto superficial através do registro da superfície do arame com auxílio do estereoscópio.

A avaliação quanto ao aspecto superficial do arame foi realizada de forma qualitativa, através da análise das macrografias dos arames. Em contrapartida, o grau de desentortamento foi avaliado através da medição do raio de curvatura ( $R_c$ ) do arame com base nas relações matemáticas entre as medidas de flecha ( $Fe$ ) e semi corda ( $c$ ) de um comprimento de arco (Figura 19), conforme a Equação 2.

$$R_c = \frac{Fe^2 + c^2}{2Fe} \quad (2)$$

Figura 19 - Medidas de semi corda ( $c$ ) e flecha ( $Fe$ ) de um comprimento de arco (arame) para cálculo do raio de curvatura



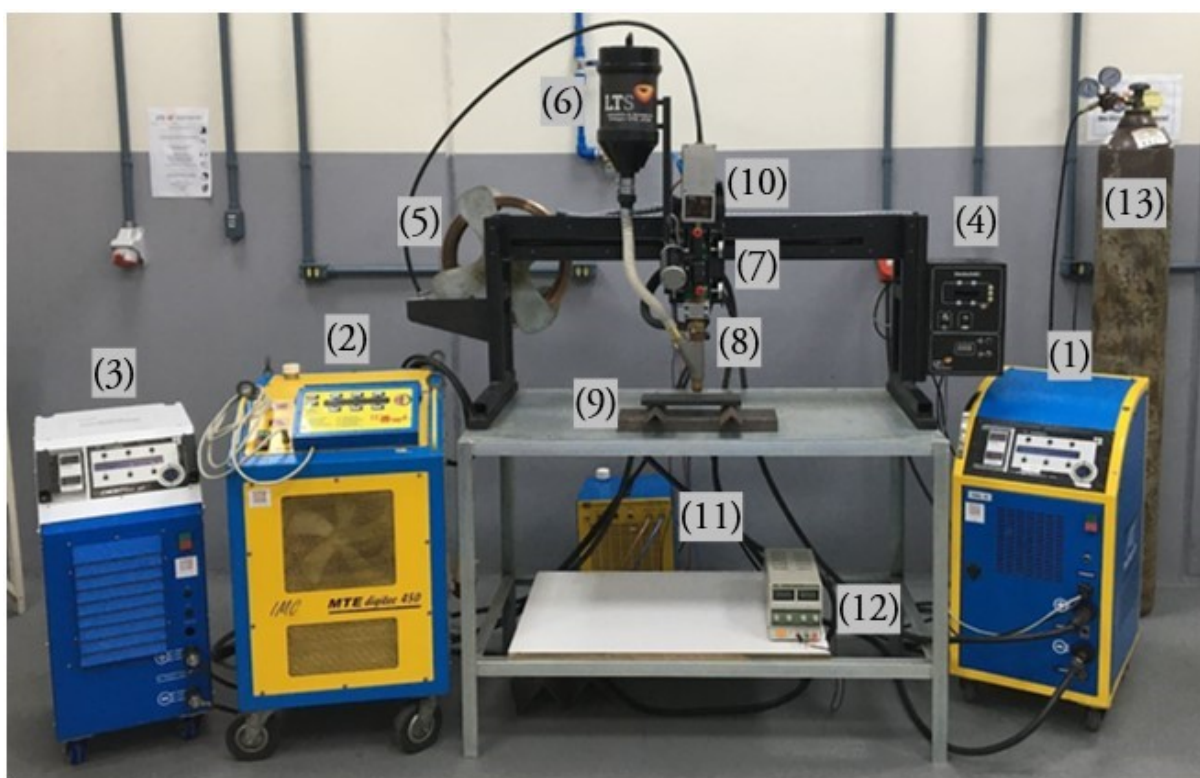
Fonte: Elaborado pela autora

Por fim, realizou-se ensaios de soldagem com o processo SAW com o objetivo de avaliar a quantidade de calor remanescente no arame através da observação da alteração da corrente de soldagem. Para tanto, foram realizados ensaios em duas condições operacionais, sem e com o emprego do dispositivo desentortador de arame desenvolvido. Estes ensaios têm como objetivo avaliar, também, se há efeito significativo na estabilidade em virtude de o aquecimento ocasionar, em algumas condições, a volatilização da camada de cobre que recobre o arame. Isto porque esta camada de cobre, além de proteger contra oxidação, auxilia no contato elétrico. Na Figura 20 é possível visualizar a bancada de ensaios empregada. Além dos



equipamentos e dispositivos apresentados, foi empregado o sistema de aquisição de dados de soldagem SAP V4 para aferir a corrente e tensão de arco nos ensaios.

Figura 20 - Bancada de ensaios de soldagem: (1) e (2) fontes de soldagem, (3) fonte de indução, (4) ModulARC, (5) carretel de arame, (6) reservatório de fluxo de soldagem, (7) tracionador de arame, (8) tocha de soldagem SAW convencional, (9) corpo de prova, (10) desentortador de arame, (11) unidade de arrefecimento da bobina, (12) fonte DC da ventoinha, (13) cilindro de gás de proteção



Fonte: Elaborado pela autora

As duas condições operacionais, sem e com o emprego do dispositivo desentortador, foram avaliadas em três condições de soldagem, nas quais a velocidade de alimentação de arame foi variada e mantidos os demais parâmetros fixos. Na Tabela 2 são apresentados os parâmetros empregados. Visando a operação com os parâmetros frequência e corrente de indução fixos, optou-se pelos valores de 40 kHz e 100 A, respectivamente, condição essa que resultou no maior raio de curvatura para as velocidades de alimentação de arame analisadas e, portanto, no maior grau de desentortamento.

Tabela 1 - Parâmetros dos ensaios de validação do desentortador de arames

Parâmetro	Valor
Arame	EM12K de 2,4 mm de diâmetro
Par arame-fluxo	F48A2-EM12K (fluxo ativo)
Distância bico de contato peça (DBCP)	25 mm
Tensão (ajustada)	30 V
Velocidade de soldagem	30 cm/min
Velocidade de alimentação de arame (medida)	1,5 - 2,4 - 3,3 m/min
Frequência de indução	40 kHz
Corrente de indução (ajustada)	100 A

Fonte: Elaborado pela autora

### 3.2 APLICAÇÃO DA TÉCNICA IHW-SAW

Optou-se por iniciar o estudo com o emprego da técnica IHW no processo Arco Submerso. Os ensaios de soldagem visaram a avaliação dos parâmetros de indução eletromagnética, a saber, corrente e frequência de indução eletromagnética. Portanto, após o desenvolvimento da tocha IHW-SAW protótipo, o primeiro passo foi a produção da bobina de indução. Diante disso, a bobina de indução foi confeccionada com 30 mm de comprimento e total de 12 espiras dispostas em duas camadas, sendo que 8 espiras na primeira camada e 4 espiras na segunda camada. O diâmetro externo da bobina de indução é de aproximadamente 22 mm e o diâmetro interno de 7,5 mm. Quanto à distância entre bobina-peça, utilizou-se em todos os ensaios 25 mm, valor este comumente empregado como DBCP no processo SAW convencional, o qual acredita-se permite fornecer quantidade adequada de fluxo de soldagem. Logo, a distância bico de contato-peça (DBCP) somada ao comprimento da bobina de indução (30 mm) totaliza 55 mm. Na Tabela 2 estão resumidos os parâmetros de soldagem dos ensaios realizados com a técnica IHW-SAW.

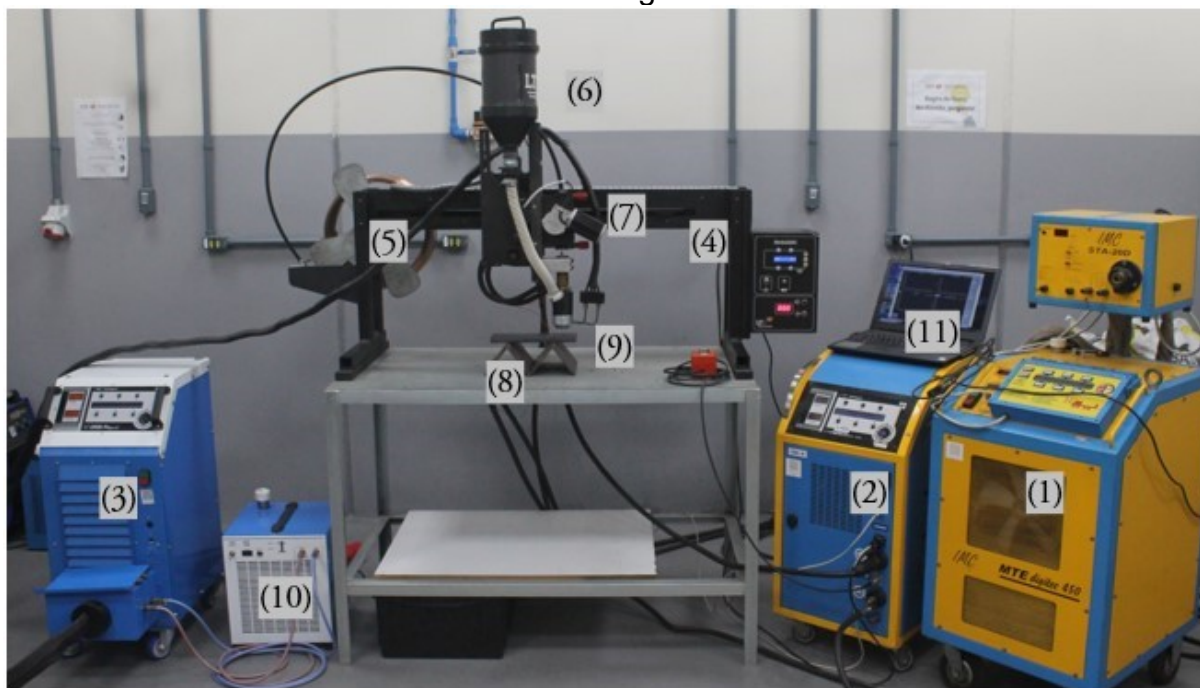
Tabela 2 - Parâmetros fixos dos ensaios de soldagem com aplicação da técnica IHW-SAW

Parâmetro	Valor
Arame-fluxo	AWS F48A2-EM12K
Diâmetro do arame-eletrodo	2,4 mm
Tensão de arco ajustada	30 V
Velocidade de soldagem	300 mm/min
Distância Bobina-peça	25 mm

Fonte: Elaborado pela autora

Todos os ensaios de soldagem realizados foram simples deposição sobre chapa (*bead-on-plate*). Os corpos de prova empregados, de aço carbono ASTM A36, possuem comprimento, largura e espessura de 250x75x15,9 mm, respectivamente, com exceção dos ensaios em que se buscou obter cordões de solda de maior penetração. De posse dos protótipos desenvolvidos da tocha IHW-SAW e da bobina de indução, estruturou-se a bancada de ensaios para a aplicação do aquecimento por indução eletromagnética, sendo esta composta por fontes de soldagem multiprocessos modelos Digiplus A7 e DIGITEC450, fonte de indução eletromagnética INDIplus A7, sistema de deslocamento de tocha ModulARC com dois graus de liberdade, carretel de arame, sistema tracionador de arame, tocha de soldagem IHW-SAW, sistema de arrefecimento da bobina de indução e sistema de aquisição de dados portátil SAP V4. Na Figura 21 é apresentada a bancada de ensaios empregada.

Figura 21 - Bancada de ensaios de soldagem: (1) e (2) fontes de soldagem, (3) fonte de indução, (4) ModulARC, (5) carretel de arame, (6) reservatório de fluxo de soldagem, (7) tracionador de arame, (8) corpo de prova, (9) tocha protótipo IHW-SAW, (10) unidade de arrefecimento da bobina, (11) sistema de aquisição de dados de soldagem



Fonte: Elaborado pela autora

Tendo em vista que a fonte de indução empregada permite operar com corrente de indução de até 150 A nas frequências de 60 a 200 kHz, decidiu-se empregar as correntes de indução de 60, 90, 120 e 150 A. Quanto à frequência de operação, esta depende do conjunto capacitores da fonte de indução bem como da soma das indutâncias do sistema (cabos de corrente e bobina), visto que se deseja operar na ressonância. Inclusive, a fonte de indução empregada é auto ressonante, ou seja, automaticamente ajusta a frequência de operação conforme o sistema no qual esteja operando. Para tanto, a fonte de indução dispõe de 6 capacitores de 60 nF cada, que podem ser conectados em paralelo conforme a demanda. Para operar com frequências próximas ao limite do equipamento, empregou-se 4 capacitores conectados, resultando em uma frequência de ressonância de  $180 \pm 5$  kHz. Empregaram-se também frequências de ressonância de  $80 \pm 5$  e  $125 \pm 5$  kHz, resultando em uma diferença entre frequências de aproximadamente 50 kHz. Para

estas duas frequências empregou-se todos os 6 capacitores conectados e indutâncias adicionais no sistema.

O objetivo dos ensaios de soldagem com a técnica IHW-SAW foi compreender os efeitos das variáveis de indução, sobretudo quanto à capacidade de reduzir a corrente média de soldagem. Logo, foram realizados, em um primeiro momento, dois conjuntos de ensaios empregando duas velocidades de alimentação de arame distintas, a saber: 2,5 e 3,0 m/min. Apesar dos ensaios de soldagem com velocidade de alimentação de arame de 2,5 m/min possibilitarem a avaliação dos efeitos das diferentes correntes e frequência de indução sobre a redução da corrente média de soldagem, a geometria dos depósitos não favoreceu as análises de morfologia dos cordões de soldagem. Portanto, após inúmeras tentativas de obter uma condição operacional que resultasse em um cordão de referência (sem indução) de maior penetração, que possibilitaria maior sensibilidade da análise dos efeitos da técnica, optou-se por aumentar a velocidade de alimentação de arame para 3,0 m/min. Logo, nessas condições, além da avaliação da redução da corrente média de soldagem, foram realizados cortes transversais dos cordões de solda, de modo a retirar três amostras para realização de análises macrográficas para avaliação dos efeitos da técnica sobre a morfologia dos depósitos. Cada uma das seções foi preparada metalograficamente (mediante embutimento, lixamento, polimento e ataque químico) a fim de revelar o contorno da zona fundida (ZF). Para revelar a ZF, foi empregado o reagente químico Nital 4%, através da técnica de imersão, por aproximadamente 10 s. Com estes procedimentos foi possível a realização de imagens com o auxílio de um estereoscópio, que viabilizaram as medições nos cordões de solda com o auxílio do *software* ImageJ.

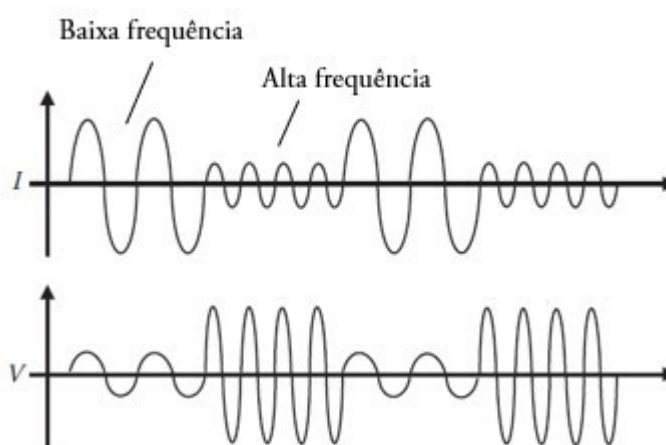
Na sequência foram realizados ensaios com o objetivo de avaliar de forma mais ampla o efeito da frequência de indução sobre a eficiência de aquecimento que, para a técnica empregada, se traduz em redução da corrente média de soldagem ao manter a velocidade de alimentação de arame fixa. Dito isso, avaliou-se, adicionalmente, os patamares de frequência de indução de 20 e 40 kHz, mantendo a corrente de indução fixa em 150 A. Deste modo foi possível traçar uma linha de tendência da redução da corrente média de soldagem em função da frequência de

indução. Nestes ensaios, também se empregou velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min.

A fim de avaliar o emprego de diferentes configurações de bobina, bem como o impacto de menores DBCP, realizou-se ensaios adicionais utilizando uma bobina de indução de comprimento reduzido, a saber, 15 mm e, portanto, metade do comprimento da bobina empregada até então. Neste comprimento foram dispostas apenas 4 espiras na primeira camada e 2 espiras na segunda. Tendo em vista a redução da bobina de indução e manutenção da distância bobina-peça em 25 mm, o DBCP resultante foi de 40 mm. Foram realizados quatro ensaios de soldagem, combinando frequências de indução de 80 e 180 kHz e correntes de indução de 90 e 150 A. Além desses, foi realizado um ensaio de soldagem sem indução com o intuito de verificar a corrente média de soldagem de referência. Em todos os ensaios foi empregada a velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min.

A partir dos resultados obtidos nos ensaios anteriores, levantou-se a hipótese de que baixas frequências podem ser mais interessantes para o aquecimento do arame-eletrodo em regiões com temperatura inferior à temperatura Curie ( $T_{Curie}$ ), uma vez que a profundidade de penetração resulta em valores próximos a 0,6 mm, sendo este o limite indicado pela literatura. Logo, no caso do aquecimento do arame-eletrodo empregado, de 2,4 mm de diâmetro, a primeira frequência, na ordem de 20 kHz, seria direcionada para aquecer o arame-eletrodo abaixo da  $T_{Curie}$ . Quanto ao aquecimento nas regiões que apresentam temperaturas superiores a  $T_{Curie}$ , frequências de indução na ordem de 800 kHz, segundo estimativas do nomograma (Figura 2), seriam mais adequadas, tendo em vista o aumento expressivo da profundidade de penetração quando a temperatura do arame está acima da  $T_{Curie}$ . Na literatura, inclusive, relata-se a maior eficiência de fontes de indução que operam com a modulação de duas frequências simultaneamente, conforme pode ser observado na Figura 22.

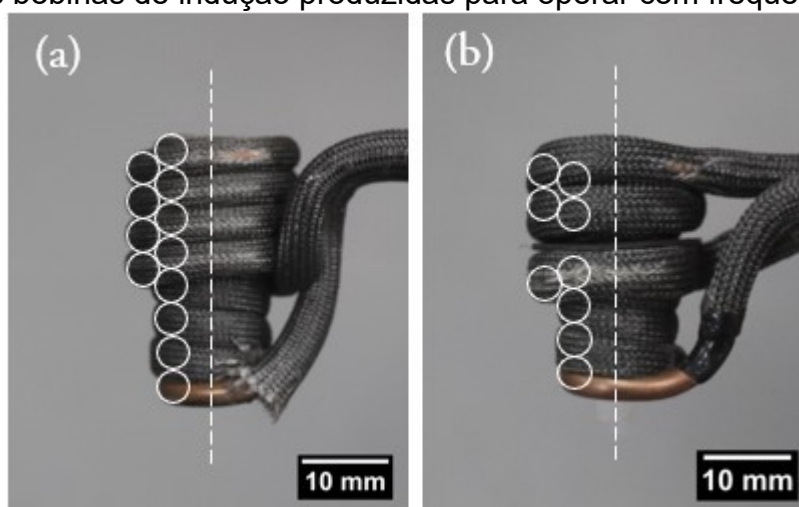
Figura 22 – Emprego da técnica *dual-frequency* para aumento da eficiência de aquecimento



Fonte: Adaptado de Rudnev, Loveless e Cook (2017)

Com o intuito de avaliar o emprego de múltiplas frequências, foram confeccionadas duas bobinas separadas com o objetivo de obter um conjunto de mesmo comprimento da bobina originalmente empregada. Na Figura 23 é apresentada a bobina original e a bobina dupla, com suas respectivas distribuições de espiras. Apesar da bobina dupla aparentar ser de um tubo de cobre de maior diâmetro, esse efeito visual é decorrente do tubo isolante de fibra de vidro maleável empregado, que não está demasiadamente esticado em comparação ao da bobina original. Inicialmente, a bobina de indução superior contava com 6 espiras dispostas em duas camadas de 3 espiras cada, com o intuito de totalizar o mesmo número total de espiras da bobina original, contudo, devido ao enrolamento de ambas as bobinas, elas permaneciam com uma distância mínima entre as elas, resultando em um comprimento maior que a bobina original. Mantendo a distância bico de contato-peça, essa distância adicional, ainda que pequena, é suficiente para diminuir a camada de fluxo de soldagem, resultando em instabilidades do processo. Portanto, optou-se por reduzir a bobina para 4 espiras dispostas em 2 camadas de 2 espiras cada.

Figura 23 – Comparativo entre a (a) bobina de indução de 30 mm de comprimento e a (b) as duas bobinas de indução produzidas para operar com frequências distintas



Fonte: Elaborado pela autora

Foram realizados ensaios de soldagem com os mesmos parâmetros como velocidade de alimentação de arame (3,0 m/min) e DBCP (55 mm) dos ensaios anteriores. Quanto aos parâmetros de indução, na bobina de indução posicionada mais próxima ao bico de contato empregou-se 20 kHz de frequência de indução, enquanto na bobina posicionada próxima ao arco voltaico, 180 kHz. Isto com o intuito de, inicialmente, operar com menores frequências de indução em regiões que se acredita estarem sob temperatura inferior à  $T_{curie}$  e, posteriormente, com maiores frequências de indução para diminuir o efeito de cancelamento das correntes induzidas e, como resultado, a perda de eficiência. Em ambas as bobinas de indução foram empregadas correntes de indução de mesmo valor, sendo realizados em total dois ensaios, com correntes de indução de 90 e 150 A respectivamente.

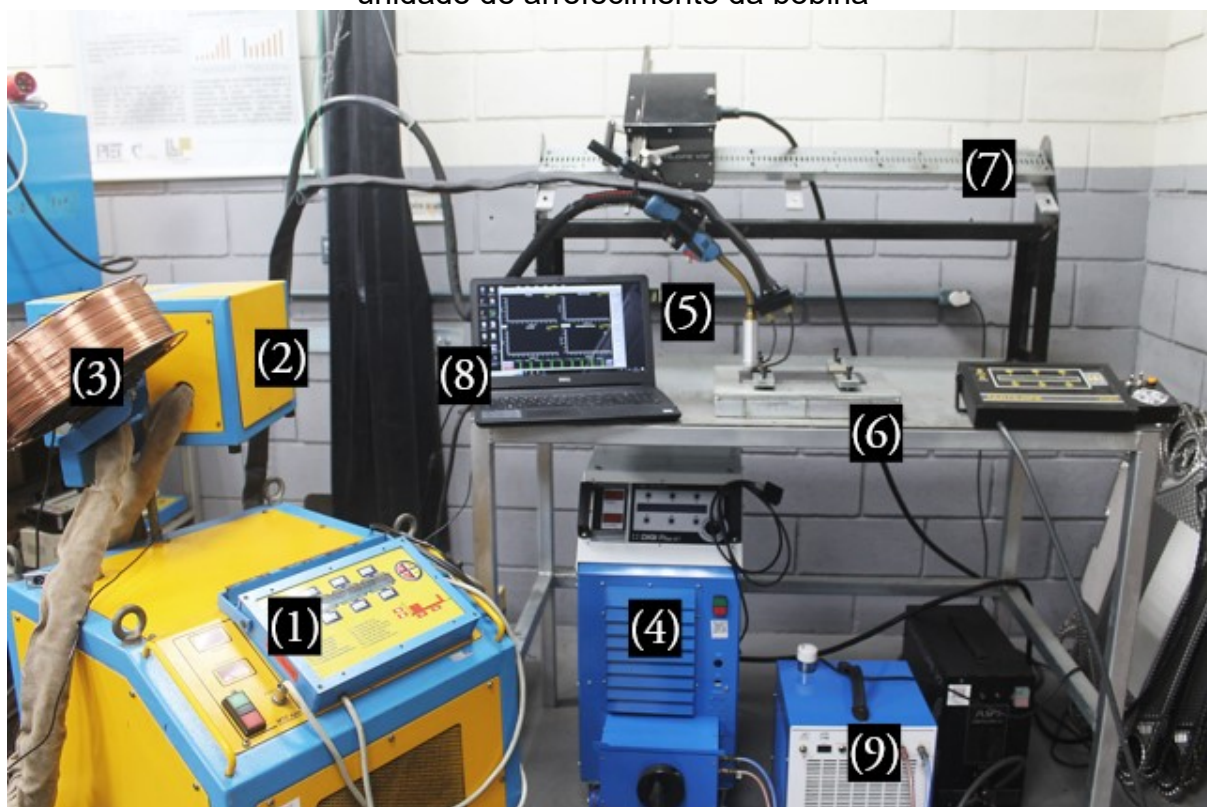
### 3.3 APLICAÇÃO DA TÉCNICA IHW-GMAW

De posse da segunda versão da tocha IHW-GMAW, estruturou-se a bancada de ensaios de soldagem (Figura 24) composta por uma fonte de soldagem multiprocessos DigiTEC, cabeçote tracionador de arame, cilindro de gás, sistema de deslocamento de tocha de soldagem com dois graus de liberdade modelo Tartílope V2, suporte de fixação de corpos de prova, fonte de indução eletromagnética com



capacidade de operar com corrente de indução de até 150 A nas frequências de 60 a 200 kHz, além de sistema de arrefecimento para refrigeração da bobina de indução.

Figura 24 - Bancada de ensaios de soldagem: (1) fonte de soldagem, (2) tracionador de arame, (3) carretel de arame, (4) fonte de indução, (5) tocha protótipo IHW-GMAW, (6) suporte de fixação de corpo de prova, (7) sistema de deslocamento de tocha Tartilope V2, (8) sistema de aquisição de dados de soldagem SAP V4, (9) unidade de arrefecimento da bobina



Fonte: Elaborado pela autora

No que tange o estudo da aplicação do aquecimento indutivo no arame-eletrodo do processo GMAW, foram abordadas duas frentes de atuação, a saber, no modo de transferência metálica por curto-circuito e goticular. Neste contexto, o diâmetro do arame-eletrodo possui influência direta no aquecimento indutivo devido à relação do mesmo com a frequência de operação e, por consequência, com a profundidade de penetração. Na literatura é recomendado que a profundidade de penetração não exceda o valor equivalente à metade do raio de uma peça cilíndrica, visando evitar o cancelamento da corrente induzida no condutor (Rudnev; Loveless; Cook, 2017). Quanto menor o diâmetro do arame-eletrodo, maior é a frequência de

operação necessária para que não ocorra significativo cancelamento das correntes induzidas e perda de eficiência. Contudo, o impacto do diâmetro do arame-eletrodo transcende a profundidade de penetração. Para arames-eletrodos de menor bitola, para atingir o modo de transferência metálica goticular, é necessária uma velocidade de alimentação de arame relativamente superior. Considerando que o comprimento de arame-eletrodo em aquecimento é de magnitude similar ao comprimento da bobina de indução, maiores velocidades de alimentação de arame implicam em menores tempos disponíveis para o aquecimento. Visando estimar as velocidades de alimentação de arame para diferentes bitolas, empregou-se a equação empírica da taxa de fusão de Lesnewich (1958):

$$Va = \alpha \cdot Im + \beta \cdot s \cdot I_{RMS}^2 \quad (3)$$

Em que “Va” é a velocidade de alimentação de arame, “Im” é a corrente média de soldagem e “I<sub>RMS</sub>” a corrente média eficaz. Os valores dos coeficientes  $\alpha$  e  $\beta$  foram estimados por Quintino e Allum (1984 *apud* Marques; Modenesi, 2014) para um arame-eletrodo de aço carbono, conforme a Tabela 3. Visto que a corrente média de soldagem é aproximadamente igual à corrente média eficaz quando se opera no modo de transferência metálica goticular, foi possível estimar os valores de velocidade de alimentação de arame. Outra abordagem seria desprezar o termo referente à contribuição da corrente média eficaz visto que os valores correspondentes são, por vezes, pouco significativos se comparados ao efeito da corrente média de soldagem. Entretanto, para os cálculos que seguem a equação foi empregada integralmente. Na

Tabela 4 Tabela 3 estão dispostos os valores calculados com base nos valores de corrente de transição estimados a partir dos valores apresentados por Scotti e Ponomarev (2008) para o gás de proteção constituído de argônio com 8% de dióxido de carbono (Ar + 8%CO<sub>2</sub>).

Tabela 3 – Valores dos coeficientes  $\alpha$  e  $\beta$  da equação empírica de taxa de fusão para diferentes diâmetros de arame e considerando um arame de aço carbono

Diâmetro [mm]	$\alpha$ [mm/sA]	B [1/sA <sup>2</sup> ]
0,8	0,7	2,61E-04
1	0,47	9,10E-05
1,2	0,27	5,90E-05
1,6	0,18	1,20E-05

Fonte: Quintino e Allum (1984 *apud* MARQUES; MODENESI, 2014)

Tabela 4 - Pares velocidade de alimentação de arame e corrente de soldagem média para diferentes diâmetros de arame-eletrodo

Ø 0,8 mm		Ø 1,0 mm		Ø 1,2 mm		Ø 1,6 mm	
Im [A]	Va [m/min]	Im [A]	Va [m/min]	Im [A]	Va [m/min]	Im [A]	Va [m/min]
145-155*	6,4-6,9	190-200*	5,6-5,9	240-260*	4,1-4,5	280-295*	3,1-3,2
180	8,1	234	6,9	300	5,2	342	3,8
195	8,8	253,5	7,5	325	5,6	370,5	4,1
210	9,5	273	8,1	350	6,1	399	4,4

\*Faixa de corrente de transição

Com vistas a definir o diâmetro de arame-eletrodo a ser utilizado nos ensaios, os arames de 0,8 e 1,0 mm de diâmetro foram descartados visto que resultam em velocidades de alimentação de arame demasiado elevadas, o que dificulta o aquecimento por indução. Além disso, o emprego desses diâmetros de arame-eletrodo agrava os efeitos de cancelamento da corrente induzida, que ocorrem, nesses casos, quando a profundidade de penetração excede cerca de 0,2 mm. Quanto ao arame de 1,6 mm de diâmetro, o mesmo se apresenta interessante tendo em consideração as velocidades de alimentação de arame necessárias para obtenção do modo de transferência metálica goticular, em torno de 4 m/min. Contudo, é sabido que para atingir este modo de transferência metálica, é preciso operar com correntes de soldagem superiores à corrente de transição. Ao empregar o arame de 1,6 mm de diâmetro necessita-se de uma corrente de soldagem de 340 A (correspondente a 20% a mais que a corrente de transição) ou superior, implicando em velocidades de soldagem elevadas. Deste modo, ao empregar maiores velocidades de deslocamento da tocha, para obtenção de tempos de soldagem suficientes para a alteração almejada dos parâmetros ao longo da deposição do cordão, visto que as alterações das condições do aquecimento indutivo não são instantâneas, mas necessitam de um

tempo para atingir o regime, se faz necessário a realização de cordões de solda de comprimento considerável. Além de ser mais utilizado no contexto do processo GMAW, o arame de diâmetro de 1,2 mm opera no modo de transferência metálica goticular com correntes de soldagem relativamente menores, de aproximadamente 250 A, e velocidade de alimentação de arame aproximada de 5 m/min. Neste contexto, no presente trabalho utilizou-se o arame de 1,2 mm de diâmetro, com vistas a empregar o aquecimento por indução eletromagnética em um patamar intermediário de velocidade de alimentação de arame.

Definido o diâmetro de arame-eletrodo a ser empregado, o primeiro conjunto de ensaios visa avaliar a capacidade de redução da corrente média de soldagem bem como as alterações nos aspectos operacionais ao introduzir o aquecimento por indução eletromagnética no processo GMAW. Logo, nesta etapa, buscou-se operar com o modo de transferência por curto-circuito. Com o objetivo de possibilitar uma comparação com os ensaios de soldagem realizados com o processo SAW, definiu-se como condição de referência a velocidade de alimentação de arame de 3 m/min. Foram realizados ensaios de simples deposição sobre chapas (*bead-on-plate*) de aço carbono ASTM A36 com dimensões aproximadas de 250x100x6,35 mm. Os parâmetros da Tabela 5 foram mantidos constantes em todos os ensaios com o modo de transferência por curto-circuito.

Tabela 5 - Parâmetros dos ensaios com o modo de transferência por curto-circuito

Parâmetro	Valor
Gás de proteção	Ar + 25%CO <sub>2</sub>
Vazão do gás de proteção	18 l/min
Arame-eletrodo	AWS ER70S-6
Diâmetro do arame-eletrodo	1,2 mm
Velocidade de soldagem	200 mm/min
Distância Bico de contato-peça	40 mm
Distância Bobina-peça	15 mm

Fonte: Elaborado pela autora

Com o intuito de avaliar o efeito da introdução do aquecimento por indução eletromagnética do arame-eletrodo no processo GMAW sobre a corrente média de

soldagem, avaliou-se as mesmas quatro correntes de indução eletromagnética empregadas no processo SAW, a saber, 60, 90, 120 e 150 A. De posse do conhecimento adquirido no processo SAW, e tendo em vista que o diâmetro do arame-eletrodo empregado no processo GMAW é expressivamente menor, foi definido que a frequência de indução seria constante e próxima ao limite do equipamento (200 kHz), uma vez que maiores frequências de indução se mostraram mais eficientes. Com a configuração de bobina empregada, a frequência de ressonância empregada em todos os ensaios foi de 186 kHz. No primeiro conjunto de ensaios com o modo de transferência por curto-circuito, a tensão de arco ajustada no equipamento não foi alterada e, portanto, mantida fixa em 20,5 V. Já no segundo conjunto de ensaios, a tensão foi reajustada visando obter frequências de curto-circuito próximas à condição de referência (sem indução). Com o intuito de avaliar as alterações morfológicas promovidas pela técnica IHW-GMAW nas condições estudadas, foram retiradas duas amostras de cada cordão de solda, as quais foram embutidas, lixadas e atacadas com Nital 4% para revelar o contorno da zona fundida. Tendo em vista que foram produzidos os cordões de solda de 200 mm de comprimento, as amostras foram retiradas a distância de 140 e 180 mm em relação ao início do cordão.

Com vistas a avaliar a capacidade de aumento da taxa de fusão ao introduzir o aquecimento por indução eletromagnética no processo GMAW, realizou-se o terceiro grupo de ensaios. Logo, os ensaios realizados buscaram operar no modo de transferência goticular. Em um primeiro momento realizou-se ensaios aplicando o aquecimento por indução com o intuito de avaliar a redução da corrente média de soldagem para então, no segundo momento, aumentar a velocidade de alimentação de arame até que a corrente média de soldagem se iguale ao valor obtido com o processo convencional. Com isso, foi possível quantificar a capacidade de aumento da taxa de deposição ao empregar o aquecimento por indução eletromagnética ao longo do *stickout*. Com o objetivo de operar com condição de velocidade de alimentação de arame mais favorável ao aquecimento por indução eletromagnética, definiu-se como condição de referência a velocidade de alimentação de arame de 8 m/min, que, para as condições empregadas, se encontra no limite da transição goticular-globular. Este valor de velocidade de alimentação de arame foi definido em ensaios preliminares. Foram realizados depósitos sobre chapas (*bead-on-plate*) de

aço carbono ASTM A36 com dimensões aproximadas de 250x75x9,5 mm, respectivamente. Os parâmetros da Tabela 6 foram mantidos constantes em todos os ensaios com o modo de transferência goticular.

Tabela 6 - Parâmetros dos ensaios com o modo de transferência goticular

Parâmetro	Valor
Gás de proteção	Ar + 8%CO <sub>2</sub>
Vazão do gás de proteção	18 l/min
Arame-eletrodo	AWS ER70S-6
Diâmetro do arame-eletrodo	1,2 mm
Velocidade de soldagem	450 mm/min
Distância Bico de contato-peça	43 mm
Distância Bobina-peça	18 mm

Fonte: Elaborado pela autora

Com o auxílio do sistema de aquisição de dados portátil SAP, foi possível adquirir os valores de tensão de arco, corrente de soldagem e velocidade de alimentação de arame. De posse das aquisições, realizou-se os cálculos dos valores médios de cada ensaio.

## **4 RESULTADOS E DISCUSSÕES**

O presente item aborda os resultados obtidos nos ensaios de caracterização do dispositivo desentortador de arames e dos ensaios de soldagem realizados com os processos SAW e GMAW assistidos de aquecimento por indução eletromagnética dos arames-eletrodos.

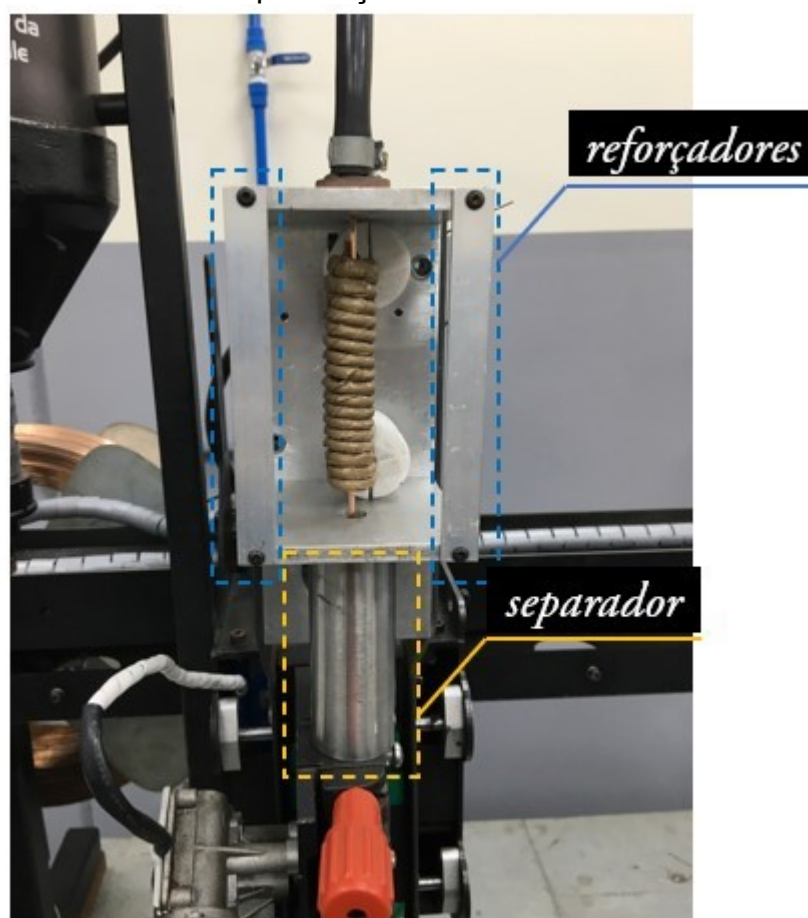
### **4.1 DISPOSITIVO DESENTORTADOR**

Com o intuito de caracterizar e avaliar a atuação do dispositivo desenvolvido, foram realizados três conjuntos de ensaios. O primeiro consistiu em avaliar o grau de endireitamento do arame sob diferentes condições de frequência e corrente de indução bem como velocidade de alimentação de arame. No segundo momento, avaliou-se o aspecto superficial do arame, tendo que vista a observação dos efeitos do aquecimento promovido pela bobina de indução e posterior tracionamento. Por fim, foram avaliados os efeitos do emprego do desentortador em operações de soldagem, mais especificamente no processo SAW.

#### **4.1.1 Ensaios de Avaliação do Grau de Desentortamento**

Nos ensaios de avaliação do grau de desentortamento não foi realizado, inicialmente, o arrefecimento do arame e, portanto, foi empregada uma peça de separação no lugar do bico aletado (Figura 25). Nesta etapa não foi empregado o gás de proteção e, portanto, para facilitar a visualização do aquecimento do arame, não foi utilizada a capa do dispositivo, e sim, reforçadores para evitar o colapso da estrutura devido ao esforço de tracionamento do arame.

Figura 25 - Adaptação do dispositivo para avaliação do grau de desentortamento sem a presença do bico aletado

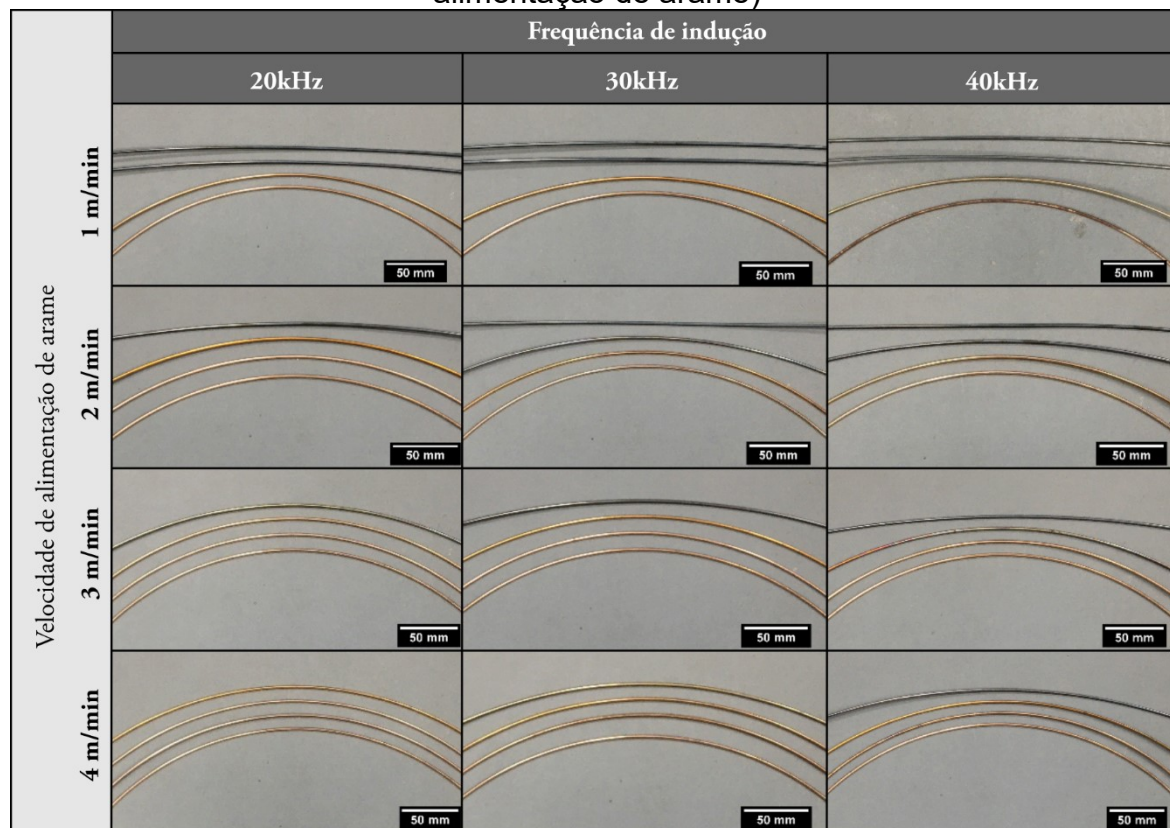


Fonte: Elaborado pela autora

Na Figura 26 foram compiladas as imagens dos arames produzidos nos ensaios da presente etapa. Em todas as imagens, visualizando de baixo para cima, tem-se o arame sem desentortamento (referência), e os arames nos quais se empregou 40, 70 e 100 A de corrente de indução ajustada para cada uma das frequências e velocidades de alimentação de arame empregadas. As correntes de indução medidas para os valores ajustados de 40, 70 e 100 A foram, respectivamente, 44, 78 e 113 A.



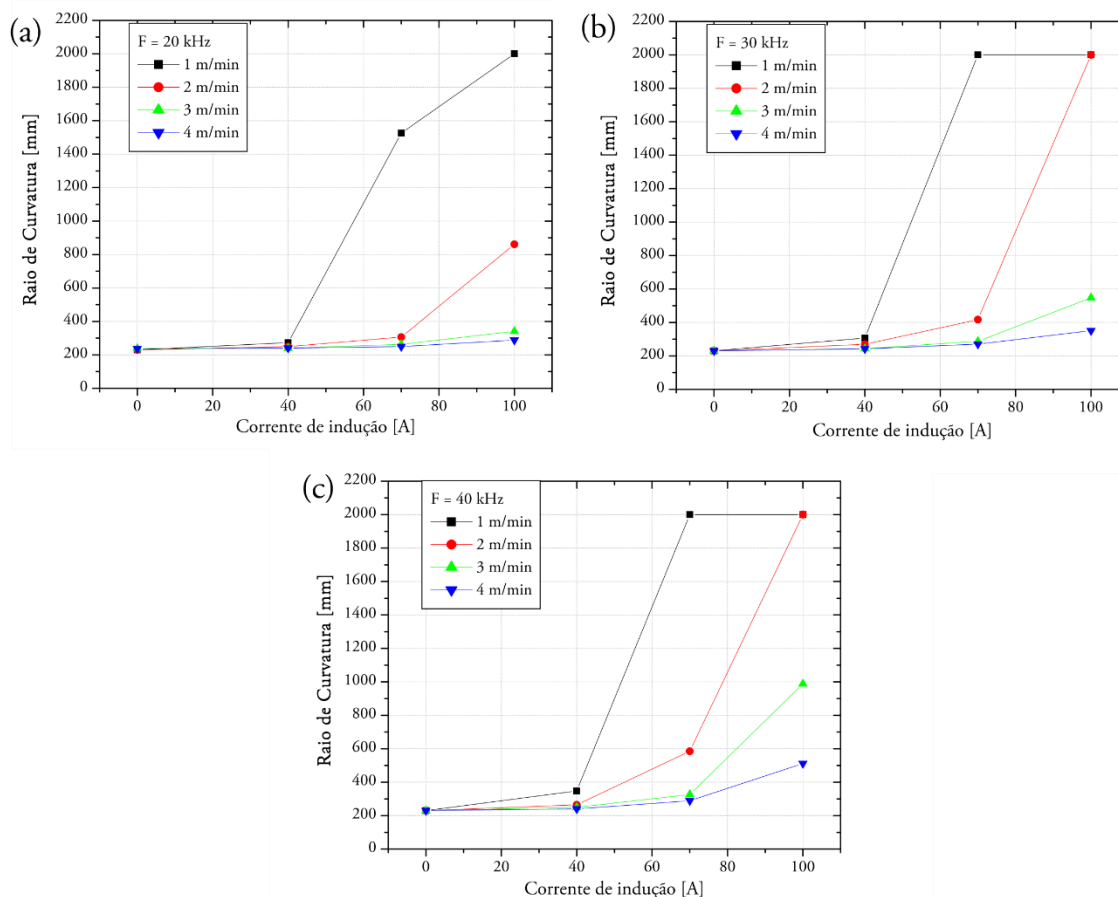
Figura 26 – Em cada foto de baixo para cima: arame sem passar pelo desentortador e arames após passar pelo desentortador submetidos às correntes de indução de 40, 70 e 100 A (para as diferentes frequências de indução e velocidades de alimentação de arame)



Fonte: Elaborado pela autora

Com base nas imagens dos arames, foi possível calcular o raio de curvatura obtido para cada condição. Os dados foram sintetizados nos gráficos da Figura 27, na qual foram inseridos os valores ajustados de corrente de indução. Para as condições nas quais houve um desentortamento significativo e o arame se aproximou de uma reta (ou seja, o raio de curvatura se aproxima do infinito) foi atribuído no gráfico através do raio de curvatura finito, de 2000 mm.

Figura 27 - Raio de curvatura em função da corrente e frequência de indução, sendo (a) 20 kHz, (b) 30 kHz e (c) 40 kHz para as diferentes velocidades de alimentação de arame avaliadas



Fonte: Elaborado pela autora

Na Figura 27 é possível observar que, para todas as condições, há um aumento do grau de desentortamento com o aumento da frequência de indução. Isto está intimamente ligado com a profundidade de penetração obtida. O ideal é operar com profundidade de penetração de referência inferior à metade do raio, logo, neste caso inferior à 0,6 mm. Contudo, estimar a profundidade de penetração é uma tarefa complexa. De acordo com os resultados obtidos, apesar do fato de maiores frequências de indução implicarem em menores profundidades de penetração, menor é o cancelamento das correntes induzidas com o aumento da frequência. Neste contexto, acredita-se que ao empregar frequências mais elevadas, sobretudo para elementos de pequenas dimensões como é o caso dos arames de soldagem, tem-se

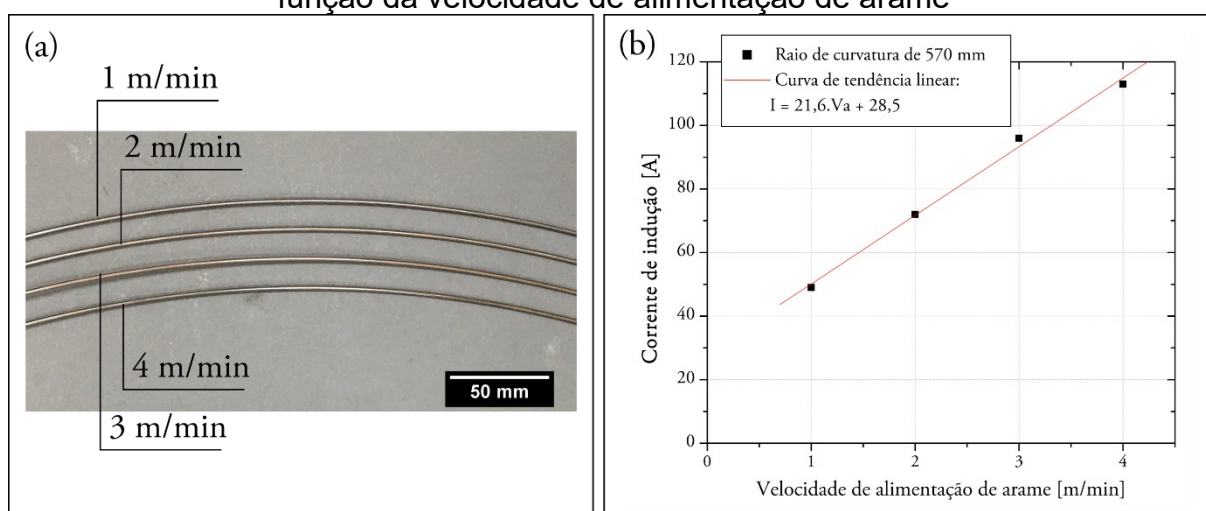
maior aproveitamento da energia e conseqüentemente maior eficiência de aquecimento. No presente desenvolvimento a frequência estava limitada a 40 kHz e, se fosse possível aumentar a frequência, estima-se que maior seria o aquecimento e desentortamento do arame.

Ainda no que tange à Figura 27, para a corrente de indução de 40 A não foi observado significativo aquecimento e, por conseqüência, desentortamento para todas as condições analisadas. Já para os ensaios no qual se utilizou 70 A de corrente de indução, obteve-se um expressivo desentortamento para a velocidade de alimentação de arame de 1 m/min. Este resultado era esperado uma vez que quanto menor a velocidade de alimentação de arame, maior o tempo disponível para o aquecimento. Em vista disso, a condição de velocidade de alimentação de arame de 4 m/min é a mais crítica e o maior desentortamento foi obtido, somente, ao empregar corrente de indução de 100 A e frequência de 40 kHz. O raio de curvatura obtido para esta condição foi de 512 mm frente ao raio original do arame de 227 mm, resultando em um aumento de 125%. Conforme descrito anteriormente, para todas as condições avaliadas, os resultados obtidos com a frequência de 40 kHz foram iguais ou superiores em termos de eficiência de desentortamento. Acredita-se que, como abordado anteriormente, se fosse possível aumentar a frequência de ressonância, maior seria a eficiência de desentortamento. Logo, seria possível obter um raio de curvatura semelhante empregando uma menor corrente de indução.

Visando maximizar o desentortamento, empregou-se o bico aletado desenvolvido. Visto que a frequência de indução de 40 kHz apresentou maior eficiência, nos ensaios subsequentes foi mantida a frequência fixa neste valor. Considerando a condição crítica de velocidade de alimentação de arame de 4 m/min e a condição na qual se obteve maior desentortamento, a saber corrente de indução de 100 A, os ensaios subsequentes objetivaram determinar a corrente de indução necessária para gerar o mesmo grau de desentortamento para as demais velocidades de alimentação de arame. Foi necessário empregar uma corrente de indução de 49, 72, 96 A para as velocidades de alimentação de arame de 1, 2 e 3 m/min, respectivamente. No que tange ao raio de curvatura, este, na condição de referência de velocidade de alimentação de arame de 4 m/min e corrente de indução 111,5 A, apresentou maior desentortamento ao empregar o bico aletado. Atribui-se esse efeito

ao arame aquecido percorrer o bico aletado sob tração, favorecendo o desentortamento. Isto porque o orifício do bico aletado é muito próximo ao próprio diâmetro do arame, e tende a deformá-lo de forma a endireitá-lo. O raio de curvatura da condição em questão, em relação ao mesmo ensaio sem o emprego do bico aletado, apresentou aumento superior a 10 %. Na Figura 28 é possível visualizar os arames produzidos com as quatro velocidades de alimentação de arame, sendo a velocidade de 4 m/min na parte inferior e de forma decrescente até a condição de 1 m/min na posição superior. É possível observar que todas as condições resultaram, de fato, em raios de curvatura próximos, como era o objetivo dos ensaios.

Figura 28 - (a) Arames desentortados no mesmo grau, ao ser alimentados com velocidades de 4, 3, 2 e 1 m/min e aquecidos com correntes de indução de 113, 96, 72 e 49 A respectivamente e o (b) gráfico da corrente de indução requerida em função da velocidade de alimentação de arame



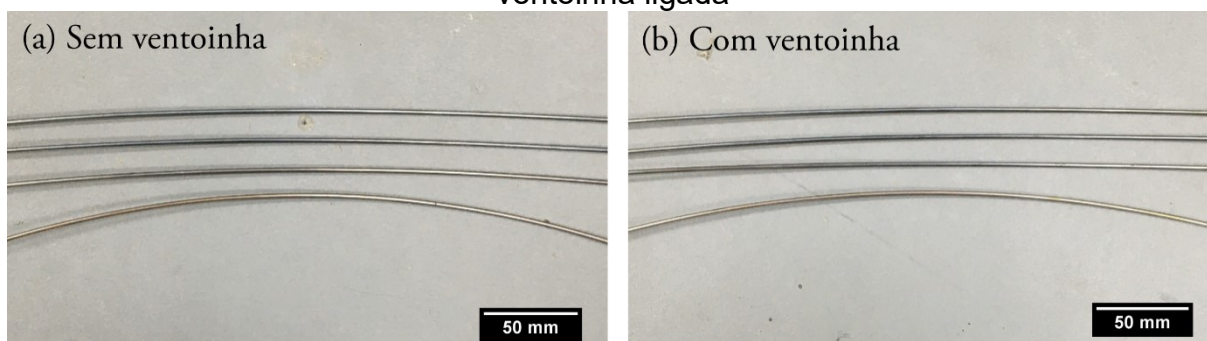
Fonte: Elaborado pela autora

Considerando que todas as condições resultaram em raios de curvatura próximos, acredita-se que o aquecimento promovido que resultou em tal desentortamento foi, também, semelhante. Na Figura 28(b) é possível visualizar os valores de corrente de indução em função da velocidade de alimentação de arame, ambos valores medidos. É possível ajustar uma reta ao conjunto de dados experimentais, o que, de fato, é coerente. Isto porque, ao alterar a velocidade de alimentação de arame, altera-se proporcionalmente o tempo disponível para o aquecimento. Neste contexto, o aumento da corrente de indução necessária para

produzir certo grau de desentortamento (ou seja, um certo raio de curvatura do arame) para diferentes velocidades de alimentação de arame, é proporcional ao aumento da própria velocidade.

Neste contexto, é evidente que quando se atinge um desentortamento máximo, na qual o raio de curvatura tende ao infinito, não se obtém ganhos ao aumentar a corrente de indução. Caso o dispositivo fosse passível de controle, seria possível utilizar os valores da equação linear para determinar a corrente de indução necessária para cada velocidade de alimentação de arame empregada de forma automática. Contudo, buscando a operação contínua isenta de um sistema de controle, buscou-se operar com os parâmetros frequência e corrente de indução fixos e iguais à 40 kHz e 100 A, respectivamente, condição essa que resultou no maior raio de curvatura para a máxima velocidade de alimentação de arame analisada (4m/min). Desta forma, empregando o bico aletado, realizou-se ensaios para as demais velocidades de alimentação de arame, a saber 1, 2 e 3 m/min, com o intuito de verificar o raio de curvatura nessas condições buscando, conforme supracitado, operação com parâmetros fixos. Na Figura 29 (a) são apresentados os arames obtidos nos ensaios empregando o bico aletado. O bico aletado favoreceu o desentortamento nos ensaios em que foram empregadas velocidades de alimentação do arame de 3 e 4 m/min, aumentando o raio de curvatura para ambas as condições. Os ensaios com menor velocidade de alimentação de arame já apresentavam máximo desentortamento sem o emprego do bico aletado com os mesmos parâmetros de indução, logo, não era esperado uma melhora. Durante a realização dos ensaios, foi observado o aquecimento dos roletes do tracionador de arame, logo, buscando minimizar e quantificar este aquecimento, foram realizados ensaios em todas as condições empregando uma ventoinha para maximizar o resfriamento no bico aletado com vistas a reduzir a temperatura do arame, buscando reduzir, conseqüentemente, a temperatura dos roletes. Na Figura 29 são apresentados os arames resultantes do emprego do bico aletado sem (a) e com (b) a ventoinha ligada.

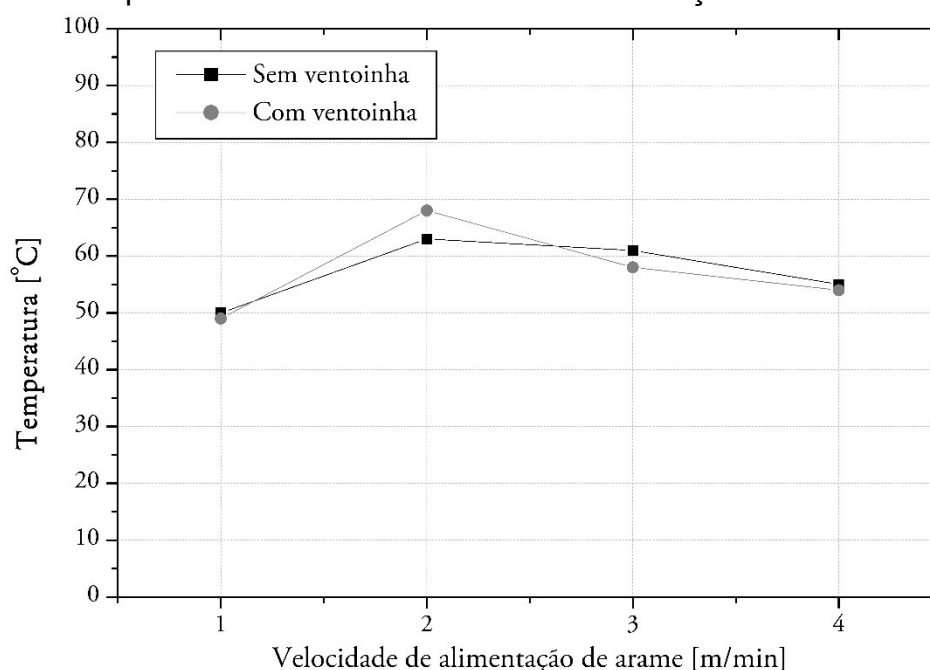
Figura 29 - Arames produzidos com o emprego do bico aletado sem (a) e com (b) a ventoinha ligada



Fonte: Elaborado pela autora

Em termos de raio de curvatura, com exceção à condição de velocidade de alimentação de arame de 4 m/min, todas as condições já resultavam em arames praticamente retilíneos. Contudo, para a condição de velocidade de alimentação de arame de 4 m/min, o emprego da ventoinha resultou em um aumento de 20% no raio de curvatura, tendo como resultado um raio de curvatura de 670 mm. Em termos de temperatura do rolete, na Figura 30 é possível visualizar as temperaturas medidas ao final do ensaio sem e com ventoinha. Para todas as condições, não foi possível observar redução na temperatura medida no rolete. É cabível supor que a variação obtida no raio de curvatura possa ser atribuída a variabilidade do processo juntamente com erros de medição. Contudo, visto que, a priori, o emprego da ventoinha favoreceu o desentortamento, este fator justifica seu emprego.

Figura 30 - Temperatura do rolete medida ao final do ensaio sem e com ventoinha para diferentes velocidades de alimentação de arame



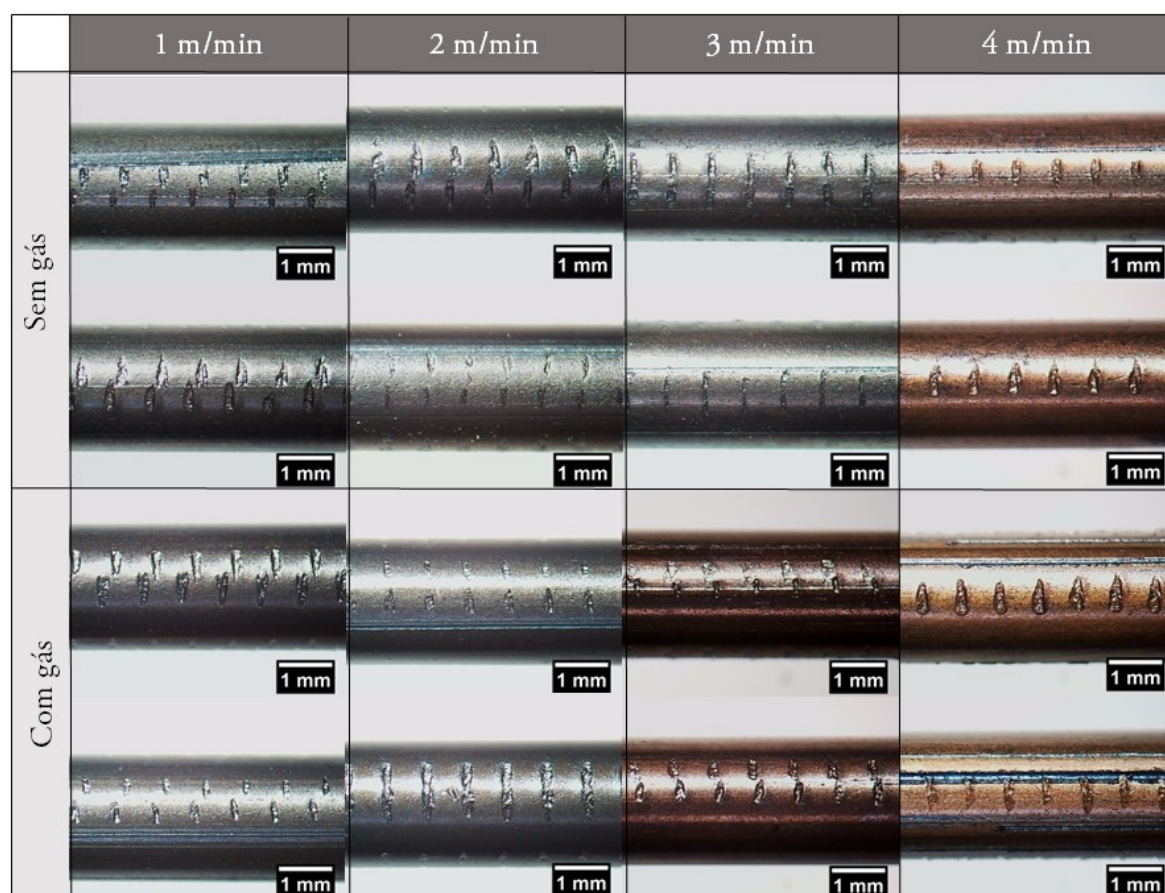
Fonte: Elaborado pela autora

#### 4.1.2 Ensaios com Gás de Proteção

Considerando que o arame está sendo pré-aquecido de modo que sua temperatura aumenta principalmente junto à sua superfície, ele pode sofrer oxidação, o que pode impactar na qualidade das uniões. Por isso, em seguida, testes foram conduzidos com gás de proteção, sendo este Argônio puro, com uma vazão de 1 l/min. Foi calculado que são necessários 45 s para preencher o volume da câmara e por isso, antes de iniciar os ensaios, aguardou-se 90 s de modo a garantir seu total preenchimento. Foram realizados ensaios com velocidade de alimentação de arame de 1, 2, 3 e 4 m/min, todos empregando frequência de 40 kHz e corrente de indução de 100 A (com ventoinha ligada). O raio de curvatura foi semelhante ao já obtido anteriormente. O gás foi inserido na entrada inferior projetada e a saída superior foi fechada de modo que o gás escapava unicamente através das folgas existentes no dispositivo. Na Figura 31 são apresentados registros dos segmentos extraídos dos arames que foram submetidos ao desentortador sem e com gás de proteção, uma vez

que o objetivo do gás inerte é fazer a proteção da superfície do arame enquanto é aquecido.

Figura 31 - Aspecto superficial do arame em diferentes velocidades de alimentação de arame, sem e com o emprego do gás de proteção



Fonte: Elaborado pela autora

Em uma análise qualitativa, é possível observar, sobretudo para a condição de velocidade de alimentação de arame de 3 m/min, que o gás de proteção foi capaz de preservar a camada cobreada protetora do arame. Para as velocidades de alimentação de arame inferiores a 3 m/min, o aspecto superficial do arame é mais brilhante, indicando uma maior proteção do mesmo. Contudo, é difícil avaliar apenas com macrografias, como as expostas na Figura 31, se ao não utilizar gás de proteção ocorre oxidação significativa. Logo, optou-se pela sua utilização do gás tendo em vista o vasto emprego desse meio de proteção contra a oxidação de metais sendo aquecidos a elevadas temperaturas.



### 4.1.3 Ensaio de Soldagem

De posse das informações obtidas na etapa de avaliação do grau de desentortamento, realizou-se os ensaios de soldagem a fim de validar o emprego do desentortador em operação. Com base nas aquisições de corrente de soldagem, foi possível extrair o valor médio de cada ensaio. As condições de ensaio foram definidas de modo a operar com velocidades de alimentação de arame próximas às empregadas nos ensaios anteriores e com o objetivo de operar com corrente média de soldagem de 300, 400 e 500 A, contudo, os valores medidos variaram em até 13% dos valores-alvo. Na Tabela 7 estão resumidos os valores de corrente média obtidos para cada ensaio considerando os três patamares de velocidade de alimentação de arame empregadas. É perceptível que a utilização do desentortador de arame, que opera com aquecimento por indução eletromagnética, induz alterações substanciais na corrente média de soldagem, reduzindo seu valor em até 25%. Apesar da grande distância entre a bobina de indução e o bico de contato (aproximadamente de 500 mm), o calor residual parece ter exercido uma influência significativa sobre o processo. Todavia, não foram registradas instabilidades, o que constitui um aspecto positivo. No que diz respeito ao efeito da velocidade de alimentação do arame, presume-se que o valor mais baixo utilizado, ou seja, 1,5 m/min, proporcione um prolongado período de aquecimento prolongado pela bobina de indução. No entanto, a menor velocidade acarreta também um maior tempo para atingir o bico de contato. Dessa forma, o arame-eletrodo tem um maior tempo para troca de calor, o que resulta numa redução na corrente média de soldagem de apenas 13%. Este resultado é coerente com o apresentado na Figura 30, no qual à velocidade de alimentação de arame menor (1 m/min), foi medida uma temperatura no rolete inferior às demais condições, indicando que houve maior troca de calor antes de atingir o tracionador de arame.

Com o aumento da velocidade de alimentação de arame, ou seja, para as velocidades de 2,4 e 3,3 m/min, a redução da corrente média de soldagem foi de 25 e 23%, respectivamente. Acredita-se que este resultado seja devido à combinação de dois efeitos: aquele sobre o tempo de atuação da bobina de indução (tempo de aquecimento) e aquele sobre o tempo que o arame-eletrodo leva ao sair da bobina de indução até chegar no bico de contato. Logo, para a condição de velocidade de

alimentação de arame de 3,3 m/min, apesar do menor tempo de atuação da bobina de indução, também é menor o tempo durante o qual o arame perde calor no seu trajeto entre a bobina de indução e o bico de contato. Já na condição de velocidade de alimentação de arame de 2,4 m/min ocorre o inverso, maior é o tempo de aquecimento no interior da bobina de indução, mas maior é o tempo para trocar de calor. Desta forma, acredita-se que estes efeitos resultem em similares reduções percentuais da corrente média de soldagem.

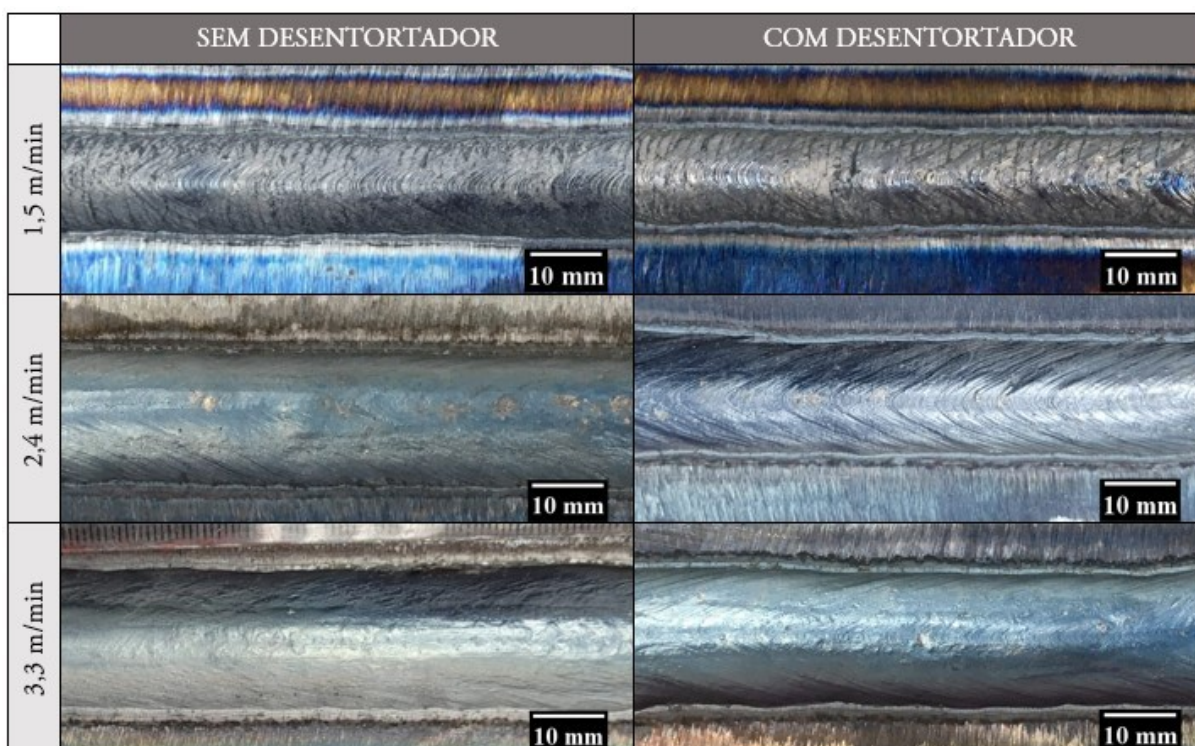
Tabela 7 - Corrente média de soldagem dos ensaios com diferentes velocidades de alimentação de arame

Velocidade de alimentação de arame (medida)	Corrente média do ensaio sem desentortador	Corrente média do ensaio com desentortador	Diferença na corrente média entre o ensaio sem e com desentortador
1,5 m/min	258 A	225 A	33 A (-13%)
2,4 m/min	420 A	316 A	104 A (-25%)
3,3 m/min	516 A	398 A	119 A (-23%)

Fonte: Elaborado pela autora

Quanto ao aspecto superficial dos cordões de solda produzidos (Figura 32) é possível visualizar escamas nos cordões de solda produzidos com velocidade de alimentação de arame de 1,5 m/min (sem e com desentortador) e 2,4 m/min (com desentortador). Isto se deve à baixa corrente de soldagem resultante, de 258, 225 e 316 A, respectivamente, de modo que todas elas estão abaixo da mínima recomendada pela norma AWS 5.17 (2019) para este diâmetro de arame-eletrodo, que é de 350 A. Devido ao baixo relevo que apresentavam, essas escamas não podem ser caracterizadas como descontinuidades. Todos os cordões de solda produzidos mostraram-se isentos de qualquer tipo de descontinuidade.

Figura 32 - Aspecto superficial dos cordões de solda realizados com e sem desentortador de arame

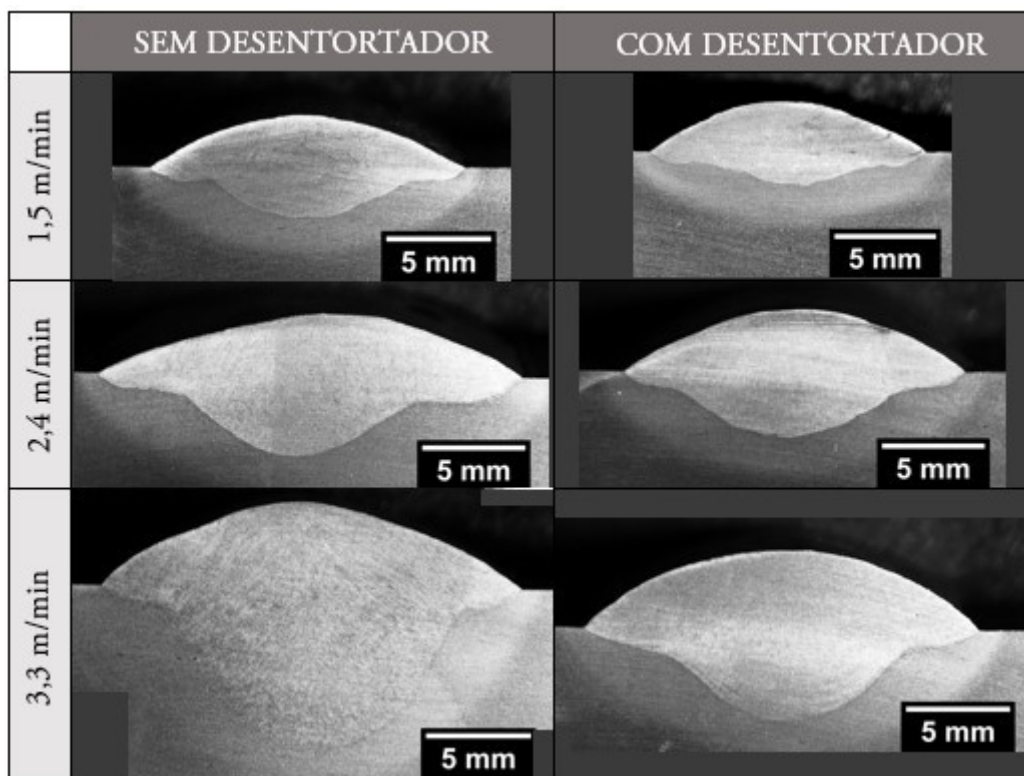


Fonte: Elaborado pela autora

Com o intuito de avaliar o efeito da redução da corrente média de soldagem sobre a morfologia dos cordões de solda produzidos, são apresentadas na Figura 33 macrografias, referentes a uma seção transversal para cada condição analisada. É possível constatar uma redução expressiva na penetração dos cordões de solda ao diminuir a corrente média de soldagem. Em termos quantitativos, obteve-se uma redução de 30, 20 e 40% para as velocidades de alimentação de arame de 1,5, 2,4 e 3,3 m/min, respectivamente. Acredita-se que a redução se deve ao efeito combinado da quantidade de material interposto entre o arco voltaico e a peça juntamente com o efeito do aquecimento residual do arame-eletrodo em função do emprego do desentortador. Quando se empregou velocidade de alimentação de arame de 3,3 m/min, houve um maior volume de material interposto entre o arco voltaico e a peça, o qual dificultou a troca de calor e, por outra parte, ao ser reduzida a corrente média pelo uso de aquecimento por indução, o efeito de diminuição da penetração foi mais expressivo (40%). Além disso, observa-se redução da largura dos cordões de solda. Esta sofreu uma redução de 18% no ensaio com velocidade de alimentação de arame

de 2,4 m/min, no entanto, para as outras duas condições, as reduções da largura foram inferiores a 4%. Acredita-se que, devido à redução expressiva da corrente média de soldagem nessa condição, aliado a redução para valores próximos à mínima corrente média recomendada pela AWS (2019), o metal líquido presente na poça de fusão apresentou menores temperaturas e, com isso, maior viscosidade, aumento da tensão superficial do metal líquido, de modo a causar uma redução da largura do cordão de solda juntamente com o aspecto superficial escamado comentado anteriormente. No que diz respeito à morfologia dos cordões na região da raiz, todos apresentam a penetração tipo *finger-shape* característica. Quanto ao reforço, na condição de velocidade de alimentação de arame de 2,4 m/min, obteve-se um aumento de 8% ao introduzir o desentortador, o que é reflexo da redução da largura do cordão de solda. Na demais condições, nas quais não houve alterações significativas da largura, o reforço também não teve alterações expressivas com a introdução do desentortador.

Figura 33 - Macrografias dos cordões de solda realizados com e sem desentortador de arame



Fonte: Elaborado pela autora

#### 4.1.4 Considerações

De forma geral, o desentortador de arame/arame-eletrodo mostrou-se eficaz, mesmo quando se pretende endireitar arames de diâmetro elevado, como o AWS EM12K de 2,4 mm de diâmetro, em diversas velocidades de alimentação de arame. O conceito adotado, fundamentado no aquecimento por indução eletromagnética, permite a utilização de um mesmo dispositivo, com poucas adaptações, para seu uso com variados diâmetros de arame-eletrodo. No entanto, é crucial salientar que, devido ao aquecimento residual do arame-eletrodo após sua passagem pelo desentortador, o uso deste acarreta alterações no processo de soldagem, mesmo que isso não seja sua finalidade primordial. Assim, inadvertidamente, adotou-se a técnica IHW para o pré-aquecimento do arame-eletrodo na região anterior ao bico de contato. Diante disso, é necessário o aperfeiçoamento do dispositivo desenvolvido a fim de promover o resfriamento do arame-eletrodo, com a finalidade de restringir sua função exclusivamente ao endireitamento. Isso se justifica pelo potencial de danificar componentes intermediários situados entre o dispositivo em questão e o arco elétrico, como os roletes do tracionador de arame, além de acarretar um desgaste excessivo do bico de contato. Outro aspecto observado durante o desenvolvimento do desentortador, é a viabilidade de controlar a corrente de indução para garantir um nível constante de endireitamento para diferentes velocidades de alimentação de arame. Adicionalmente, contempla-se a possibilidade de aprimorar o processo de endireitamento por meio do uso de frequências de indução mais elevadas e adequadas ao diâmetro do arame-eletrodo empregado, o que, na fase de desenvolvimento, não estava disponível. Essas altas frequências, que não estavam disponíveis na fase de desenvolvimento, poderiam permitir reduzir o tamanho da bobina de indução e, portanto, as dimensões do dispositivo, o que pode facilitar seu posicionamento e aumentar sua versatilidade. Considerando os aspectos de posicionamento do desentortador, ele foi instalado próximo ao tracionador de arame e distante do carretel de arame. Caso seja possível otimizar o resfriamento do arame, há a perspectiva de posicionar o desentortador próximo ao carretel de arame, eliminando a necessidade de integrá-lo ao cabeçote do arco submerso.

## 4.2 APLICAÇÃO DA TÉCNICA IHW-SAW

Este item apresenta os resultados e discussões, mais especificamente, da aplicação da técnica IHW no processo de soldagem Arco

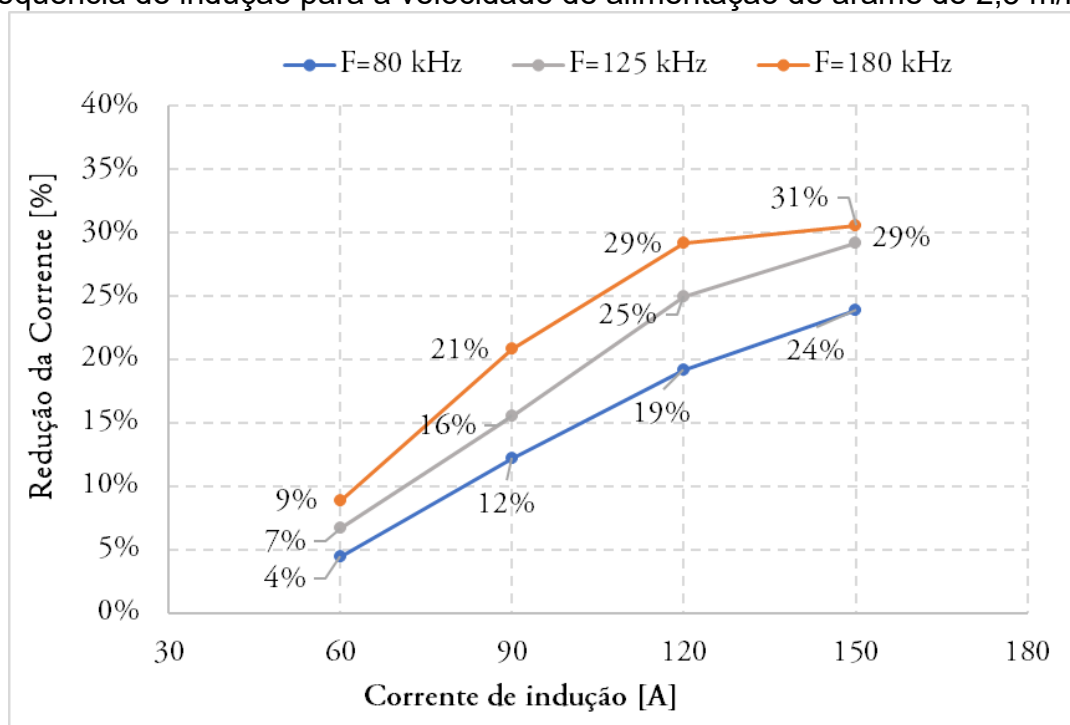
### 4.2.1 Efeito da intensidade e frequência das correntes de indução e velocidades de alimentação de arame sobre a redução da corrente média de soldagem e morfologia dos cordões de solda

No primeiro grupo de ensaios foi empregada a velocidade de alimentação de arame de 2,5 m/min, resultando em uma corrente média de soldagem de 360 A para o método convencional, ou seja, sem pré-aquecer o arame mediante indução eletromagnética. Este valor de corrente média de soldagem se encontra próximo ao limite mínimo recomendado para esse diâmetro do arame-eletrodo. As medições realizadas com o sistema de aquisição de dados portátil SAP V4 foram compiladas e, na Tabela 8, são apresentados os valores de corrente média de soldagem medidos para este conjunto de ensaios, ou seja, empregando velocidade de alimentação de arame de 2,5 m/min. Na Figura 34 estão apresentadas as diferenças percentuais entre a corrente média de soldagem do ensaio de referência (sem indução) e os valores obtidos com as diferentes correntes e frequências de indução empregadas. Já na Figura 35 são apresentados os aspectos superficiais dos cordões de solda produzidos.

Tabela 8 - Corrente média de soldagem medida nos ensaios com a técnica IHW-SAW e velocidade de alimentação de arame de 2,5 m/min

Corrente de indução [A]	Frequência/Corrente média de soldagem		
	80 kHz	125 kHz	180 kHz
0 A (sem indução)	360 A		
60 A	344 A	336 A	328 A
90 A	316 A	304 A	285 A
120 A	291 A	270 A	255 A
150 A	274 A	255 A	250 A

Figura 34 – Redução da corrente média de soldagem em função da corrente e frequência de indução para a velocidade de alimentação de arame de 2,5 m/min



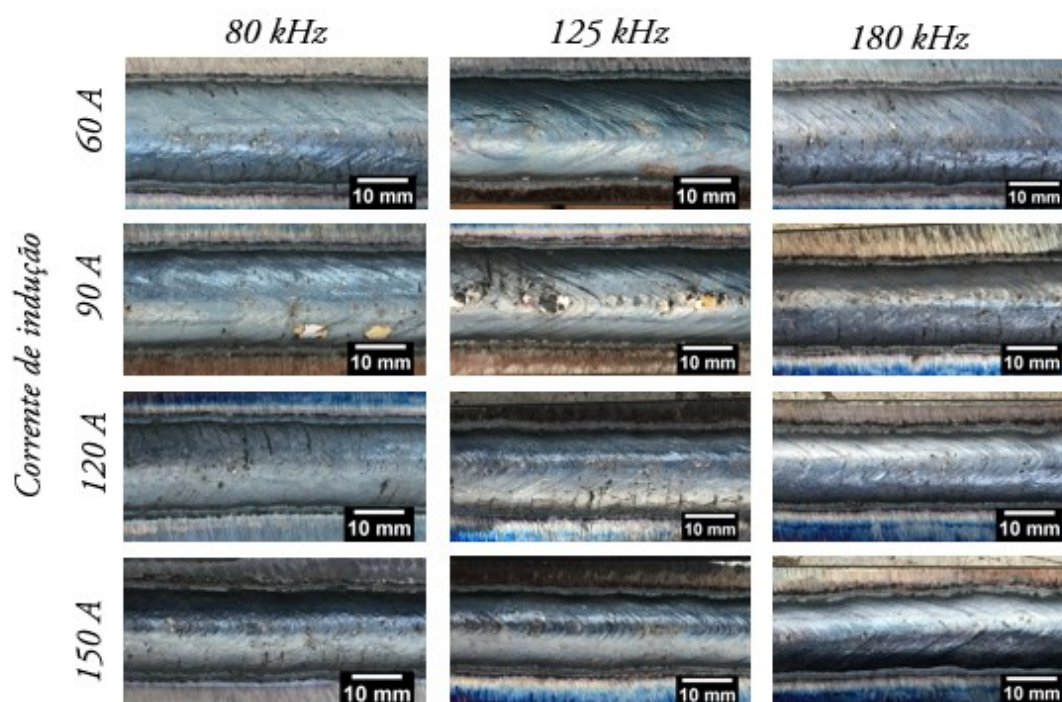
Fonte: Elaborado pela autora

Figura 35 – Aspecto superficial dos cordões de solda realizados com velocidade de alimentação de arame de 2,5 m/min

$V_a=2,5 \text{ m/min}$  - Sem indução



Frequência de indução



Fonte: Elaborado pela autora

É possível observar na Figura 35 que, de um modo geral, a intensidade da corrente de indução exerce um efeito mais expressivo se comparado ao efeito da frequência de indução. Contudo, olhando de forma isolada cada frequência empregada, é possível inferir sobre o comportamento com maiores correntes de indução. Para a frequência de 80 kHz observa-se um comportamento quase linear com o aumento da corrente de indução, chegando a uma redução de 24% na corrente média para a corrente de indução de 150 A. No entanto, com a corrente de indução de 60 A a corrente média de soldagem reduziu apenas 4%, o que significa que não houve um efeito expressivo do aquecimento. De fato, com esta corrente de indução (60 A) em nenhuma das frequências obteve-se um resultado expressivo, resultando em reduções de 7 e 9% para as frequências de indução de 125 e 180 kHz,

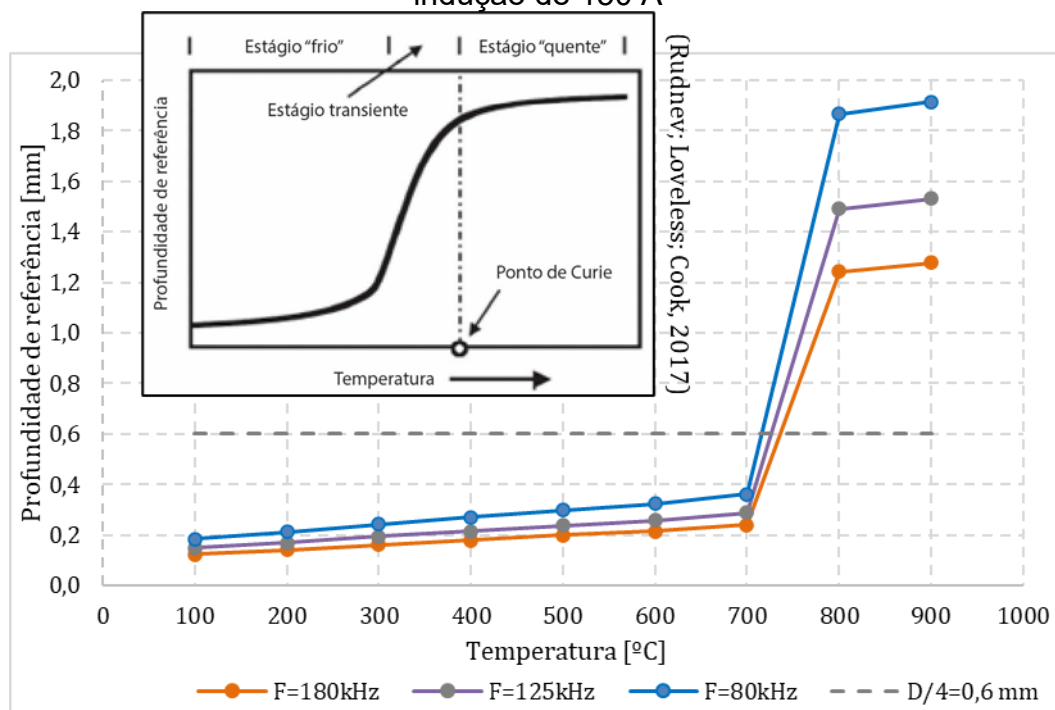


respectivamente. O comportamento da curva de redução da corrente média de soldagem em função da corrente de indução para a frequência de 125 kHz também se apresenta próximo de um comportamento linear, em contrapartida, a frequência de 180 kHz apresenta pouca diferença entre os ensaios com 120 e 150 A de corrente de indução, sendo a redução da corrente média de soldagem de 29 e 31% respectivamente. Desta forma, acredita-se que houve uma tendência de saturação do aquecimento com a frequência de 180 kHz, de modo que com correntes de indução maiores que 150 A estima-se que não haja maior aquecimento e, portanto, não resulte em maior redução da corrente média de soldagem. Comportamento semelhante ocorre com frequência e corrente de indução de 125 kHz e 150 A que, em relação a condição de corrente de indução de 120 A, apresenta redução inferior ao esperado pelo comportamento linear entre correntes de indução de 60 a 120 A.

Buscando explicar os motivos das diferenças nos efeitos produzidos pelas diferentes frequências de indução empregadas, estimou-se através do nomograma da Figura 2 as profundidades de penetração de referência em função da temperatura para as frequências empregadas. Considerando que a temperatura Curie ( $T_{Curie}$ ) é próxima de 770° C, avaliou-se a mudança da profundidade de penetração antes e após ultrapassar essa temperatura. Definidas na literatura essas regiões como “estágio frio” e “estágio quente”, respectivamente, uma vez que para os aços a profundidade chega a aumentar cerca de 14 vezes devido a mudança das características magnéticas que ocorre nessa temperatura (Rudnev; Loveless; Cook, 2017). Contudo, recomenda-se que a profundidade de referência seja inferior à metade do raio, ou seja, 0,6 mm considerando que o arame-eletrodo empregado tem 2,4mm de diâmetro. Valores maiores de profundidade de penetração resultam em perda de eficiência devido ao cancelamento das correntes induzidas. Portanto, com base nos resultados, apesar das diferenças – para uma mesma corrente de indução – serem pouco expressivas ao empregar diferentes frequências de indução, é coerente supor que maiores frequências apresentem maior eficiência de aquecimento. Tendo em vista que a profundidade de referência é menor para a frequência de indução de 180 kHz em comparação àquela de 80 kHz, na região cuja temperatura está abaixo da  $T_{Curie}$  o aquecimento está mais concentrado na superfície do arame-eletrodo, já que a profundidade média estimada é de 0,16 mm para 180 kHz e 0,24

mm para 80 kHz. Ambos os valores se encontram abaixo da profundidade máxima indicada, logo, não se haveria perda de eficiência de aquecimento. No entanto, acima da  $T_{Curie}$  a profundidade de penetração para a frequência de 80 e 180 kHz é 1,9 e 1,3 mm aproximadamente e, portanto, superior ao limite máximo indicado. Na Figura 36 estão representados o comportamento da profundidade de penetração em função da temperatura para as frequências de indução empregadas considerando a condição de corrente de indução de 150 A. Logo, uma primeira hipótese seria de que, visto que se tem um aquecimento em conjunto, grande parte do arame-eletrodo ao longo do *stickout* se encontra em uma temperatura acima da  $T_{Curie}$ , seja devido ao próprio aquecimento por efeito Joule devido à corrente média de soldagem, seja devido ao aquecimento promovido pela indução eletromagnética ou, mais possivelmente, pela combinação desses. Neste cenário, portanto, a frequência de 180 kHz apresentaria menor anulamento das correntes induzidas do que a frequência de 80 kHz, por estar menos distante do valor correspondente a metade do raio, resultando em uma maior eficiência, ainda que pouco significativa.

Figura 36 – Profundidade de referência estimada pelo nomograma de Davies e Simpson (1979) para frequências de indução de 80, 125 e 180 kHz e corrente de indução de 150 A

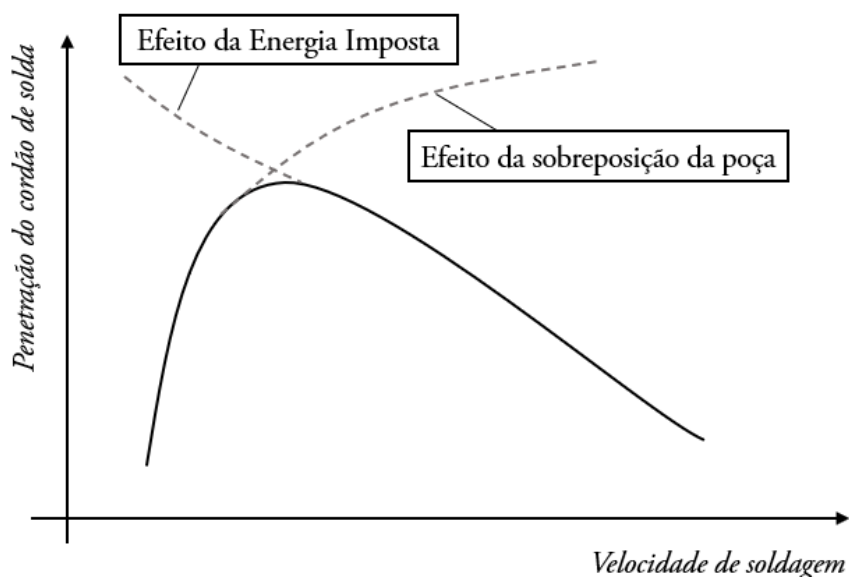


Fonte: Elaborado pela autora

A condição operacional estabelecida com velocidade de alimentação de arame de 2,5 m/min permitiu a avaliação da redução na corrente média de soldagem devido ao aquecimento por indução. No entanto, em termos de análise da morfologia do cordão de solda, essa condição não se mostrou favorável. Isso se deve à penetração do cordão de solda de referência (sem indução), que resultou em um valor médio de apenas 1,9 mm, tornando-se insuficiente para visualizar uma possível alteração devido à diminuição da corrente média de soldagem. Acredita-se que essa poça de fusão reduzida se tratando do processo SAW convencional, com diluição de 34%, seja resultado das condições de soldagem, que incluem uma elevada distância entre o bico de contato e a peça (55 mm) devido à presença da bobina de indução. Essa configuração resulta em uma condição intrinsecamente baixa de corrente média de soldagem. Caso fosse utilizado uma distância entre o bico de contato-peça convencional, de aproximadamente 25 mm, espera-se uma corrente média de soldagem 20% superior, conforme indicado por ensaios anteriores realizados no LTS (Rode, 2020). Não sendo inicialmente o objetivo reduzir o comprimento da bobina de indução, uma alternativa para aumentar o aporte de energia no cordão de solda seria diminuir a velocidade de soldagem. Portanto, foram conduzidos ensaios com velocidades de soldagem de 25, 20 e 15 cm/min. No entanto, o ensaio com velocidade de soldagem de 15 cm/min mostrou-se incompatível com as condições de soldagem, resultando em um cordão de solda irregular e arrasto de escória durante o processo. Para as velocidades de soldagem de 25 e 20 cm/min, as penetrações obtidas foram de 1,6 mm e 2,1 mm, respectivamente, com diluições de 28% e 30%. Provavelmente, devido ao maior volume de material interposto entre o arco voltaico e a peça, não foi possível obter penetrações significativamente maiores. Scotti e Ponomarev (2008) comentam esse efeito ao relacionarem o parâmetro de velocidade de soldagem e a penetração do cordão de solda para a processo GMAW. Esses autores relatam que quanto maior a velocidade de soldagem, menor se torna a sobreposição da poça de fusão e, com isso, tem-se, normalmente, um aumento da penetração. Contudo, este aumento de velocidade de soldagem também acarreta menor aporte de calor para a peça. Portanto, para menores velocidades de soldagem prevalece o efeito da sobreposição da poça enquanto para maiores velocidades o efeito do aporte de calor

se torna o principal, conforme descrito no esquemático da Figura 37. Os autores comentam ainda que este é o porquê de uma possível “decepção” dos engenheiros ao buscar o aumento da penetração com a redução da velocidade de soldagem. De fato, foi o que aconteceu no presente trabalho, no qual não foi possível aumentar a penetração e, inclusive, obteve-se uma penetração ainda menor com 25 cm/min de velocidade de soldagem.

Figura 37 – Efeito da velocidade de soldagem na penetração do cordão de solda para o processo GMAW



Fonte: Adaptado de Scotti e Ponomarev (2008)

Considerando que a abordagem de redução da velocidade de soldagem não resolveu o problema da penetração reduzida dos cordões de solda, a segunda estratégia adotada foi utilizar chapas de menor espessura, uma vez que a chapa original tem 15 mm de espessura, um valor muito superior à profundidade de penetração encontrada. Assim, foram conduzidos ensaios de soldagem com chapas de 12 e 9 mm de espessura. Para ambas as espessuras, a penetração permaneceu inalterada, mantendo-se em 1,9 mm. Portanto, a decisão foi aumentar o aporte de energia ao aumentar a velocidade de alimentação do arame, visando elevar a corrente média de soldagem. Assim, ensaios de soldagem foram realizados com uma

velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min, utilizando diferentes espessuras de chapa: 15, 12 e 9 mm. Todos os ensaios resultaram em cordões de solda com penetração semelhante, de aproximadamente 3 mm. Dessa forma, optou-se por manter a espessura da chapa de 15 mm para manter as condições operacionais dos ensaios realizados com uma velocidade de alimentação de arame de 2,5 m/min. Conseqüentemente, novos ensaios de soldagem foram conduzidos com as mesmas frequências e correntes de indução previamente utilizadas. O ensaio de referência (sem indução) resultou em uma corrente média de soldagem de 410 A. Cabe salientar que, quanto maior a velocidade de alimentação de arame, menor é o tempo que o arame-eletrodo leva para percorrer a bobina de indução e, portanto, menor o tempo disponível de aquecimento.

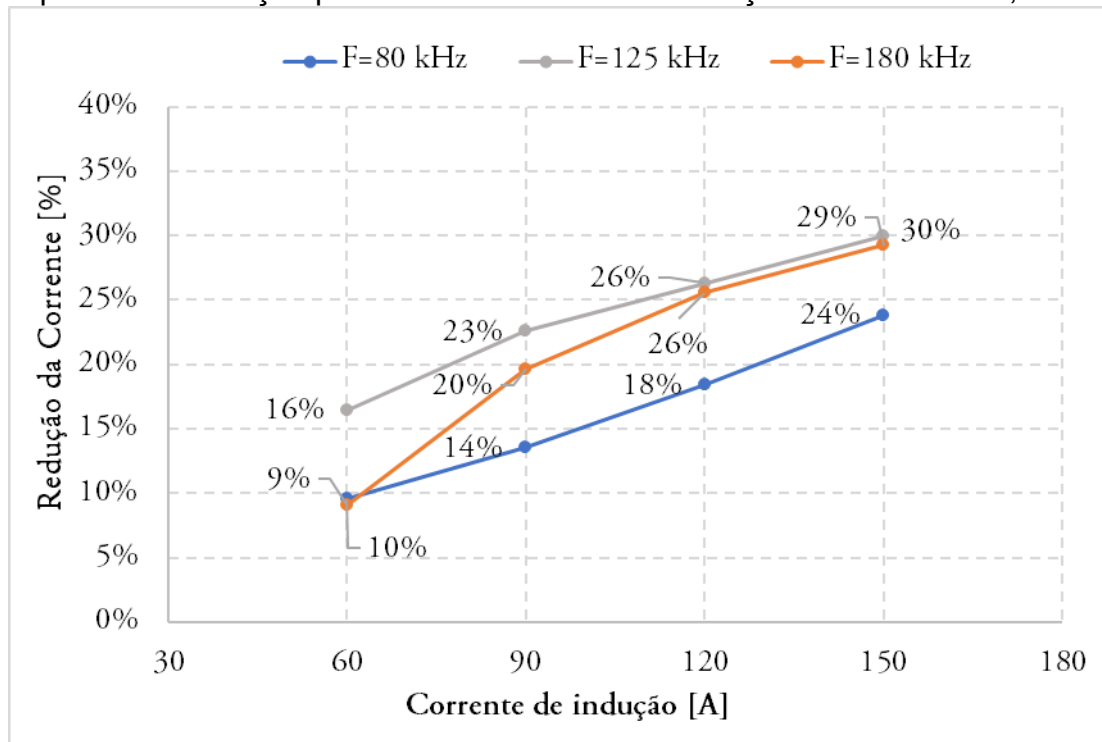
Na Tabela 9 são detalhados os valores da corrente média de soldagem, medidos a partir da aquisição dos dados de soldagem durante os ensaios realizados com uma velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min. Já na Figura 38, são destacadas as variações percentuais entre a corrente média de soldagem do ensaio de referência (sem indução) e os valores obtidos com diferentes correntes e frequências de indução empregadas. Além disso, a Figura 39 apresenta os cordões de solda produzidos.

Tabela 9 - Corrente média de soldagem medida nos ensaios com a técnica IHW-SAW e velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min

Corrente de indução [A]	Frequência/Corrente média de soldagem		
	80 kHz	125 kHz	180 kHz
0 A (sem indução)	410 A		
60 A	366 A	340 A	370 A
90 A	352 A	315 A	327 A
120 A	332 A	300 A	303 A
150 A	310 A	285 A	288 A

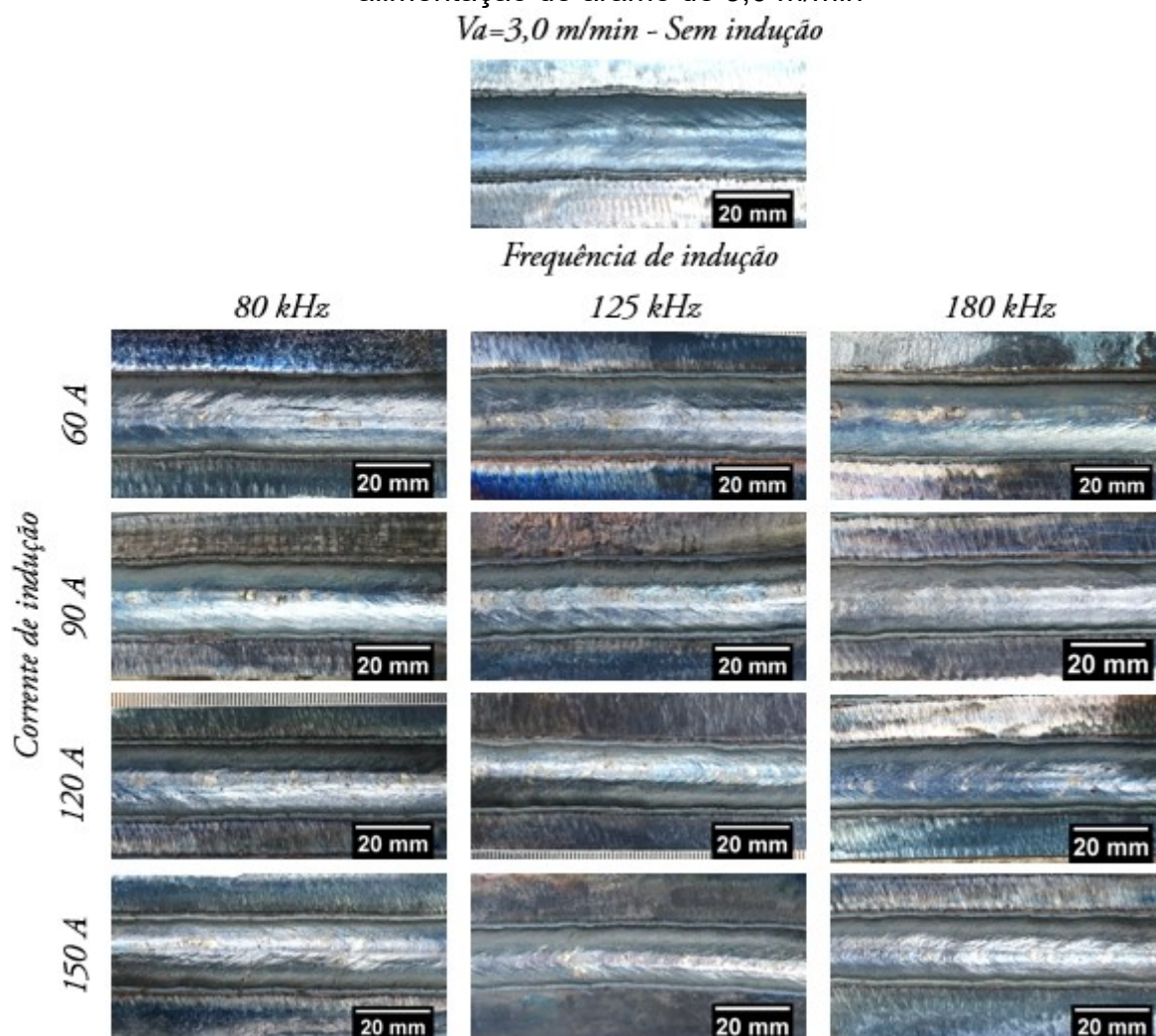
Fonte: Elaborado pela autora

Figura 38 – Redução da corrente média de soldagem em função da corrente e frequência de indução para a velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min



Fonte: Elaborado pela autora

Figura 39 - Aspecto superficial dos cordões de solda realizados com velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min



Com a velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min, observa-se um comportamento da corrente média de soldagem semelhante ao obtido nos ensaios anteriores realizados com a velocidade de alimentação de arame de 2,5 m/min. Para a frequência de indução de 80 kHz e 180 kHz, com exceção da condição 60 A-80 kHz, a redução percentual foi a mesma que o obtido nos ensaios com velocidade de alimentação de arame de 2,5 m/min. Da mesma forma para as condições de corrente de indução de 120 e 150 A e frequência de indução 125 kHz, que obtiveram reduções da corrente média de soldagem semelhantes aos ensaios com velocidade de alimentação de arame inferior. Já para as condições com corrente de indução de 60

e 90 A, houve um aumento da eficiência de aquecimento uma vez que as reduções obtidas foram superiores ao obtidos nos ensaios com velocidade de alimentação de arame de 2,5 m/min, assim como para a condição 60 A-80 kHz. Acredita-se que isto se deve ao aumento da velocidade de alimentação de arame alterar o gradiente de temperatura ao longo do *stickout*. Com o aumento da velocidade, estima-se que a região na qual se tem temperaturas inferiores a  $T_{Curie}$  é ampliada. Assim, com a predominância de regiões abaixo da  $T_{Curie}$ , as condições de aquecimento que são mais eficientes nessas temperaturas permitiram maior redução da corrente média de soldagem. Dito isso, as condições de operação que empregam frequências de indução de 80 e 125 kHz se tornam atraentes, pois há uma maior profundidade de penetração e, portanto, uma maior área é aquecida sem que a relação entre o diâmetro externo e a profundidade de penetração seja inferior a 4. Além disso, acredita-se que o emprego de menores valores de corrente de indução aumentam a eficiência de aquecimento em comparação ao emprego de frequência de indução de 180 kHz, pois promovem uma taxa de aquecimento menor, retardando o efeito de cancelamento das correntes induzidas que ocorre ao atingir a  $T_{Curie}$ . Logo, tendo em vista que a frequência de indução de 125 kHz possui profundidades de penetração a temperaturas inferiores e superiores a  $T_{Curie}$  intermediárias, essa se torna igual ou mais eficiente que as demais condições.

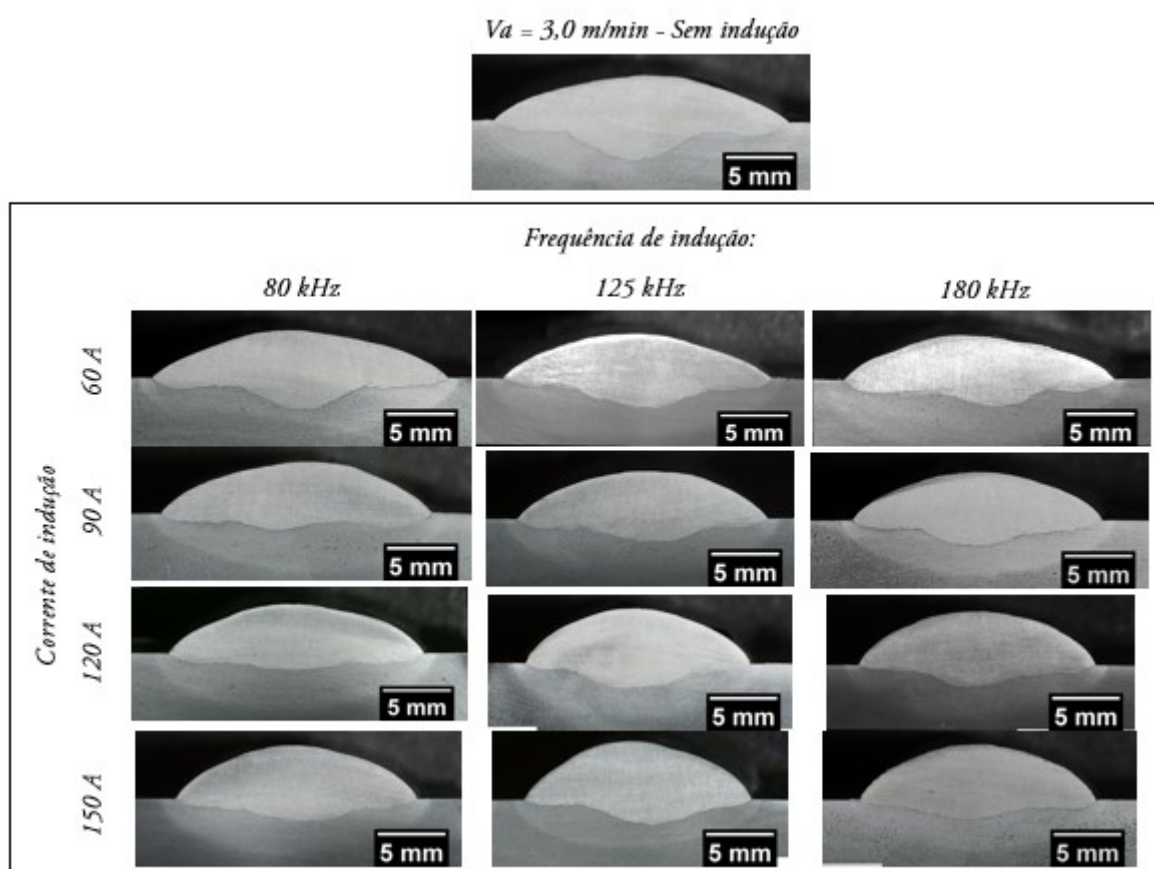
As reduções máximas na corrente média de soldagem, de cerca de 30%, foram consistentes para ambas as condições operacionais avaliadas (velocidades de alimentação de arame de 2,5 e 3,0 m/min). Essa magnitude de redução é comparável à obtida por Choudhary, Kumar e Unune (2018), que, em seus estudos, utilizaram arame-eletrodo de aço carbono com 4 mm de diâmetro e uma velocidade de alimentação de arame de 1,4 m/min, alcançando uma redução na corrente média de 33% (de 600 para 400 A) ao empregar uma corrente adicional de 240 A com a técnica WASAW. Embora a velocidade de alimentação de arame utilizada por esses autores foi significativamente menor, como o diâmetro do arame-eletrodo foi consideravelmente maior (4 mm, ou seja, 175% maior), o resultado foi taxa de fusão 30% superior. Acredita-se que, se a técnica IHW-SAW fosse aplicada nas condições usadas por Choudhary, Kumar e Unune (2018), os resultados seriam mais expressivos do que os 30% observados, uma vez que a velocidade de alimentação



de arame de 1,4 m/min permitiria o dobro de tempo de atuação do aquecimento por indução. Além disso, devido à maior bitola de arame-eletrodo empregada por Choudhary, Kumar e Unune (2018), acredita-se que o efeito do cancelamento das correntes induzidas seria menor, o que aumentaria a eficiência de aquecimento. De fato, o aquecimento por indução eletromagnética do arame-eletrodo, combinado com o aquecimento gerado pela passagem da corrente de soldagem, é um processo complexo que depende de várias variáveis.

Com o intuito de avaliar o impacto das alterações da corrente média de soldagem ao introduzir o aquecimento por indução na morfologia dos depósitos, foram retiradas 3 amostras de cada cordão de solda. Na Figura 40 é apresentada uma amostra de cada par corrente-frequência de indução.

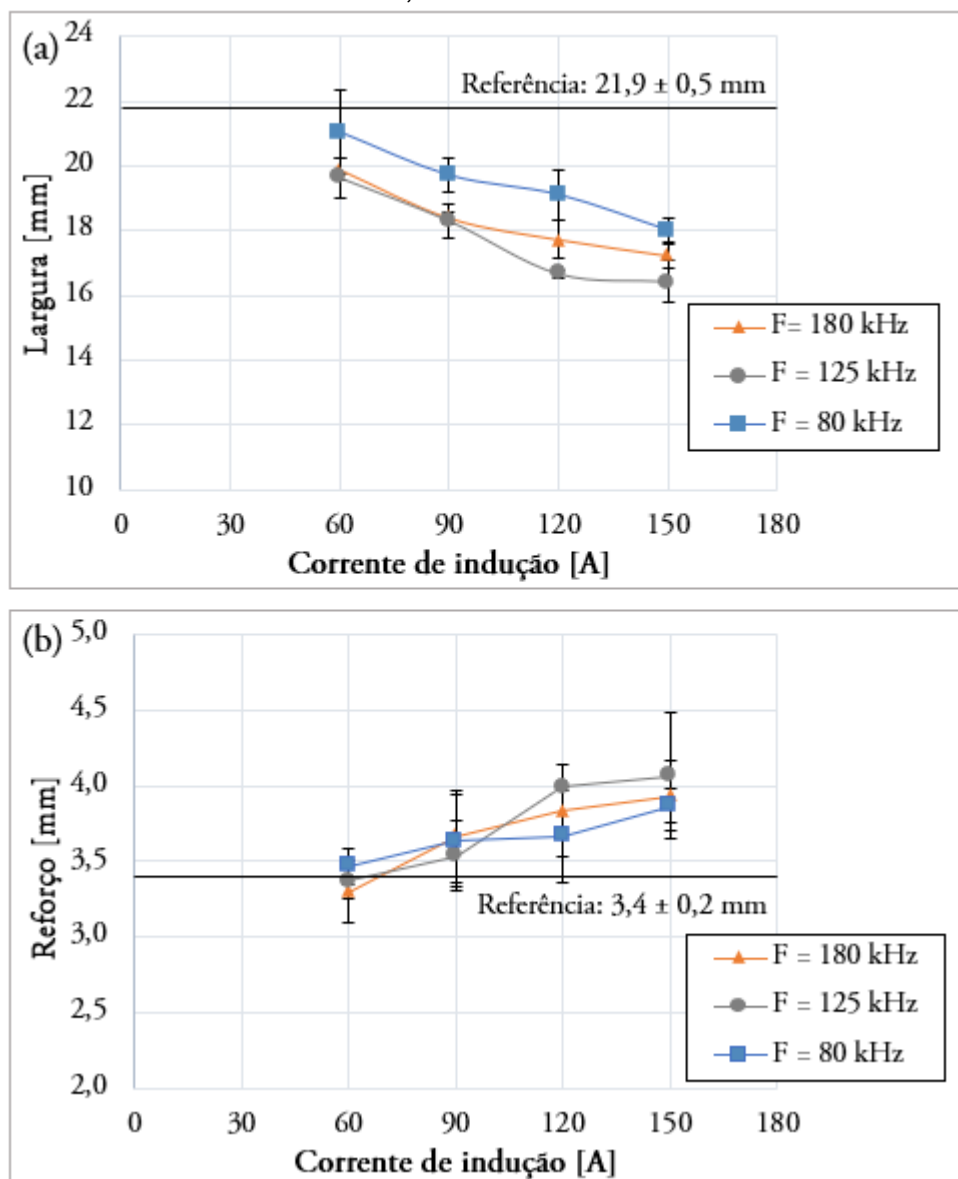
Figura 40 – Macrografias dos cordões de solda realizados com velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min



Fonte: Elaborado pela autora

É possível observar significativas alterações morfológicas nos cordões de solda. Ainda que o formato *finger-shape* permaneceu ao introduzir o aquecimento adicional, a redução da penetração do cordão de solda foi expressiva. Além disso, é notável também a redução da largura dos depósitos, semelhante ao que foi observado por Choudhary, Kumar e Unune (2018). Através das imagens, foi realizada a medição da largura, penetração, reforço dos cordões de solda, bem como da área fundida e da área penetrada, o que permitiu calcular a diluição. Foram calculadas as médias aritméticas das três amostras de cada cordão, e os resultados para largura e reforço são apresentados na Figura 41, junto com os intervalos de confiança de 95%. No que diz respeito à largura dos cordões de solda, nota-se uma tendência de redução à medida que a corrente de indução aumenta, no entanto, não são diferenças significativas entre os valores obtidos com as diferentes frequências de indução utilizadas. Ao comparar as condições com a mesma corrente de indução que resultaram na maior diferença percentual de redução na corrente média de soldagem - ou seja, os ensaios 90A-80kHz e 90A-180kHz - observa-se uma diferença na largura inferior a 10%, o que é consistente com a discrepância de apenas 9% entre as reduções da corrente média de soldagem nessas condições. Esta observação corrobora resultados anteriores, indicando que, nas condições operacionais avaliadas, a frequência tem menos influência que a intensidade da corrente de indução na redução da corrente média de soldagem. No entanto, mesmo que a diferença percentual seja pequena, há uma tendência de redução da largura dos cordões de solda ao empregar frequências de indução mais altas, as quais, por sua vez, têm um impacto maior na redução da corrente média de soldagem. Quanto ao reforço, observa-se um aumento à medida que a corrente de indução aumenta, chegando a 19% na condição 150A-125kHz. No entanto, com uma corrente de indução de 60 A, não são observadas alterações em relação ao valor obtido no processo convencional.

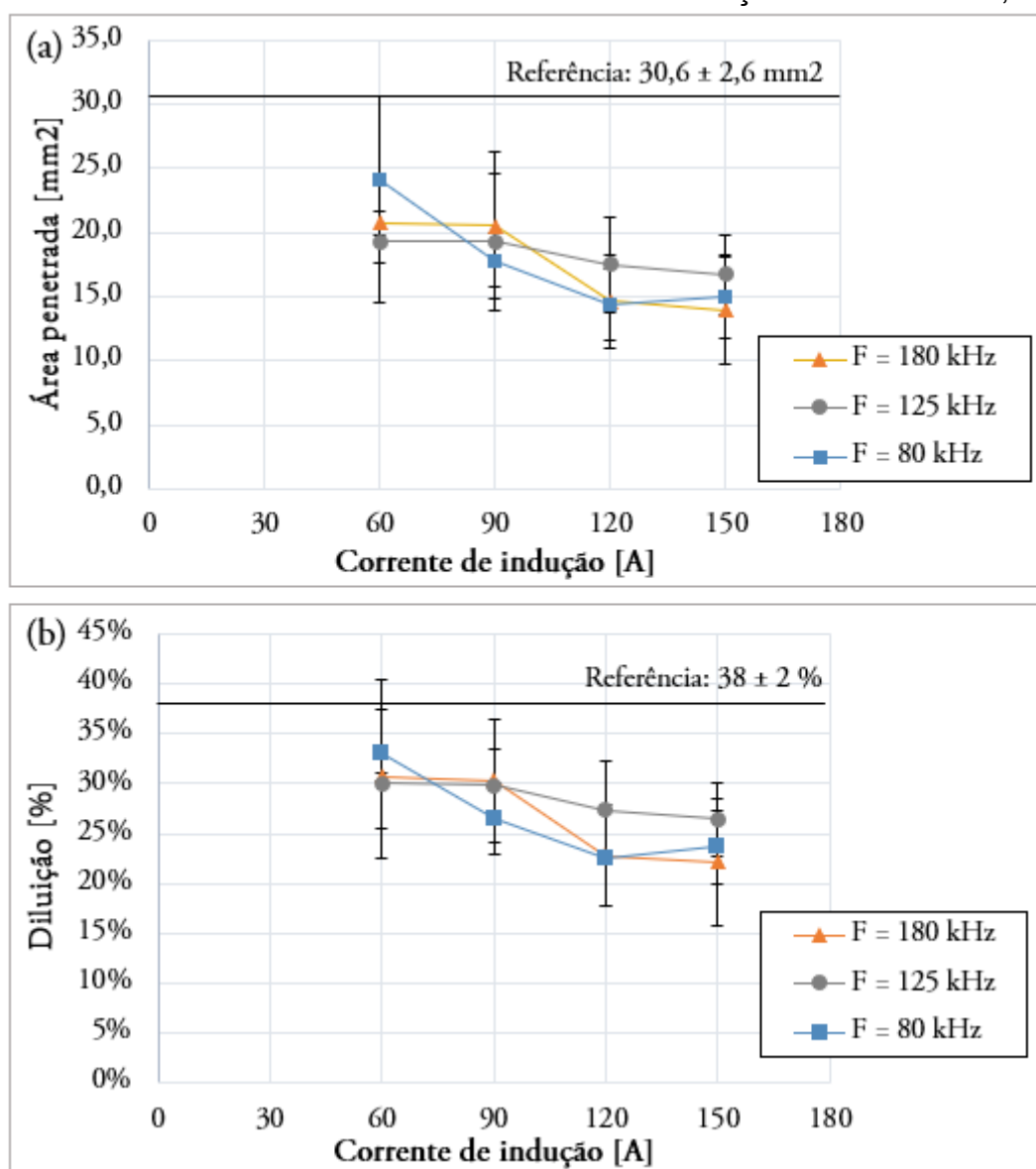
Figura 41 – Média e intervalo de confiança da largura e reforço das amostras retiradas dos cordões de solda realizados com velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min



Fonte: Elaborado pela autora

Quanto aos valores de área penetrada e diluição, as médias aritméticas das três amostras bem como seus respectivos intervalos de confianças de 95% são apresentadas na Figura 42.

Figura 42 - Média e intervalo da penetração e diluição das amostras retiradas dos cordões de solda realizados com velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min



Fonte: Elaborado pela autora

Com relação à área penetrada, é possível observar, apesar da dispersão dos resultados, que há uma clara tendência de redução da área penetrada em relação ao processo convencional (sem indução). Contudo, não há uma tendência de comportamento da área penetração em função da frequência de indução, uma vez que seus intervalos de confiança se sobrepõem. Se for considerado o valor médio das três frequências de indução, para a corrente de indução de 60, 90, 120 e 150 A tem-se valores de área penetrada de 21,4, 19,2, 15,5 e 15,2 mm<sup>2</sup>, o que representa

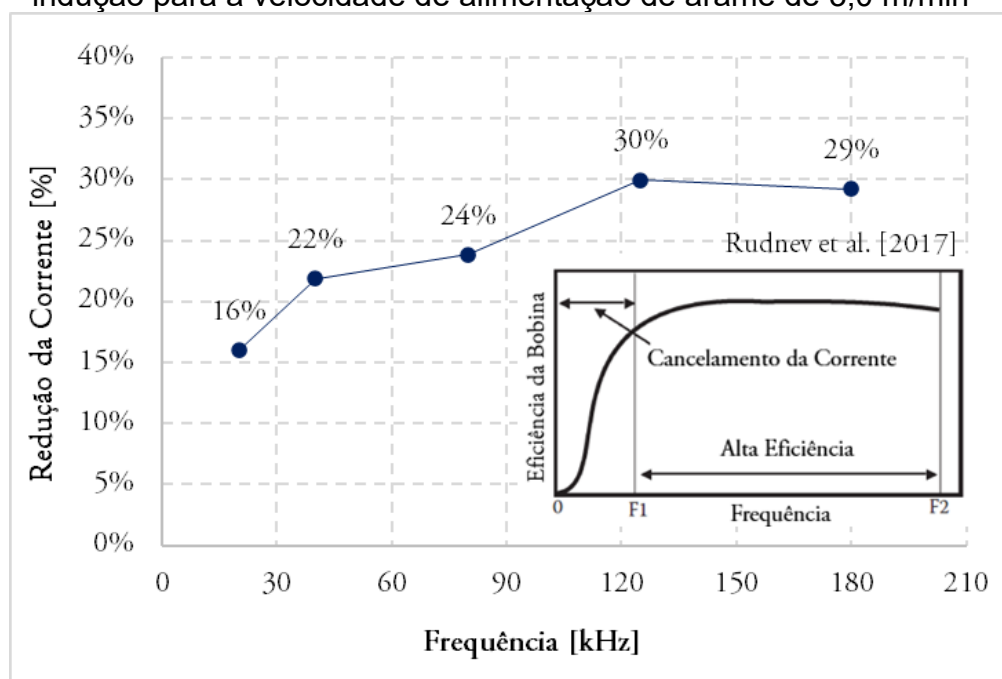
reduções de 30, 37, 49 e 50% em relação ao cordão de solda realizado sem indução. Estes valores são coerentes com a redução da corrente média de soldagem obtida. Apesar de permanecer o formato *finger-shape*, a penetração ao longo da linha de fusão torna-se mais uniforme, perdendo sua característica de expressiva penetração no centro do cordão de solda. Ao observar os valores obtidos juntamente com as macrografias, é possível afirmar que com correntes de indução superiores a 120 A, a morfologia do cordão de solda é muito similar para todas as frequências de indução avaliadas. Esta menor área penetrada também se reflete nos valores de diluição, ainda que não necessariamente a alteração da penetração implique em menor diluição. Ainda ao analisar a área penetrada, observa-se uma tendência ainda mais visível do efeito preponderante da corrente de indução sobre a frequência, uma vez que os intervalos de confiança se sobrepõem. Em termos médios, com corrente de indução de 150 A obteve-se diluição de 24% frente aos 38% do processo convencional. Redução similar foi obtida por Shukla e Pandey (2012) com a técnica ASAW, empregando um arame-eletrodo de 3,18 mm de diâmetro e velocidade de alimentação de arame aproximada de 1,2 m/min, os autores obtiveram redução da diluição de 42% para 26% com emprego de corrente adicional de 250 A. Como abordado anteriormente, acredita-se que mesmo com maior diâmetro de arame-eletrodo, como o empregado por Shukla e Pandey (2012), a técnica IHW-SAW poderia resultar em decréscimos similares ou até mais significativos por atuar de forma mais eficiente quando o tempo de aquecimento é maior, como é o caso da velocidade de alimentação de arame de 1,2 m/min empregada pelos autores, uma vez que o tempo disponível para atuação do aquecimento por indução é inversamente proporcional a velocidade de alimentação de arame.

#### **4.2.2 Efeito da frequência de indução sobre a redução da corrente média de soldagem**

Tendo em vista que o gradiente de temperatura do arame-eletrodo ao longo do comprimento do *stickout* é desconhecido para o processo SAW, não é possível definir a extensão das regiões que operam com temperatura abaixo e acima da

$T_{Curie}$ . Acrescido a isto tem-se o fato de que o efeito do aquecimento conjunto promovido pelo processo e o pela bobina de indução dificulta a parametrização das variáveis de indução eletromagnética. Contudo, os ensaios de soldagem realizados apontam para maior eficiência ao empregar frequências de indução mais elevadas, indicando operação em temperaturas acima da  $T_{Curie}$ . Entretanto, a tecnologia de indução disponível não permite o emprego de maiores frequências. Buscando compreender o comportamento, foram realizados ensaios buscando operar em frequências mais baixas, condição esta possível para as fontes de indução empregadas. Foram realizados ensaios com corrente de indução de 150 A e frequências de indução de 20 e 40 kHz com a bobina de 30 mm de comprimento, empregando a velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min.

Figura 43 - Redução da corrente média de soldagem em função da frequência de indução para a velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min



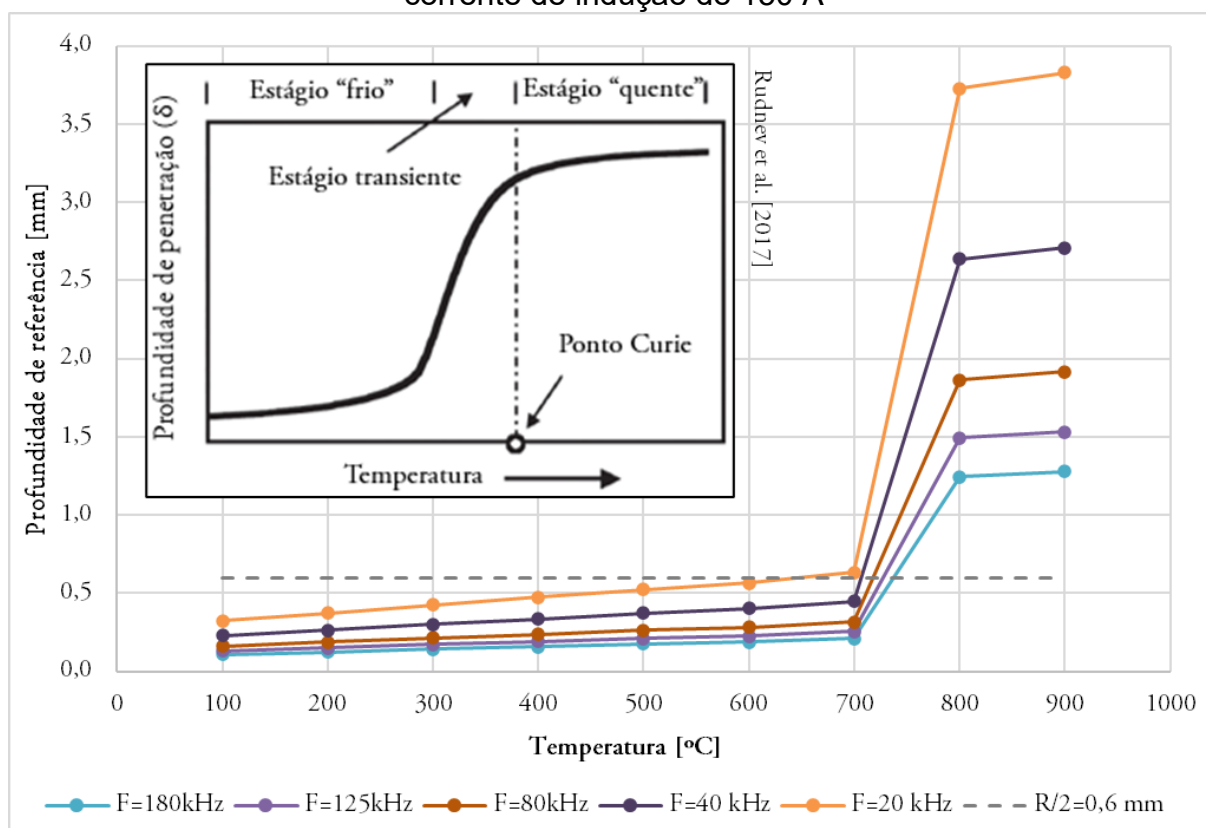
Fonte: Elaborado pela autora

Na Figura 43 é possível visualizar os resultados de corrente média de soldagem juntamente com os resultados em frequências de indução superiores. As reduções da corrente média de soldagem obtidas foram de 22 e 16% para frequências de 40 e 20 kHz, respectivamente. Estes valores são coerentes com o observado e, de

fato, corroboram à hipótese de quanto maior a frequência de indução, maior tende a ser o aquecimento obtido. No entanto, Rudnev, Loveless e Cook (2017) observam que há um ponto de saturação na eficiência da bobina à medida que a frequência de indução aumenta. Assim, embora seja viável elevar a frequência de operação, pode não ser factível aumentar a eficiência da bobina de indução proporcionalmente. Este efeito está diretamente relacionado com a razão entre o diâmetro externo (DE) do arame-eletrodo e a profundidade de penetração de referência ( $\delta$ ). Rudnev, Loveless e Cook (2017) relatam que, caso essa razão seja inferior a 3,2 - frequências inferiores a "F1" – a eficiência decresce drasticamente devido ao cancelamento das correntes induzidas em direções opostas. Cabe salientar que estas direções opostas são resultado na geometria circular do arame-eletrodo. Para razões  $DE/\delta$  maiores que 10, há um ligeiro aumento na eficiência, contudo as perdas de calor superficial aumentam e a eficiência térmica é reduzida. Para valores superiores a "F2", a eficiência sofre um decréscimo devido a maiores perdas de transmissão e altas perdas de calor superficial, pois exigirá um tempo de aquecimento maior para uniformizar a temperatura da superfície em relação ao núcleo, segundo Rudnev, Loveless e Cook (2017).

Empregando o nomograma (Figura 2) para estimar a profundidade de penetração ( $\delta$ ) para cada frequência de indução empregada, considerando as diferentes temperaturas, tem-se os valores da Figura 44, todos considerando uma corrente de indução de 150 A.

Figura 44 – Profundidade de referência estimada pelo nomograma de Davies e Simpson (1979) para frequências de indução de 20, 40, 80, 125 e 180 kHz e corrente de indução de 150 A



Fonte: Elaborado pela autora

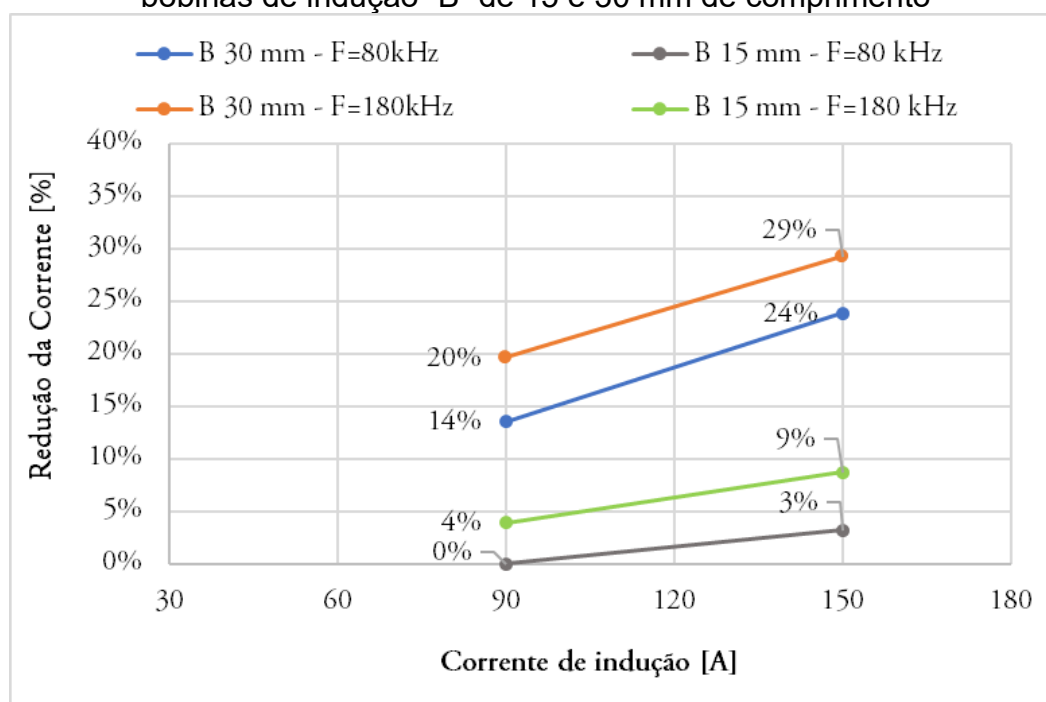
É possível observar que, abaixo da temperatura Curie, todas as frequências operam com valores inferiores ao máximo recomendado. Considerando a temperatura de 600 °C e as aproximações realizadas ao empregar o nomograma, o valor “F1” de frequência de indução apontado por Rudnev, Loveless e Cook (2017) na Figura 43 é estimado em 20 kHz. Após a temperatura Curie há o aumento abrupto da profundidade de penetração, conhecida na literatura como “estágio quente”. Entretanto, os valores passam a exceder o recomendado, resultando em maior cancelamento da corrente de indução. De fato, observa-se que com o aumento na frequência de indução na Figura 43, há maior redução da corrente média de soldagem, o que pode ser traduzido em maior eficiência de aquecimento. Contudo, concordando com o efeito de saturação relatado por Rudnev, Loveless e Cook (2017), a partir de 125 kHz, há tendência de estagnação em 30% de redução da corrente média de soldagem.



### 4.2.3 Efeito de diferentes configurações de bobina e frequência de indução sobre a redução da corrente média de soldagem

Com vistas a avaliar o efeito do comprimento do *stickout* sobre a eficiência de aquecimento por indução, foi desenvolvida uma bobina de indução com apenas 15 mm de comprimento. Na Figura 45 são apresentadas as diferenças percentuais entre a corrente média de soldagem do ensaio de referência (sem indução) e os valores obtidos com as diferentes correntes e frequências de indução empregadas para ambas as bobinas de indução empregadas. Na Figura 46 são apresentados os cordões de solda realizados bem como a bobina de indução de 15 mm de comprimento empregada.

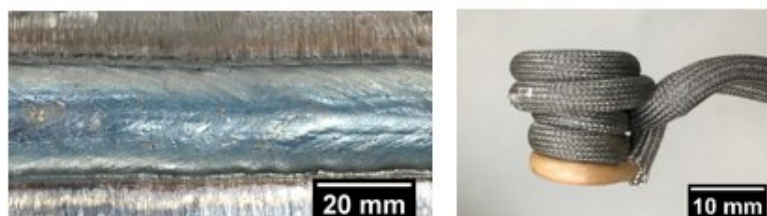
Figura 45 - Redução da corrente média de soldagem em função da corrente e frequência de indução para a velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min e bobinas de indução "B" de 15 e 30 mm de comprimento



Fonte: Elaborado pela autora

Figura 46 - Aspecto superficial dos cordões de solda realizados com velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min e bobina de indução de 15 mm de comprimento

*Bobina de 15 mm -  $V_a=3,0$  m/min - Sem indução*



*Frequência de indução*

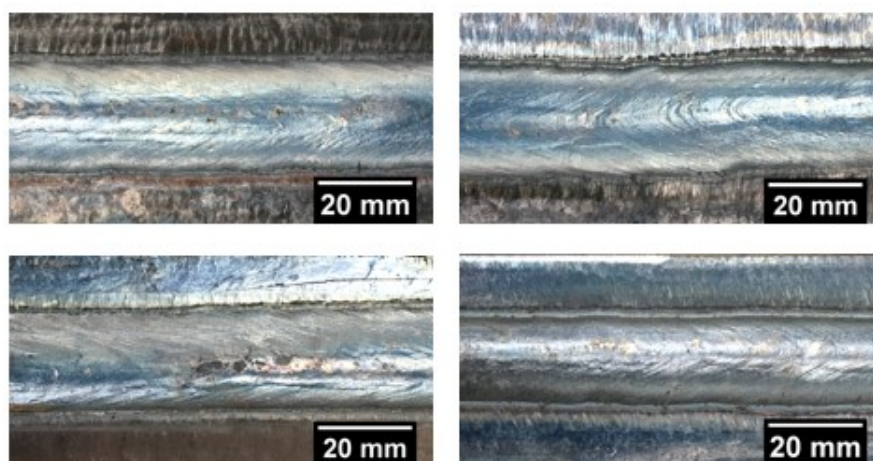
*80 kHz*

*180 kHz*

*Corrente de indução*

*90 A*

*150 A*

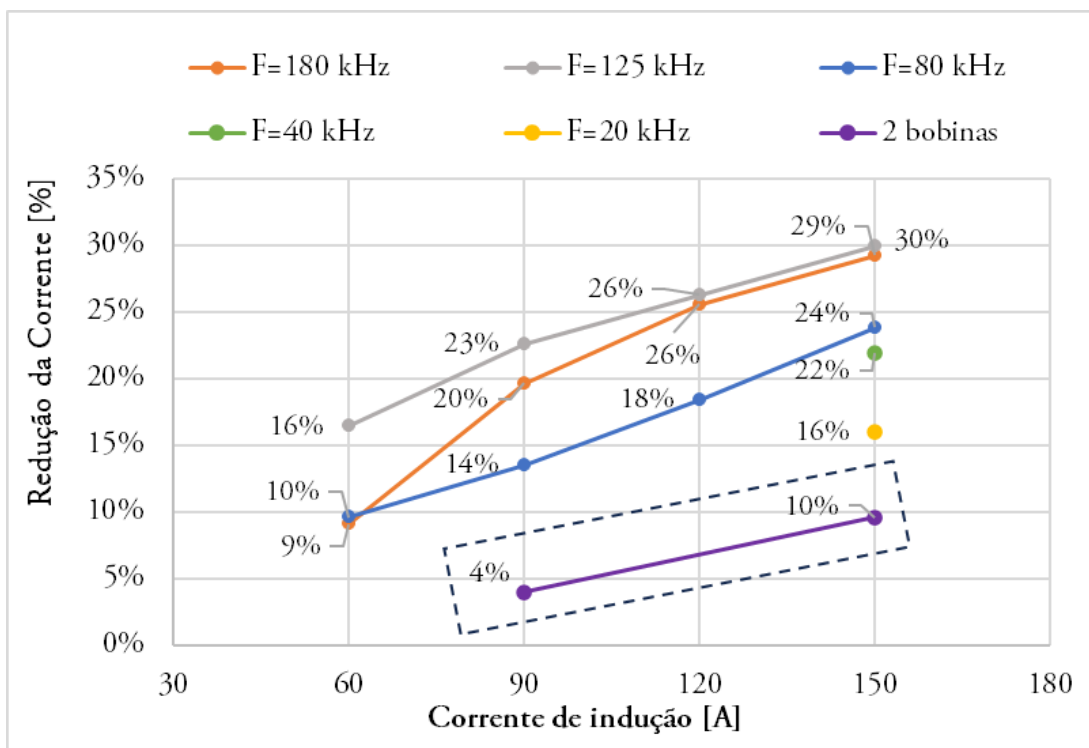


Fonte: Elaborado pela autora

Nos ensaios com ambas as correntes de indução (90 A e 150A) e frequência de indução de 80 kHz, não foi possível observar nenhuma alteração significativa na corrente média de soldagem, contudo, durante os ensaios, foi observada uma mudança no som do processo, indicando uma possível alteração na transferência metálica. O mesmo aconteceu no ensaio 90A-180kHz, apresentando uma redução da corrente média de soldagem de apenas 4%. Com corrente e frequência de indução 150 A e 180 kHz, respectivamente, a redução foi de apenas 9%, valor muito inferior aos 29% de redução ao empregar a bobina de indução de 30 mm de comprimento. De fato, o menor comprimento de *stickout* não favoreceu o aquecimento por indução, uma vez que a bobina de indução foi reduzida pela metade e, com isso, o arame-eletrodo é submetido ao aquecimento adicional por menos tempo e por um comprimento menor.

Quanto a avaliação do emprego de bobina dupla e, portanto, duas bobinas dispostas sequencialmente com frequências de indução de 20 e 180 kHz em cada bobina, a redução da corrente média de soldagem foi muito inferior aos ensaios anteriormente realizados, que empregaram uma única bobina de indução de 30 mm de comprimento. Empregando corrente de indução de 90 e 150 A obteve-se reduções na corrente média de soldagem de apenas 4 e 9%, respectivamente. Os resultados acerca da redução da corrente média de soldagem são apresentados na Figura 47 juntamente com os ensaios realizados no item 4.2.1 e 4.2.2. Acredita-se que o resultado se deve a uma soma de fatores, contudo, com o intuito de verificar se há algum tipo de influência de uma bobina na outra, realizou-se ensaios de soldagem com apenas uma das bobinas ligadas, ora a bobina de indução de baixa frequência, ora a bobina de indução de alta frequência. Esses ensaios foram realizados com corrente de indução de 150 A e os resultados comprovaram que as bobinas não sofrem interferência de uma na outra, uma vez que, apenas com a bobina de indução de baixa frequência houve uma redução de 4% e, com bobina de indução de alta frequência, uma redução de 5% na corrente média de soldagem. Logo, a soma dos efeitos corresponde exatamente o valor obtido no ensaio realizado com as duas bobinas de indução ligadas.

Figura 47 - Redução da corrente média de soldagem em função da corrente e frequência de indução para a velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min com uma e duas bobinas de indução



Fonte: Elaborado pela autora

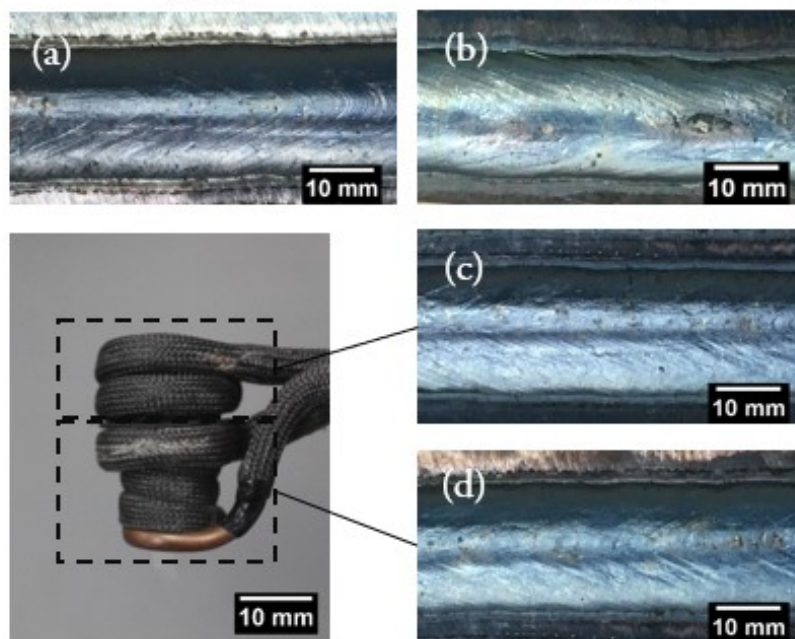
Figura 48 - Aspecto superficial dos cordões de solda realizados com duas bobinas de indução com corrente de indução de (a) 90 A, (b) 150 A, (c) apenas com a primeira (20 kHz) e (d) apenas com a segunda bobina de indução (180 kHz) operando

*2 Bobinas – Frequências 20-180 kHz -  $V_a=3,0$  m/min*

*Corrente de indução*

*90 A*

*150 A*

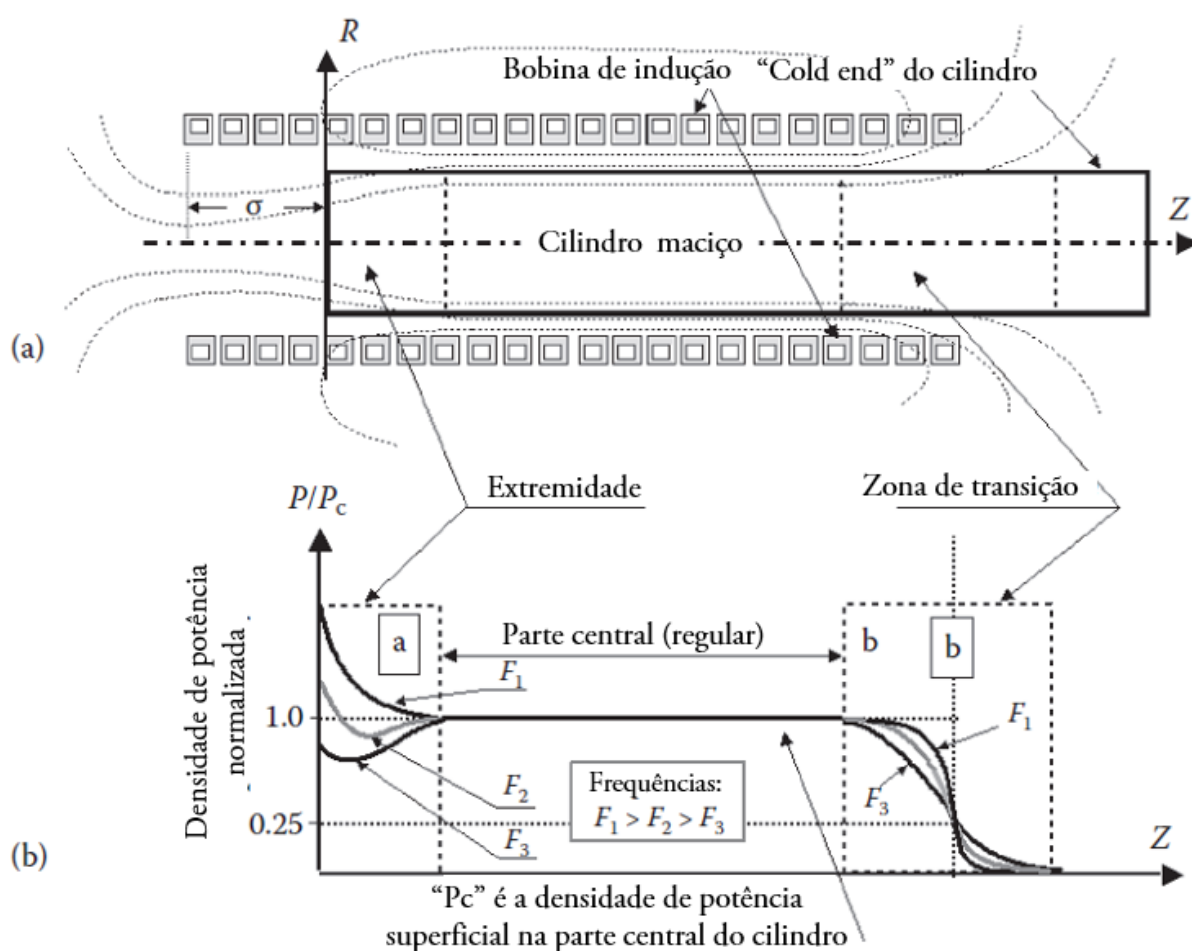


Fonte: Elaborado pela autora

Esta ineficiência pode ser atribuída ao menor número de espiras empregadas em cada bobina e ao próprio emprego de duas bobinas combinadas. Acredita-se que, se fosse possível operar com duas bobinas de indução com mesma frequência de operação, o resultado seria inferior ao obtido com uma única bobina. Isto porque, de acordo com Rudnev, Loveless e Cook (2017), há um efeito de redução da densidade de potência nas extremidades da bobina, na qual seu valor reduz em até 50% em relação ao valor da região central. Na Figura 49 é possível visualizar na região “b” o efeito de borda (*end effect*), indicado como região de transição. Logo, por conta da presença de não mais duas, mas quatro extremidades, o emprego de duas bobinas de indução intensifica essas perdas. Esta hipótese também explica a sensível redução da eficiência do aquecimento ao empregar a bobina de indução de 15 mm de comprimento em comparação aos resultados obtidos para a de 30 mm de

comprimento. Ademais, a distância existente entre as bobinas, ainda que relativamente pequena, pode ter contribuído para a menor eficiência de aquecimento.

Figura 49 – Efeito de redução da densidade de potência nas extremidades da bobina de indução



Fonte: Adaptado de Rudnev, Loveless e Cook (2017)

Tendo em vista o pequeno espaço disponível para o aquecimento e a ineficiência do emprego de bobinas de indução combinadas de comprimento reduzido, acredita-se que a alternativa para aumentar a eficiência de aquecimento esteja no emprego de uma única bobina de indução e a modulação da frequência de indução como apresentado na Figura 22. Ainda, se houvesse a possibilidade de operação com frequências mais elevadas, de modo a produzir condições na qual a profundidade de penetração acima da temperatura Curie tivesse uma relação  $DE/\delta > 4$ , a mesma poderia produzir resultados interessantes. Logo, possivelmente uma combinação de

frequências de indução de 150 e 800 kHz seria eficiente. Contudo, essa condição implica no emprego de, não apenas duas fontes de indução, mas uma capaz de operar com frequências de indução da ordem de 800 kHz. Ainda, idealmente, mais interessante que o emprego de duas frequências seria o emprego de uma bobina de apenas uma espira com corrente de indução elevada, possibilitando operar com DBCP convencional acrescido do emprego da modulação da frequência (Figura 22). Contudo, para operar com elevadas correntes de indução é necessário, além de alterações na fonte de indução, mudar os aspectos construtivos da bobina bem como melhorar sua capacidade de arrefecimento.

#### 4.2.4 Considerações

Diferente das demais aplicações do aquecimento por indução eletromagnética, a presente aplicação dispõe de relativo pouco tempo para o aquecimento combinado. Considerando a velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min empregada, significa que o arame-eletrodo está sujeito ao aquecimento dentro da bobina de indução, de 30 mm de comprimento, por um tempo inferior a um segundo. Por essa razão, a presente aplicação se beneficiaria de uma maior corrente de indução, e conseqüentemente maior potência, além do emprego de duas frequências de indução. Diante dessas características, a redução de até 30% na corrente média de soldagem é expressiva, indicando o potencial da técnica. Por fim, cabe ressaltar que a parametrização da indução eletromagnética é complexa e o próprio aquecimento decorrente do efeito Joule resultante da passagem da corrente de soldagem pode estar limitando o aquecimento por indução. Contudo, cabe ressaltar, novamente, que ainda que o aquecimento ao longo do *stickout* possua inúmeros desafios, esta é uma condição na qual o aquecimento promovido pela técnica IHW-SAW se encontra mais próximo ao arco voltaico, minimizando perdas de energia. Neste contexto, o presente trabalho possibilitou o início dos desenvolvimentos tecnológicos e científicos acerca do desenvolvimento de processos híbridos que combinam o aquecimento por indução eletromagnética e o processo SAW.

Com relação aos aspectos morfológicos dos depósitos obtidos, vislumbra-se potencial no emprego da técnica IHW-SAW em aplicações de revestimento e manufatura aditiva por deposição a arco (MADA). Neste contexto, além dos processos mais consolidados de MADA, o processo arco submerso convencional tem encontrado campo de aplicação em MADA. O processo “submerged arc additive manufacturing” (SAAM) é capaz de produzir peças mais homogêneas quanto à microestrutura se comparado a processos tradicionais, como apontado por Li *et al.* (2021). Essa característica aliada à elevada taxa de deposição, de aproximadamente 20 kg/h para um único arame-eletrodo, frente aos 3,6 kg/h do processo CMT, faz com que o SAAM seja considerado um dos processos de MADA mais adequados para a fabricação de componentes de grande porte (Li *et al.*, 2022) e, por essa razão, o processo SAAM se apresenta como uma promissora alternativa de MADA. Com vistas a promover maior eficiência na construção de peças por MADA, espera-se cordões de solda depositados com menores índices de diluição juntamente com elevados valores de reforço, com o intuito de reduzir o número de camadas necessárias. Além disso, é desejável o menor aporte de calor para a peça com o intuito de reduzir as distorções durante a fabricação. Visando a aplicação da técnica IHW-SAW para aplicações de revestimento, o emprego da técnica IHW-SAW mostrou-se potencial tendo em vista que foi possível obter diluições de 24% frente ao 38% do processo convencional. Acredita-se que, se aliado ao movimento de tecimento transversal da tocha de soldagem, é possível obter depósitos com maior molhabilidade, índices de diluição ainda menores, além de permitir o revestimento de uma maior área em um único passe.

#### 4.3 APLICAÇÃO DA TÉCNICA IHW-GMAW

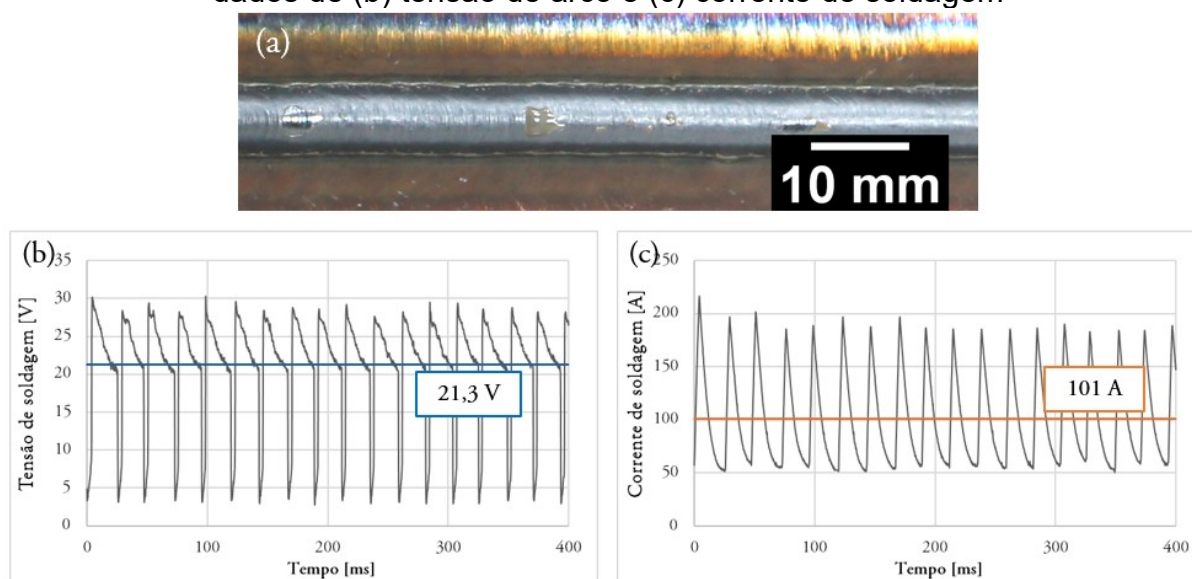
##### 4.3.1 Aplicação da Técnica IHW-GMAW no Modo de Transferência por Curto-Circuito

Quanto ao ensaio de referência e, portanto, sem o aquecimento por indução eletromagnética, foi ajustada a tensão de arco de 20,5 V bem como as taxas de subida e de decrescimento da corrente de 42 e -12 A/ms, respectivamente. Assim, obteve-se



um cordão de solda isento de discontinuidades e com transferência metálica regular, com frequência de curtos-circuitos média de 44 Hz, como pode ser observado na Figura 50. A corrente média de soldagem foi de 101 A e a velocidade de alimentação de arame medida foi de 2,9 m/min.

Figura 50 – (a) Aspecto superficial do cordão de solda de referência, aquisição de dados de (b) tensão de arco e (c) corrente de soldagem



Fonte: Elaborado pela autora

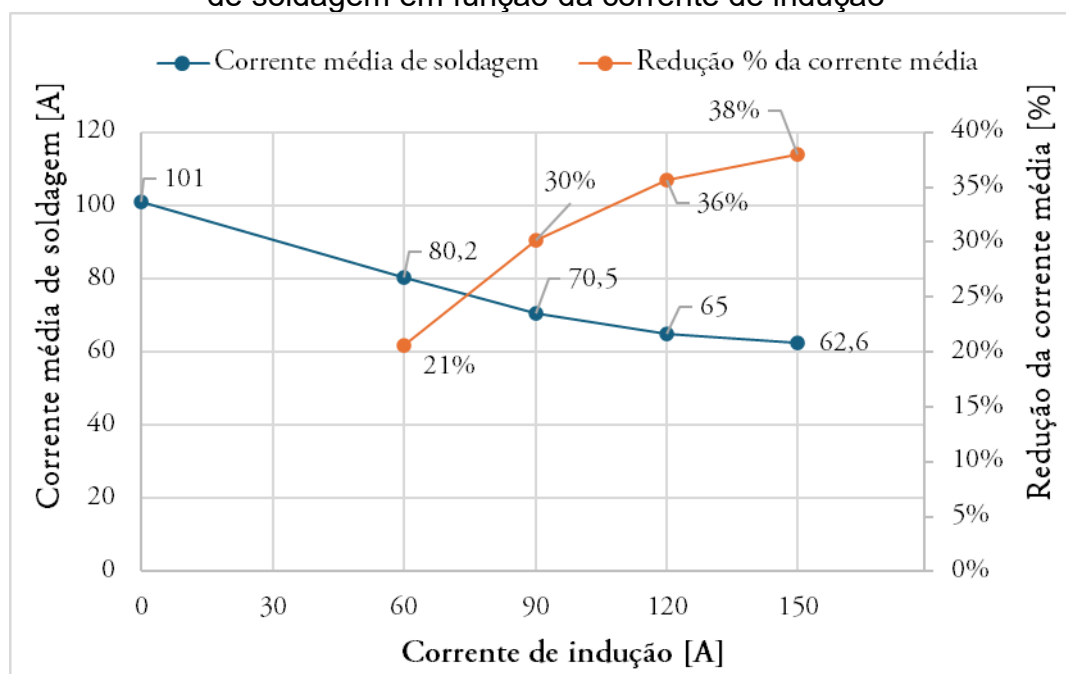
Ao manter a tensão de arco e velocidade de alimentação de arame constantes, no primeiro conjunto de ensaios foi possível observar a redução da corrente média de soldagem ao empregar a técnica IHW-GMAW. Na Tabela 10 estão resumidos os valores de tensão e corrente média de soldagem medidos com os dados das aquisições realizadas com o sistema SAP V4 e na Figura 51 os valores são apresentados de forma gráfica.

Tabela 10 - Corrente e tensão média de soldagem medidas nos ensaios com modo de transferência por curto-circuito

Corrente de indução	Corrente média de soldagem	Tensão média de arco
0 A (referência)	101,0 A	21,3 V
60 A	80,2 A	20,9 V
90 A	70,5 A	20,7 V
120 A	65,0 A	20,8 V
150 A	62,6 A	21,0 V

Fonte: Elaborado pela autora

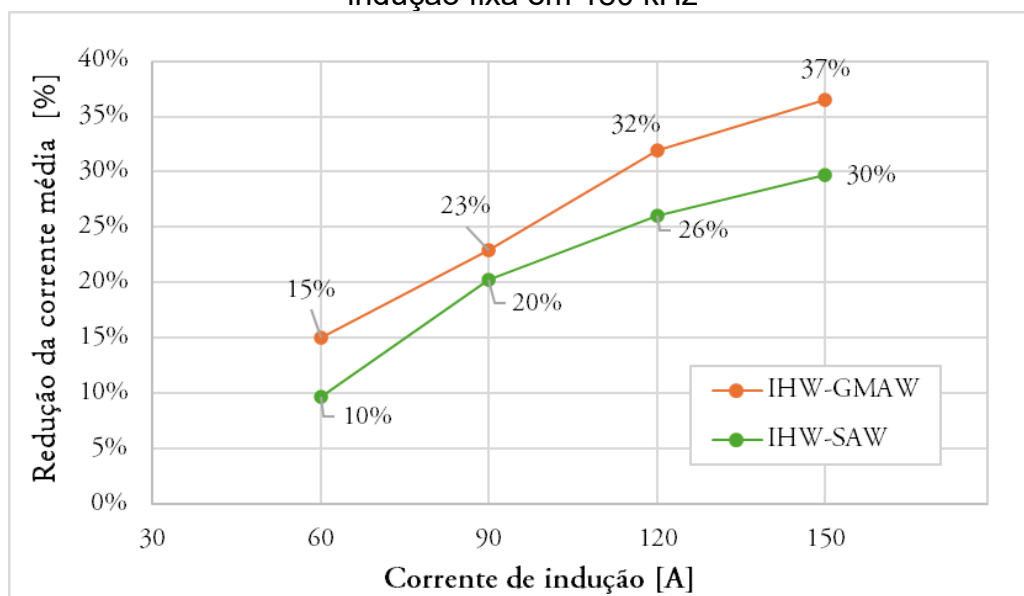
Figura 51 – Corrente média de soldagem e a redução percentual da corrente média de soldagem em função da corrente de indução



Fonte: Elaborado pela autora

Em termos relativos a redução da corrente média de soldagem, o emprego de frequência de indução de 186 kHz se mostrou capaz de reduzir até 38% a corrente média de soldagem. Com o mesmo patamar de frequência de indução, no processo SAW a corrente média de soldagem sofreu uma redução máxima de 30% ao empregar velocidade de alimentação de arame semelhante. Na Figura 52 são apresentados os valores de redução da corrente média de soldagem empregando frequência de indução de 180 kHz aproximadamente para os processos GMAW e SAW.

Figura 52 – Comparativo da redução da corrente média de soldagem para os processos IHW-GMAW e IHW-SAW com o emprego de velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min em função da corrente de indução e com frequência de indução fixa em 180 kHz



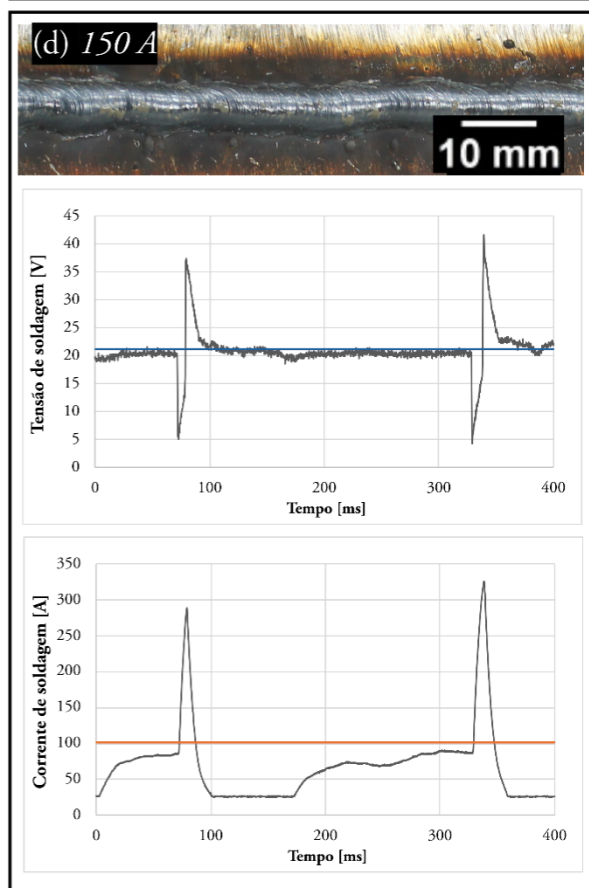
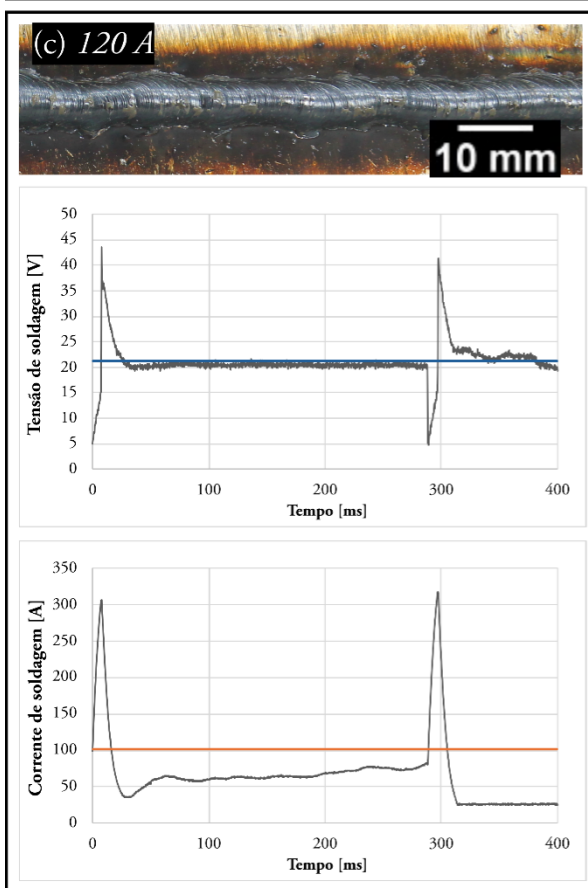
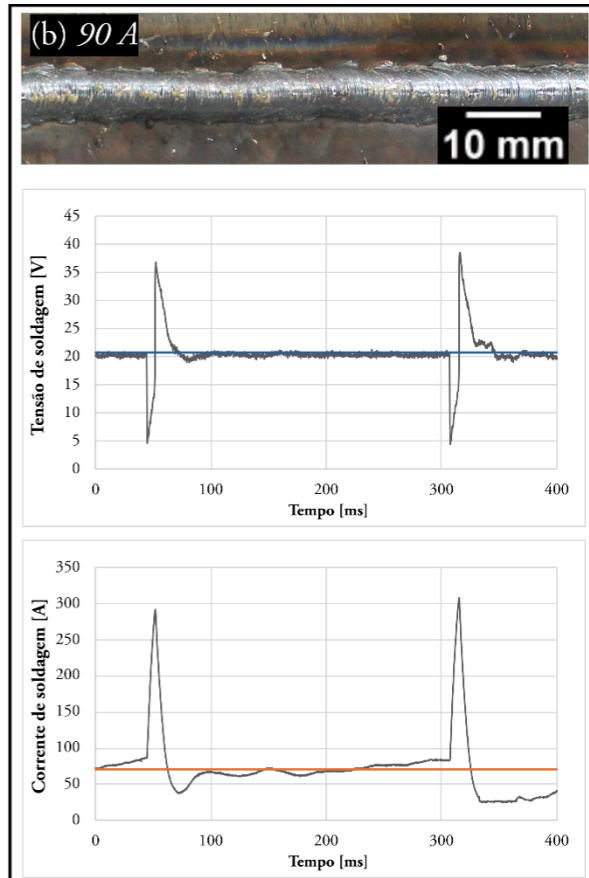
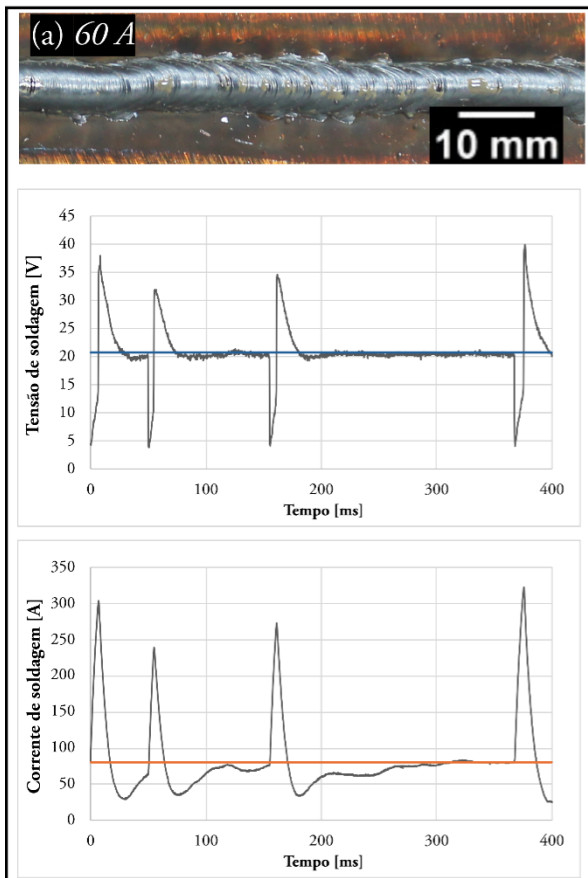
Fonte: Elaborado pela autora

Salvo as diferenças características entre os dois processos, as condições de referência possuem a mesma velocidade de alimentação de arame e densidade de corrente média de soldagem por área da seção transversal do arame-eletrodo aproximadamente iguais a  $90 \text{ A/mm}^2$ , logo, é possível concluir que a técnica IHW-GMAW apresentou maior eficiência de aquecimento por indução eletromagnética para as condições avaliadas em relação a técnica IHW-SAW. Além disso, a bobina de indução empregada no processo GMAW era ligeiramente menor (16%) que a empregada no processo arco submerso. Acredita-se que esse resultado se deva ao efeito *skin* característico do aquecimento indutivo, uma vez que indica uma profundidade linear de aquecimento em relação ao raio. Desta forma, estimando-se que ambas as bobinas de indução resultem em uma profundidade de penetração de aquecimento de 0,16 mm para frequência de indução próxima a 180 kHz, esta “casca” representa 46% da área total do arame-eletrodo de 1,2 mm de diâmetro e apenas 25% da área total do arame-eletrodo de 2,4 mm. Ainda, acredita-se que, devido a menor rigidez do arame de 1,2 mm frente ao de 2,4 mm de diâmetro, melhor é o alinhamento

do arame-eletrodo no interior da bobina de indução, favorecendo um aquecimento uniforme ao longo do raio do arame-eletrodo.

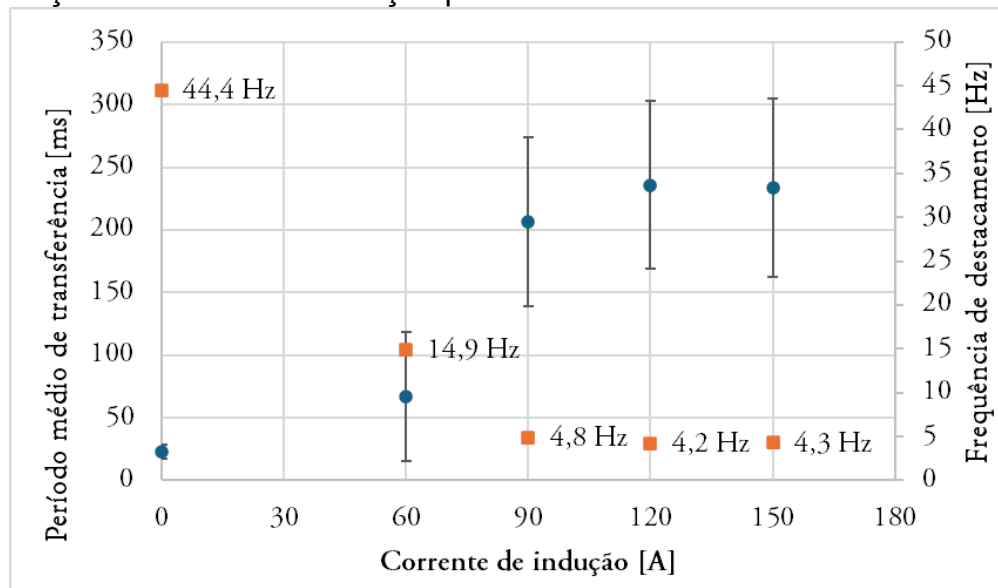
Com relação ao efeito da corrente de indução sobre a redução da corrente média de soldagem, é possível observar que há uma tendência de saturação do aquecimento, semelhante ao observado no processo arco submerso. Ao aumentar a corrente de indução de 60 A para 90 A, a redução da corrente média passa de 20 para 31%. Contudo, ao aumentar ainda mais a corrente de indução, é necessário acrescentar não apenas 30 A, mas 60 A para obter redução semelhante. Com a redução da corrente média de soldagem, a transferência metálica foi alterada sendo possível observar a formação de gotas de maior dimensão, causando drástica redução da frequência de destacamento. Na Figura 53 é possível visualizar os oscilogramas de tensão e corrente de soldagem para os diferentes ensaios bem como o aspecto superficial dos cordões de solda produzidos.

Figura 53 – Aspecto superficial dos cordões de solda e aquisição de tensão de arco e corrente de soldagem realizados com corrente de indução de (a) 60 A, (b) 90 A, (c) 120 A e (d) 150 A (em azul a tensão média de arco e em laranja a corrente média de soldagem)



Ao empregar corrente de indução de 60 A, a transferência oscilou periodicamente entre dois patamares de frequência de destacamento, apresentando regiões com frequência de destacamento de 22 Hz e 6 Hz, resultando em frequência de destacamento média de 15 Hz. Para as demais correntes de indução empregadas, a saber 90, 120 e 150 A, a frequência de destacamento média foi de 4,8, 4,2 e 4,3 Hz respectivamente. Em comparação à frequência de destacamento de 44 Hz obtida no ensaio de referência, houve uma redução expressiva, indicando o maior tempo de arco e conseqüentemente maiores tamanhos de gota. É possível observar em todos os cordões de solda realizados com a técnica IHW-GMAW o aspecto escamado decorrente do maior volume das gotas e baixa frequência de destacamento, além de margens irregulares. Na Figura 54 é possível observar os valores médios de período de transferência das gotas bem como a frequência de destacamento média. Os valores de período de transferência foram representados com seus respectivos intervalos de 95% de confiança. É possível observar que ao introduzir o aquecimento por indução, há uma maior dispersão dos valores de período de transferência, porque, de fato, a transferência e tamanho das gotas torna-se irregular devido a redução da corrente média de soldagem.

Figura 54 – Período médio de transferência e frequência de destacamento em função da corrente de indução para os ensaios com tensão de arco fixa



Fonte: Elaborado pela autora

Com vistas a aumentar a frequência de destacamento de modo a obter transferência metálica semelhante à condição de referência, foram realizados ensaios de soldagem ajustando a tensão de arco, com decrementos de 0,1 V. Na Tabela 11 são apresentados os valores de tensão de arco ajustados no equipamento de modo a obter transferências com frequência de destacamento próximas à condição de referência.

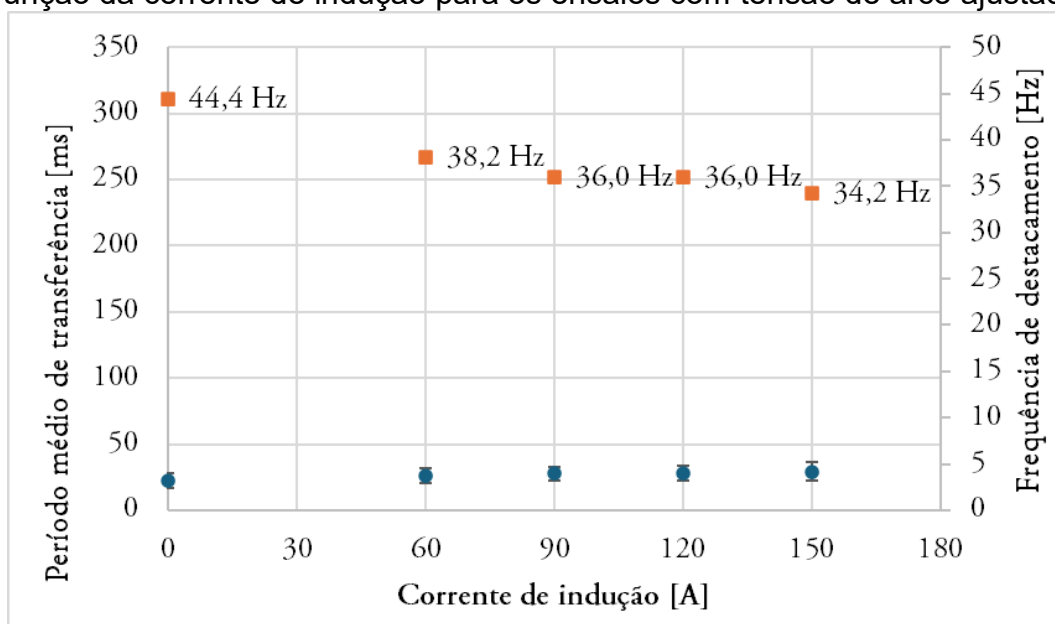
Tabela 11 – Valor medidos de corrente de soldagem e tensão de arco dos ensaios com o modo de transferência por curto-circuito

Corrente de indução	Tensão de arco ajustada	Tensão de arco medida	Corrente média de soldagem medida
0 A (referência)	20,5 V	21,3 V	101,0 A
60 A	19,5 V	20,2 V	85,8 A
90 A	19,0 V	19,6 V	77,8 A
120 A	17,5 V A	18,2 V	68,7 A
150 A	17,0 V	17,5 V	64,1 A

Fonte: Elaborado pela autora

Com a redução da tensão de arco e maior frequência de curtos-circuitos, houve também o aumento da corrente média de soldagem, logo, a redução máxima obtida com relação ao cordão de solda referência foi de 37% para a condição com corrente de indução de 150 A. Na Figura 55 é possível observar os valores médios de período de transferência das gotas bem como a frequência de destacamento média. Os valores de período de transferência foram representados com seus respectivos intervalos de 95% de confiança. Com o ajuste da tensão de arco foi possível, além de obter frequências de destacamento mais próxima à condição de referência, uma transferência de curto-circuito mais regular evidenciada pela baixa dispersão dos valores de período de transferência medidos.

Figura 55 – Período médio de transferência e frequência de destacamento em função da corrente de indução para os ensaios com tensão de arco ajustada

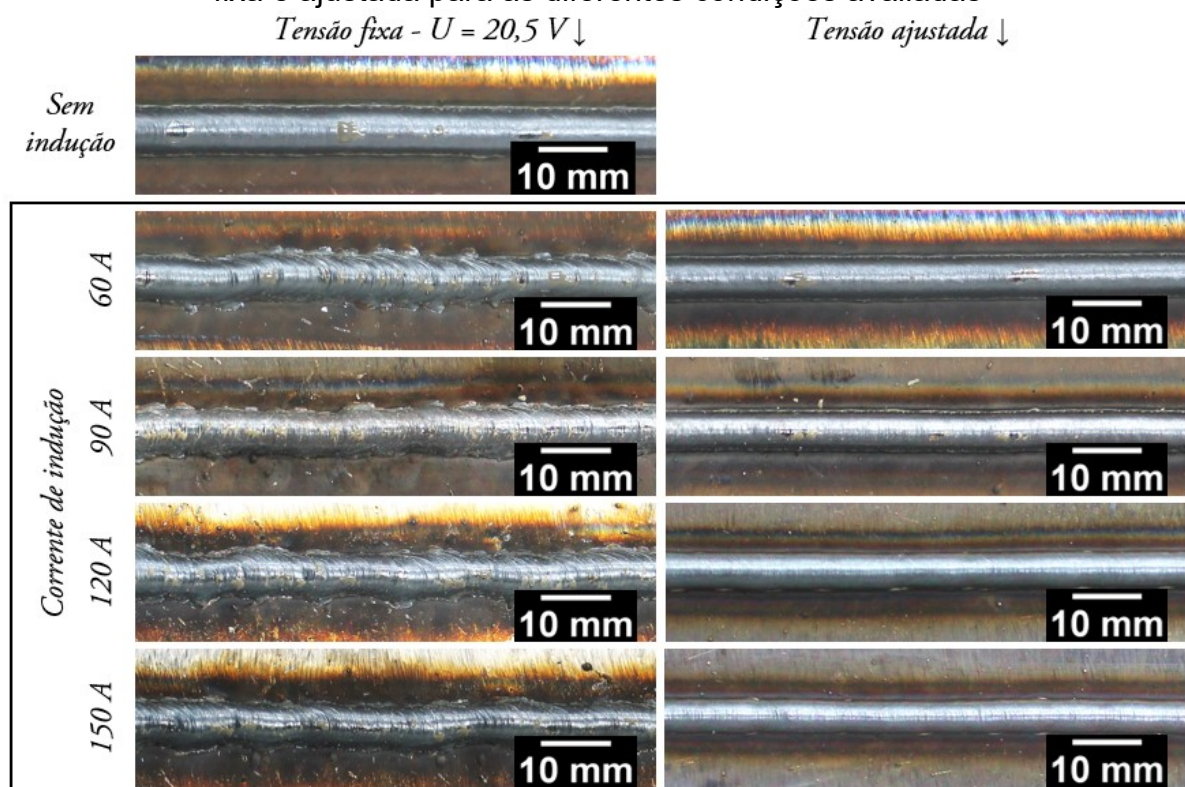


Fonte: Elaborado pela autora

Na Figura 56 encontram-se os cordões de solda realizados com tensão de arco constante, ajustada em 20,5 V, e os cordões de solda realizados no segundo conjunto de ensaios, nos quais a tensão de arco foi ajustada de modo a operar com estabilidade semelhante à condição referência. É possível observar que o aspecto superficial dos cordões de solda ficou regular e próximo ao obtido sem aquecimento por indução eletromagnética. Ao ajustar a tensão de arco, foi possível obter uma transferência metálica por curto-circuito de estabilidade semelhante ao obtido no cordão de solda de referência, como pode ser observado na Figura 57 nos oscilogramas de tensão de arco e corrente de soldagem para as diferentes correntes de indução empregadas.

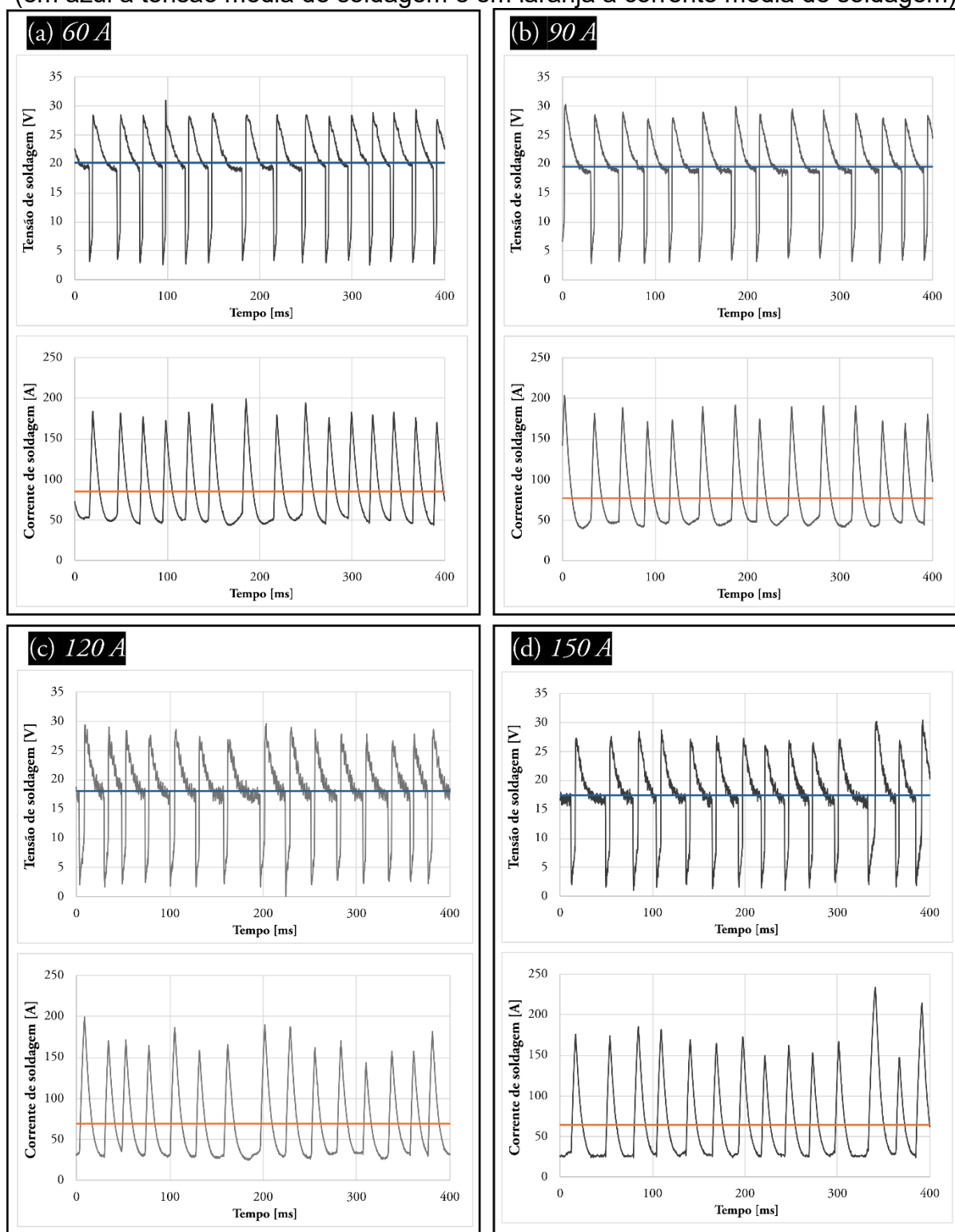


Figura 56 – Aspecto superficial dos cordões de solda realizado com tensão de arco fixa e ajustada para as diferentes condições avaliadas



Fonte: Elaborado pela autora

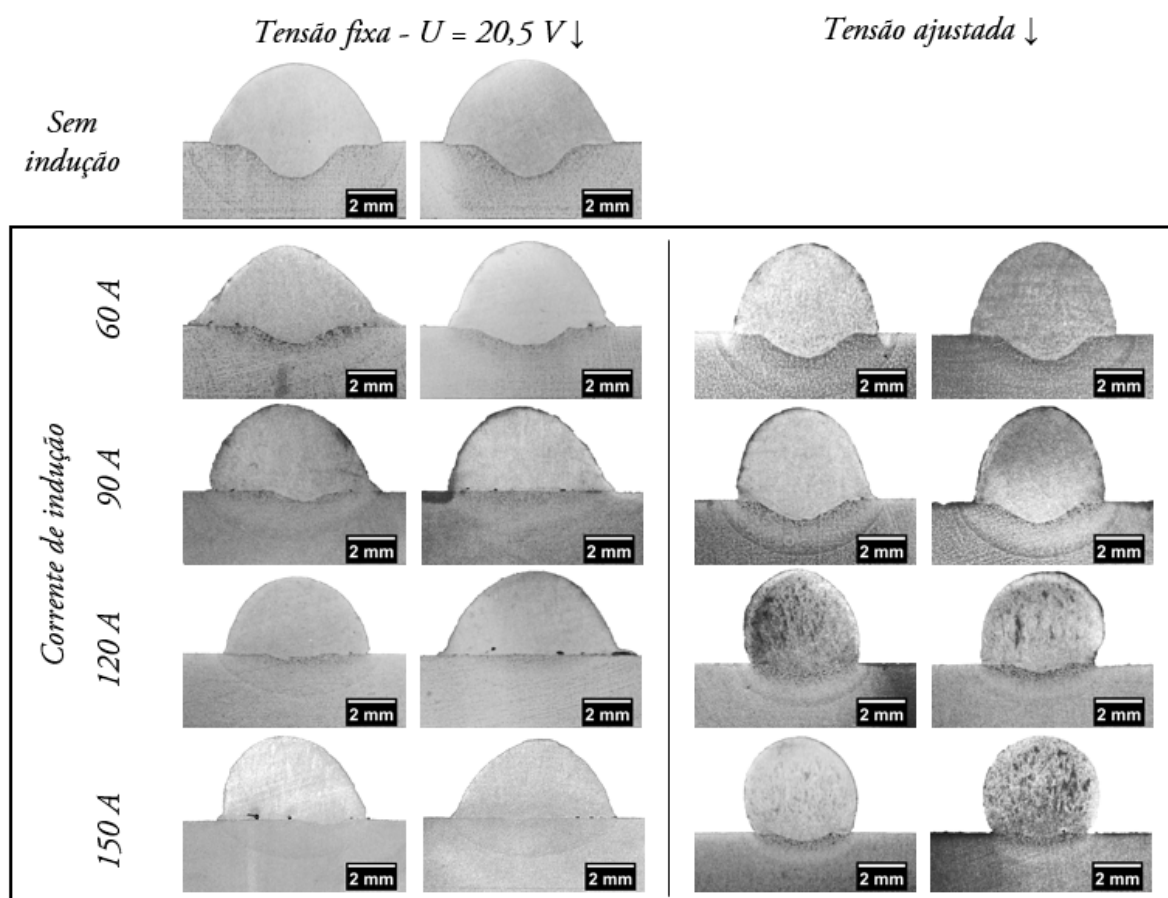
Figura 57 – Aquisição de tensão e corrente de soldagem realizados com corrente de indução de (a) 60 A, (b) 90 A, (c) 120 A e (d) 150 A após o ajuste da tensão de arco (em azul a tensão média de soldagem e em laranja a corrente média de soldagem)



Fonte: Elaborado pela autora

Na Figura 58 são apresentadas as duas macrografias da seção transversal dos cordões de solda. É possível observar a geometria característica do cordão de solda de referência, com penetração *finger-shape*. Quanto aos cordões de solda realizados com a técnica IHW-GMAW com valor de tensão de arco fixa, a irregularidade superficial se reflete nas macrografias, tendo em vista que a posição de retirada da amostra influenciou diretamente no formato do depósito e, dada a irregularidade, é possível observar geometrias distintas entre as duas amostras obtidas. Quanto as amostras retiradas dos cordões de solda realizados com tensão de arco ajustada de modo a resultar em frequência de destacamento semelhante à referência, observa-se maior regularidade e, portanto, as duas amostras se assemelham em termos de morfologia entre si.

Figura 58 – Esquemático com as duas macrografias realizadas de cada condição de soldagem avaliada



Fonte: Elaborado pela autora

Nas amostras obtidas dos cordões de solda com tensão de arco fixa de 20,5 V, é possível observar a presença de porosidade, possivelmente devido à baixa penetração e pouca aderência ao metal de base. Acredita-se que esse comportamento pode ser atribuído a transferência metálica irregular e composta pelo destacamento de gotas de elevado diâmetro, sendo que a sobreposição dessas gotas não é capaz de formar um depósito regular. De posse das macrografias, foi possível obter as medidas lineares de penetração, largura e reforço dos cordões de solda bem como medidas de área como área fundida, área depositada e área penetrada, que permitiram o cálculo do coeficiente de diluição. Na Tabela 12 estão resumidos os valores médios das amostras com tensão de arco ajustada. As amostras realizadas com tensão de arco constante, devido a sua irregularidade superficial, não foram analisadas quanto aos aspectos geométricos.

Tabela 12 – Valores médios das medidas realizadas

Corrente de indução [A]	Largura média [mm]	Penetração média [mm]	Área penetrada [mm <sup>2</sup> ]	Reforço médio [mm]	Diluição [%]
0 A (referência)	7,3	1,5	4,3	3,5	19%
60 A	6,2	1,1	3,0	3,9	14%
90 A	5,7	0,9	2,4	4,0	12%
120 A	4,7	0,4	0,8	4,1	4%
150 A	4,1	0,4	0,4	4,2	2%

Fonte: Elaborado pela autora

Como já evidenciado nas macrografias, todos os cordões de solda realizados com o aquecimento por indução do arame-eletrodo apresentaram redução da largura e penetração, aumento do reforço e redução do coeficiente de diluição. Com corrente de indução de 120 e 150 A, obteve-se os mesmos percentuais de redução da penetração, expressivos 75 %. Em termos de área penetrada, a redução para essas correntes de indução, de 120 e 150 A, são de 83 e 91%, respectivamente. Com o aumento da corrente de indução de 60 para 150 A, as reduções de largura foram de 15 a 45%, respectivamente, apresentando um comportamento aproximadamente linear. Com a redução da largura, obteve-se consequentemente o aumento do reforço, atingindo valores até 20% superiores ao processo convencional. Quanto ao efeito

sobre a diluição, esta reduziu de 19% para 4 e 2% ao empregar corrente de indução de 120 e 150 A, respectivamente. Diante desses resultados, vislumbra-se potencial na aplicação da técnica IHW-GMAW em demandas que exigem menor aporte de energia, sendo possível o controle da geometria, bem como da diluição, sem a alteração da taxa de deposição. De fato, a técnica IHW-GMAW permite desacoplar a relação entre a velocidade de alimentação de arame e a corrente média de soldagem. Diante da baixa diluição obtida, acredita-se que a técnica tem potencial de aplicação em revestimento por soldagem além de manufatura aditiva por deposição a arco (MADA), permitindo a construção de paredes através da deposição de camadas umas sobre as outras.

#### 4.3.2 Aplicação da Técnica IHW-GMAW no Modo de Transferência Goticular

Com o objetivo de avaliar a capacidade de aumento da taxa de fusão ao introduzir o aquecimento por indução eletromagnética no processo GMAW em outra condição operacional, a saber, no modo de transferência goticular, realizou-se o terceiro grupo de ensaios. Em um primeiro momento foi realizada a aplicação da técnica IHW-GMAW e, através da aquisição de dados de soldagem, observou-se a redução da corrente média de soldagem. Na Tabela 13 encontra-se os valores medidos dos ensaios com as diferentes correntes de indução aplicadas.

Tabela 13 - Corrente média de soldagem e velocidade de alimentação de arame medidos

Corrente de indução	Corrente média de soldagem	Velocidade de alimentação de arame medida
0 A (sem indução)	203,0 A	7,4 m/min
60 A	192,3 A	7,3 m/min
90 A	183,5 A	7,2 m/min
120 A	179,6 A	7,2 m/min
150 A	178,9 A	7,4 m/min

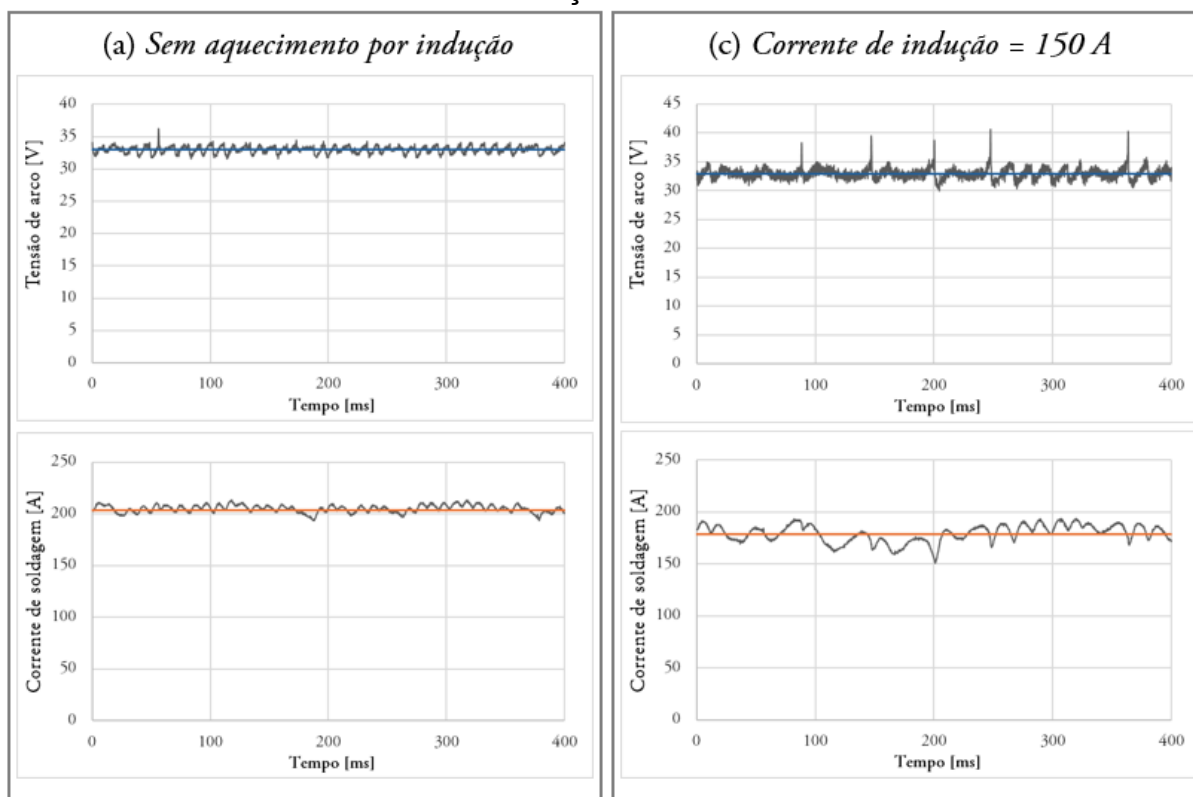
Fonte: Elaborado pela autora

É possível observar que a corrente média de soldagem reduziu em apenas 12% ao introduzir corrente de indução de 150A, sendo que redução semelhante foi

obtida com corrente de indução de 120 e 90 A. Já a redução com o emprego de 60 A de corrente de indução foi de apenas 5%. Portanto, de modo geral, a redução da corrente média de soldagem com a aplicação da técnica IHW-GMAW para o modo de transferência goticular é bem inferior ao obtido no modo de transferência por curto-circuito. Isto se deve, principalmente, a velocidade de alimentação de arame empregada, a qual teve como valor medido 7,4 m/min, aproximadamente. Para a velocidade de alimentação de arame empregada, cujo valor corresponde a 123 mm/s, o arame-eletrodo percorre o interior da bobina de indução de 25 mm de comprimento em apenas 0,2 s, sendo este o tempo disponível de aquecimento. Nos ensaios com transferência por curto-circuito, devido à velocidade de alimentação de arame ser de 3 m/min, equivalente a 50 mm/s, dispunha-se de 0,5 s para o aquecimento. Este tempo, ainda que muito pequeno, é 150% maior que o disponível nos ensaios com transferência goticular.

À medida que o aquecimento por indução eletromagnética do arame-eletrodo foi introduzido, foi possível observar, além da redução da corrente média de soldagem, uma alteração da transferência metálica. Na condição de referência (sem indução) as gotas eram de pequena dimensão e com alta frequência de destacamento, sendo muito complexo identificar no oscilograma os momentos do destacamento. Com a técnica IHW-GMAW foi observado o aumento do volume das gotas, caracterizado pelos picos de tensão de arco no instante do destacamento. Na Figura 59 é possível observar os oscilogramas de tensão e corrente de soldagem da condição de referência bem como ao aplicar corrente de indução de 150 A.

Figura 59 - Aquisição de tensão e corrente de soldagem realizados no modo de transferência goticular (a) sem aquecimento por indução e (b) empregando corrente de indução de 150 A



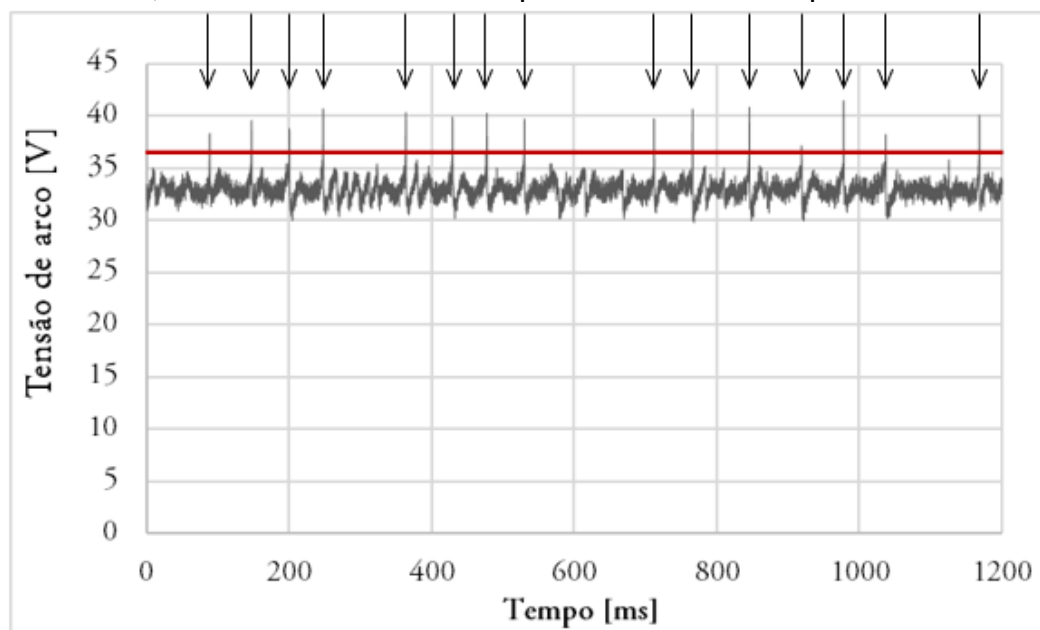
Valores médios de: — Tensão de arco — Corrente de soldagem

Fonte: Elaborado pela autora

Tendo em vista que o Laboratório de Tecnologia da Soldagem não dispõe de equipamentos para filmagem em alta velocidade, essenciais para a completa caracterização da transferência metálica, só é possível inferir sobre o volume das gotas formadas. O software do SAP V4 dispõe de análises de picos de tensão, no qual fornece o número de eventos em determinado tempo de aquisição bem como o valor médio do tempo entre picos. Através dessa ferramenta, realizou-se a quantificação do tempo entre picos de tensão, correspondentes aos instantes do destacamento da gota, e foi possível, através de cálculos que relacionam a velocidade de alimentação e diâmetro do arame-eletrodo e volume da esfera, estimar o diâmetro médio das gotas bem como a razão do diâmetro das mesmas em função do diâmetro do arame-eletrodo. Como limiar de tensão, considerou-se 36,5 V, logo, o sistema realizou a

contagem do número de picos de tensão que ultrapassaram este valor. Na Figura 60 é possível visualizar um exemplo.

Figura 60 – Exemplo de leitura dos picos de tensão utilizando o limiar (em vermelho) ajustado em 36,5 V. As setas indicam os pontos de leitura de pico de tensão de arco



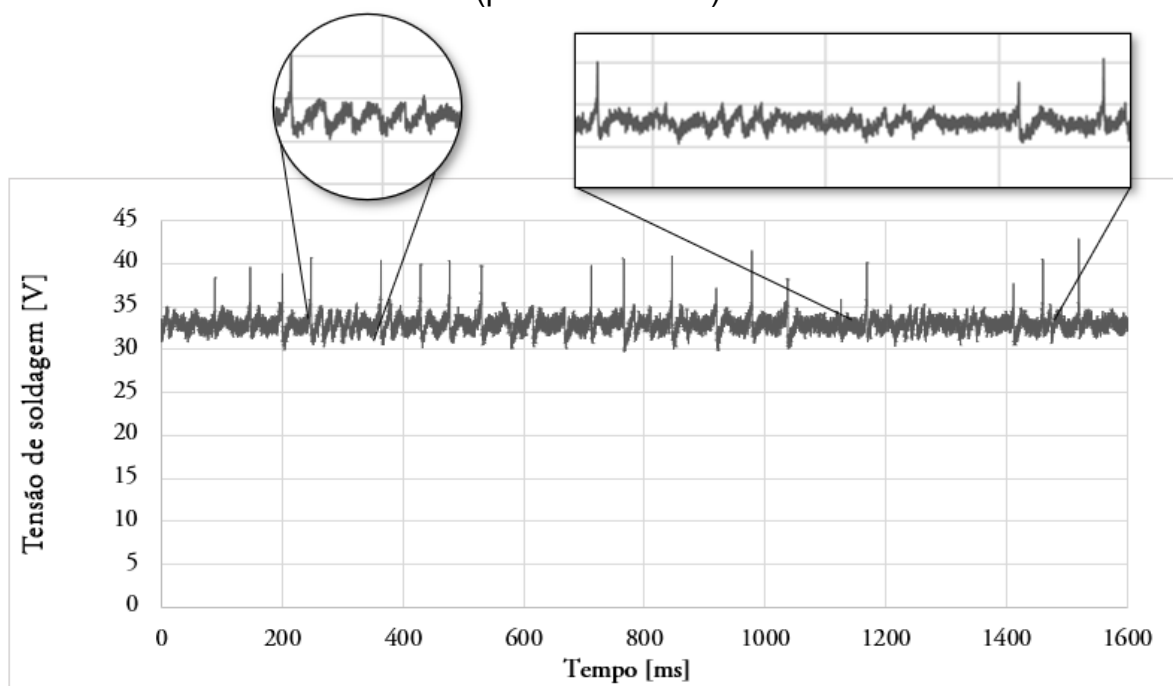
Fonte: Elaborado pela autora

Através dessa análise, obteve-se o tamanho médio das gotas, contudo, para a condição de corrente de indução de 60 A, acredita-se que a medida não representa o real comportamento. Isto porque, devido essa condição apresentar pouca redução da corrente média de soldagem, a transferência metálica possivelmente oscilou entre um goticular tipo *streaming* e *drop spray*, uma vez que a condição de referência já se encontra próximo a região de transição. Com a metodologia de medição do número de picos de tensão, só é possível mensurar gotas de maior volume e, que, ao se destacarem, resultam em um aumento instantâneo significativo do comprimento de arco. Entretanto, foi possível aferir o tamanho estimado das gotas para os ensaios nos quais se empregou 90, 120 e 150 A de corrente de indução, a saber, 2,51, 2,65 e 2,72 mm de diâmetro respectivamente. Estes valores representam gotas de diâmetro 109, 121 e 127% maiores que o diâmetro do próprio arame-eletrodo empregado. Contudo, com base nos oscilogramas apresentados na Figura 9, de Zhu e Simpson [23], é possível notar regiões com características semelhantes, indicando a formação de



gotas menores, como destacado na Figura 61. Por essa razão, não é possível inferir no tamanho das gotas apenas com a metodologia empregada, é necessário um estudo mais aprofundado através de ferramentas que permitam o registro visual da transferência metálica. No entanto, a hipótese levantada por Ni e Gao (2013), de que o aquecimento adicional do arame-eletrodo permite a ampliação da faixa operacional do modo de transferência presente na transição goticular-globular, concorda com os resultados apresentados, ainda que em nenhum ensaio foi possível obter uma transferência metálica puramente do tipo *drop spray*.

Figura 61 – Destaque das regiões em que ocorre a transferência de gotas do tipo *drop spray* juntamente com a formação e destacamento de gotas de maior volume (picos de tensão)

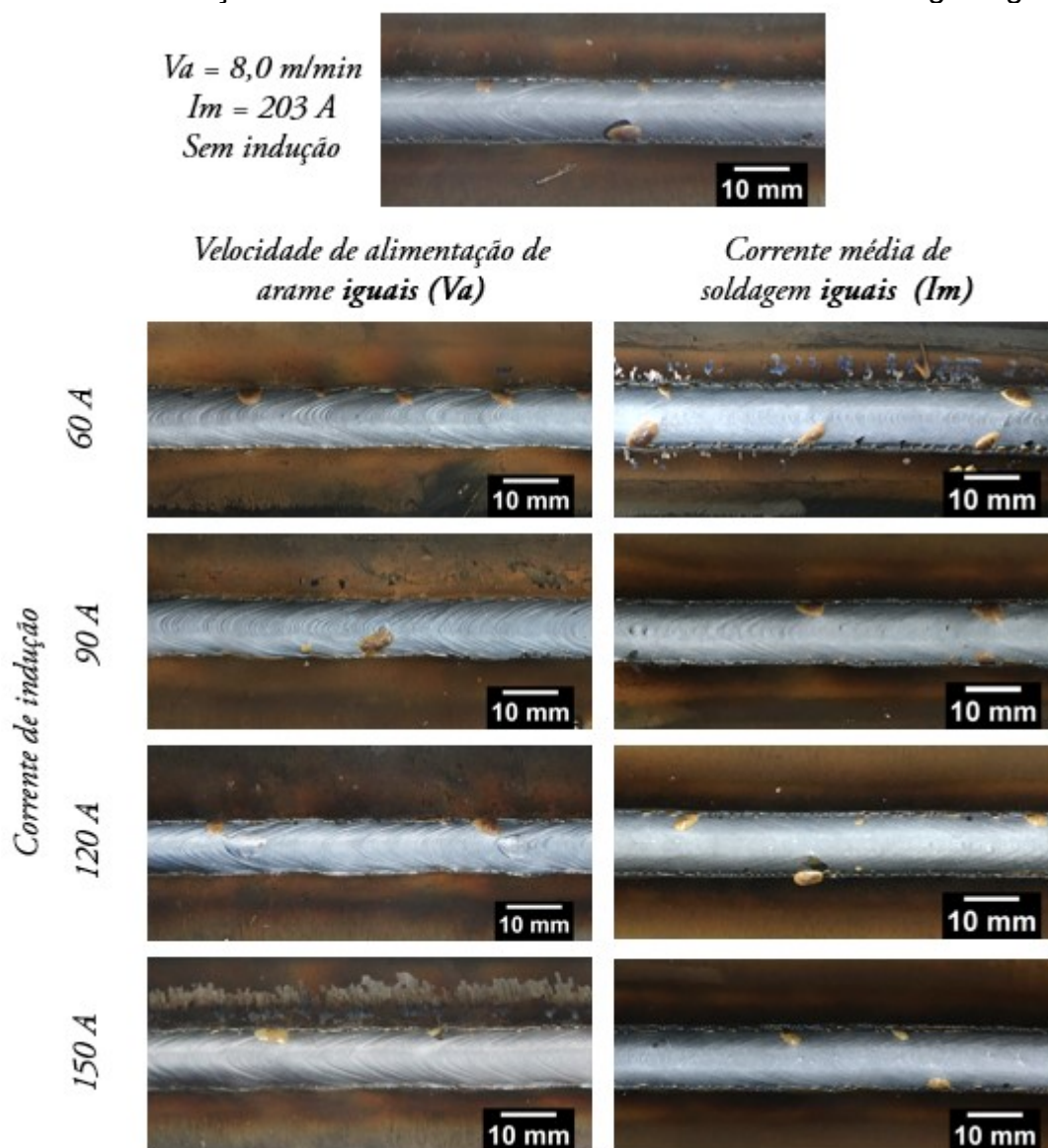


Fonte: Elaborado pela autora

Na Figura 62 são apresentados os cordões de solda realizados com o modo de transferência goticular. São apresentados, também, o segundo conjunto de ensaios, nos quais aumentou-se a velocidade de alimentação de arame, com o intuito de quantificar o aumento da taxa de fusão ao introduzir o aquecimento por indução eletromagnética no processo GMAW. Neste conjunto, o objetivo foi obter cordões de

solda de mesma corrente média de soldagem, tendo como referência o ensaio realizado sem indução, ou seja, com o processo convencional.

Figura 62 – Aspecto superficial dos cordões de solda realizados com o modo de transferência goticular ao empregar o aquecimento indutivo em condições de mesma velocidade de alimentação de arame e buscando corrente média de soldagem iguais

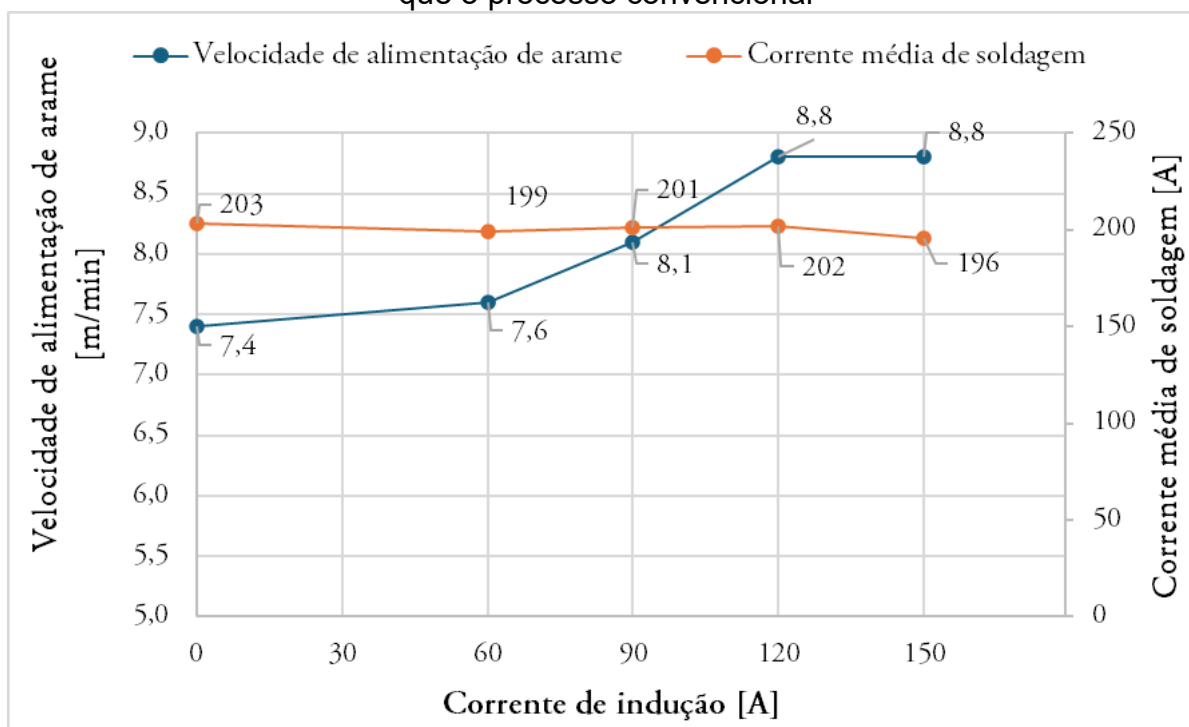


Fonte: Elaborado pela autora

Com o suporte do sistema de aquisição de dados SAP, foi viabilizada a medição da velocidade de alimentação do arame real, conforme apresentado na Figura 63. Para as correntes de indução analisadas, a saber, 60, 90, 120 e 150 A,

observou-se acréscimos na velocidade de alimentação do arame de 3, 10, 19 e 19%, respectivamente. Verifica-se que, com uma corrente de indução de 150 A, resultando em uma corrente média de soldagem de 196 A, poderiam ser alcançados incrementos de até 0,2 m/min, dado que a corrente média de soldagem dos ensaios de referência foi 7 A superior. Todavia, os experimentos realizados apontam que a técnica possui potencial para elevar a capacidade de fusão, permitindo a operação com maiores velocidades de alimentação do arame sem comprometer o aporte energético à peça. Logo, com a introdução da técnica IHW-GMAW espera-se aumentar as velocidades de alimentação do arame, consequentemente aumentando a taxa de deposição e, por conseguinte, a produtividade. Contudo, este estudo também evidenciou as limitações da técnica aplicada ao processo GMAW nesta condição operacional que, ao operar com velocidades de alimentação do arame elevadas, reduz o tempo para a ação do aquecimento.

Figura 63 – Velocidade de alimentação de arame medida e corrente média de soldagem medida nos ensaios que buscaram mesma corrente média de soldagem que o processo convencional



Fonte: Elaborado pela autora

### 4.3.3 Considerações

Em termos tecnológicos, a tocha de soldagem IHW-GMAW desenvolvida, assim como a bobina de indução, demonstrou capacidade para suportar os ensaios conduzidos neste estudo, tanto no modo de transferência metálica por curto-circuito, com seus respingos característicos, quanto no modo de transferência goticular, com sua alta energia de soldagem. No entanto, é importante destacar que, para operações contínuas, é crucial dar atenção especial ao sistema de arrefecimento da bobina de indução. No presente trabalho, o sistema de arrefecimento, utilizando um radiador como elemento dissipador, não foi capaz de efetuar a troca de calor de maneira adequada, resultando em um aumento significativo da temperatura do reservatório de água após cada ensaio.

Quanto à capacidade de aumento da taxa de fusão, os resultados revelaram que o processo IHW-GMAW foi mais eficaz em comparação com o processo IHW-SAW. Sob as condições operacionais avaliadas, com uma velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min e uma corrente de indução de 150 A, observou-se uma redução de 37% na corrente média de soldagem no processo GMAW. No caso da técnica IHW-SAW, com velocidade de alimentação de arame de 3,0 m/min, a redução na corrente média de soldagem foi de aproximadamente 30% ao empregar a mesma corrente de indução. Alterações mais expressiva também foram observadas na morfologia dos depósitos. Isso é evidenciado pelos cordões de solda com índices de diluição baixos (2 e 4%), redução de 75% da penetração e pela possibilidade de aumentos de até 19% na taxa de fusão utilizando a mesma corrente média de soldagem que no processo convencional.

Diante dos resultados acerca das alterações morfológicas dos depósitos, vislumbra-se potencial na aplicação da técnica desenvolvida, também, em aplicações de manufatura aditiva por deposição a arco (MADA) tendo em vista os baixos índices de diluição obtidos. Através do ajuste externo, ou seja, da corrente de indução, tem-se um processo que permite o controle da diluição dos depósitos. Deste modo, acredita-se que é possível o ajuste da diluição *online*, de forma a compensar as variações do processo diante do aquecimento da peça de trabalho inerente à soldagem. Ainda, durante a construção camada por camada, é possível o aumento

gradativo da corrente de indução e, com isso, redução do aporte de calor a peça devido a redução da corrente média de soldagem, a fim de compensar as alterações da taxa de resfriamento da peça em função da geometria de construção. Ainda considerando os benefícios observados nas características dos depósitos e a capacidade de controle da diluição proporcionada pela técnica IHW-GMAW, sua aplicação em revestimento por soldagem mostra-se promissora. Ao ajustar a corrente de indução, é viável manter baixos índices de diluição, algo essencial em aplicações que de revestimento, que busca manter as características do material depositado ao minimizar a mistura com o material de base.

## 5 CONCLUSÕES

O presente estudo se dedicou à investigação e implementação de técnicas inéditas que abrangem o aquecimento por indução eletromagnética do arame-eletrodo após o bico de contato, ao longo do *stickout*, nos processos SAW e GMAW. Para tal fim, foram desenvolvidas tochas de soldagem SAW e GMAW, projetadas como protótipos para integrar o aquecimento por indução eletromagnética de forma simultânea ao aquecimento convencional por efeito Joule, resultante da passagem da corrente de soldagem. Com a infraestrutura adequada, foram conduzidos ensaios de soldagem para avaliar os efeitos da corrente e frequência de indução eletromagnética na corrente média de soldagem, na ampliação da taxa de fusão e na morfologia dos cordões de solda. Os resultados alcançados proporcionam uma compreensão valiosa sobre a viabilidade, eficácia e potencial desta abordagem inovadora. Com base nisso, nas condições operacionais avaliadas, é possível concluir que:

- O dispositivo desentortador de arames desenvolvido foi capaz de promover o endireitamento de arames em diversas velocidades de alimentação. Nas velocidades de alimentação de arame de 1, 2 e 3 m/min, o dispositivo foi capaz de eliminar totalmente a curvatura do arame. Já com velocidade de alimentação de 4 m/min, o raio de curvatura foi de 670 mm em contrapartida ao raio de 227 mm do arame original, indicando uma expressiva redução da curvatura;
- O emprego do desentortador não alterou a estabilidade do processo, contudo, provocou alterações consideráveis. Ao empregar frequência e corrente de indução de 40 kHz e 100 A, respectivamente, o emprego do desentortador resultou em reduções da corrente média de soldagem de até 25% em relação ao processo convencional SAW, ainda que este não tenha sido o objetivo do seu emprego;
- Identificou-se a necessidade de aprimoramento do dispositivo desentortador de arame a fim de evitar aquecimento residual do arame e modificações que podem ser indesejáveis no processo de soldagem a exemplo da redução da corrente média de soldagem;
- Diante dos resultados obtidos nos ensaios de soldagem empregando o desentortador de arame, o emprego do aquecimento IHW anterior ao bico de

contato é uma técnica potencial, ainda que apresente desafios característicos e próprios do posicionamento;

- Com o emprego da técnica IHW, mantendo os parâmetros de soldagem fixos, foi possível obter reduções na corrente média de soldagem de até 30 e 37% em relação ao processo convencional, respectivamente, para os processos SAW e GMAW;
- Com relação a avaliação das diferentes frequências e correntes de indução na aplicação da técnica IHW-SAW, a corrente de indução produz um efeito mais pronunciado sobre a redução da corrente média de soldagem do que a frequência de indução, contudo, os resultados apontam maior eficiência de aquecimento ao empregar frequências mais elevadas (125 e 180 kHz);
- Diante dos ensaios de soldagem realizados, acredita-se que o arame-eletrodo se encontra a uma temperatura inferior à temperatura Curie quando no interior da bobina de indução, e a limitação do aquecimento se deve à velocidade de alimentação de arame empregada, que afeta diretamente o tempo disponível para o aquecimento;
- Em relação aos aspectos morfológicos, ao aplicar a técnica IHW-SAW, obteve-se uma redução da penetração de até 60% e a diluição atingiu o valor de 24% frente aos 38% do processo convencional;
- Ao promover o aquecimento por indução eletromagnética do arame-eletrodo no processo GMAW no modo de transferência metálica por curto-circuito, alterou-se a frequência de curto-circuito, aumentando o período de transferência e, com isso, formando gotas de maior diâmetro;
- A frequência da transferência metálica mediante o emprego da técnica IHW-GMAW no modo de transferência por curto-circuito pode ser corrigida com o ajuste da tensão de arco e com isso, foi possível obter cordões de solda uniformes;
- Em relação aos aspectos morfológicos, ao aplicar a técnica IHW-GMAW, obteve-se uma redução da penetração de até 75% em relação ao processo convencional. Quanto ao efeito sobre a diluição, esta reduziu de 19% para 2% ao empregar corrente de indução de 150 A;
- Ao empregar o modo de transferência metálica goticular no processo GMAW, o emprego da técnica IHW foi capaz de reduzir em 12% a corrente média de

soldagem e, ao aumentar a velocidade de alimentação de arame em 19% de modo a obter a mesma corrente média de soldagem do processo convencional.



## 6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

O presente trabalho deu continuidade ao trabalho anterior da autora focado no desenvolvimento de processos híbridos que combinam o aquecimento por indução eletromagnética e processos de soldagem de eletrodos consumíveis. Diante dos resultados obtidos no trabalho, vislumbra-se potencial de novos estudos e desenvolvimentos, conforme segue:

- Avaliar a eficácia do dispositivo desentortador para diferentes diâmetros de arame;
- Desenvolver um sistema de resfriamento do arame que reduza os efeitos do calor residual do arame (após passar pelo desentortador) sobre o processo de soldagem;
- Avaliar o emprego de frequências de indução mais elevadas para o aquecimento do arame no dispositivo desentortador;
- Realizar ensaios com o emprego do aquecimento por indução do arame-eletrodo anterior ao bico de contato;
- Avaliar a técnica IHW-SAW quanto ao aumento da velocidade de alimentação de arame (e, portanto, a taxa de fusão do arame) quando a corrente média de soldagem se iguala ao valor obtido com o processo convencional;
- Realizar ensaios de soldagem com outras configurações de bobina de indução para a técnicas IHW-SAW e IHW-GMAW. Por exemplo, bobinas de indução de uma única camada;
- Investigar o efeito da modulação de diferentes frequências de indução ao empregar uma única bobina de indução buscando mitigar os problemas de cancelamento das correntes induzidas;
- Empregar filmagens de alta velocidade sincronizadas com a aquisição de dados de soldagem a fim de caracterizar a transferência metálica do processo GMAW ao aplicar a técnica IHW;
- Expandir o emprego da técnica IHW para outros processos de eletrodos consumíveis, como por exemplo, o processo arame tubular (FCAW);

- Simular o gradiente de temperatura do arame-eletrodo ao longo do comprimento do *stickout* para o processo SAW, a fim de fundamentar a escolha da frequência de indução de operação.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AMERICAN WELDING SOCIETY (AWS). **AWS A5.17/A5.17M:2019** - Specification for Carbon Steel Electrodes and Fluxes for Submerged Arc Welding. Miami: AWS, 2019.

ALI, Y.; GUENTHER, K.; BURT, A.; BERGMANN, J. P. Laser-assisted GMAW hardfacing. **Welding Journal**, v. 94, n. 12, p. 367s-373s, 2015.

BAI, X.; ZHANG, H.; WANG, G. Modeling of the moving induction heating used as secondary heat source in weld-based additive manufacturing. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 77, p. 717–727, 2015.

CHIANG, M. F.; CHEN, C. Induction-assisted laser welding of IN-738 nickel – base superalloy. **Materials Chemistry and Physics Journal**, v. 114, p. 415–419, 2009.

CHOUDHARY, A.; KUMAR, M.; UNUNE, D. R. Parametric modeling and optimization of novel water-cooled advanced submerged arc welding process. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 97, n. 1–4, p. 927–938, 2018.

CIGWELD. **WELDSKILL 250A MIG TORCH**. Disponível em: <<https://www.cigweld.com.au/product/weldskill-250a-mig-torch-3-6m-1-2mm-wire-250a60-tweco-4/>>. Acesso em: 17 de maio de 2022.

COELHO, R. S.; CORPAS, M.; MORETO, J. A.; JAHN, A.; STANDFUSS, J.; KAYSSER-PYZALLA, A.; PINTO, H. Induction-assisted laser beam welding of a thermomechanically rolled HSLA S500MC steel: A microstructure and residual stress assessment. **Materials Science and Engineering: A**, v. 578, p. 125-133, 2013.

DAVIES, E. J.; SIMPSON, P. G. **Induction Heating Handbook**. McGraw-Hill, 1979 July, p. 508–515, 1979.

DUTRA, M. K.; PEREIRA, M.; LAVAQUI, F. A. F.; FARIA, T. C. Concepção, Implementação e Avaliação do Sistema de Alimentação de Arame com Aquecimento por Indução Aplicado ao L-DED. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 12., 2023, Brasília. **Anais do 12º CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**. Brasília: ABCM, 2023.

ESAB. **Submerged arc welding head A2S Mini Master**. Disponível em: <<https://www.directindustry.com/prod/esab/product-18224-981863.html>>. Acesso em: 15 de novembro de 2021.

EVERLAST. **24 Series MIG GUN**. Disponível em: <<https://www.everlastgenerators.com/product/24-series-mig-gun-15ft-5m-cable>>. Acesso em: 17 de maio de 2022.

FAN, C.; LIAN, Y.; YANG, C.; ZHU, Y. High frequency induction hot wire TIG welding of aluminum alloy (Resumo). **Transactions of China Welding Institution**, v. 7, 2006.

HAN, Y.; YU, E.; ZHANG, H.; HUANG, D. Numerical analysis on the medium-frequency induction heat treatment of welded pipe. **Applied Thermal Engineering**, v. 51, n. 1–2, p. 212–217, 2013.

HASCOËT, J. Y.; PARROT, J.; MOGNOL, P.; WILLMANN, E. Induction heating in a wire additive manufacturing approach. **Welding in the World**, v. 62, p. 249–257, 2018.

HE, H.; LIN, S.; CHEN, Z.; FAN, C.; YANG, C. TIG welding-brazing joint of aluminum to stainless steel with hot wire. **China Welding**, v. 22, n. September, p. 25–30, 2013.

HOBART. **Gun replacement**. Disponível em: <<https://www.hobartwelders.com/accessories/mig-welding-accessories/mig-guns/200-250-a-mig-guns/hr200-030035-gun-replacement-15-ft-284973>>. Acesso em: 17 de maio de 2022.

IATCHEVA, I.; GIGOV, G.; KUNOV, G.; STANCHEVA, R. Analysis of induction heating system for high frequency welding. **Electronics and Energetics**, v. 25, n. 3, p. 183–191, 2012.

IORDACHESCU, D.; QUINTINO, L. Short communication Steps toward a new classification of metal transfer in gas metal arc welding. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 202, p. 391–397, 2008.

IMC Soldagens. **Reservatório para Arco Submerso**. Disponível em: <<https://www.imc-soldagem.com.br/pt-br/acessorios/reservatorio-para-arco-submerso>>. Acesso em: 18 de novembro de 2021.

KEMPPPI. Flexlite GC, **A reliable entry level mig gun for all welders**. Disponível em: <<https://www.kemppi.com/en-US/offering/family/flexlite-gc/pdf/>>. Acesso em: 17 de maio de 2022.

LESNEWICH, A. Control of Melting Rate and Metal Transfer in Gas-shielded Metal-Arc Welding - Part I. **Welding journal**, n. August, p. 343–353, 1958.

LI, Y.; WU, S.; WANG, J.; WANG, H.; KONG, W.; CHENG, F. Microstructure homogeneity and strength-toughness balance in submerged arc additive manufactured Mn-Ni-Mo high-strength steel by unique intrinsic heat treatment. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 307, p. 117682, 2022.

LI, Y.; WU, S.; LI, H.; DONG, Y.; CHENG, F. Submerged arc additive manufacturing (SAAM) of low-carbon steel: Effect of in-situ intrinsic heat treatment (IHT) on microstructure and mechanical properties. **Additive Manufacturing**, v. 46, p. 102124, 2021.

LINCOLN. **Lincoln LGS2 260G mig torch 3MTR air cooled**. Disponível em: <<https://www.lincolnwelding.co.uk/lincoln-lgs2-250g-mig-torch-3mtr-air-cooled>>. Acesso em: 17 de maio de 2022.

LINCOLN. **Submerged Arc Torches**. Disponível em: <<https://www.lincolnelectric.com/en/Products/k148a>>. Acesso em: 15 de novembro de 2021.

MARQUES, P. V.; MODENESI, P. J. Algumas equações úteis em soldagem. **Soldagem e Inspeção**, v. 19, n. 1, p. 91–101, 2014.

MILLER. **MIG gun**. Disponível em: <<https://www.millerwelds.com/accessories/mig-welding-accessories/mig-guns/100-150-a-mig-guns/mig-gun-150-amp-m00303>>. Acesso em: 17 de maio de 2022.

MILLER. **Submerged Arc Torches**. Disponível em: <<https://www.millerwelds.com/accessories/submerged-arc-accessories/submerged-arc-torches>>. Acesso em: 18 de novembro de 2021.

NEUMEYER, J.; NACKE, B. Induction assisted hybrid-welding processes to join heavy-walled steel components. **Applied Mechanics and Materials**, v. 698, p. 231–236, 2015.

NI, J.; GAO, H. Effect of the wire temperature on the weld formation in GMAW. **Advanced Materials Research**, v. 652–654, p. 2289–2292, 2013a.

NI, J.; GAO, H. Influence of preheated wire on GMAW process. **Advanced Materials Research**, v. 668, p. 538–542, 2013b.

O'BRIEN, R. L. (ed.) Welding Processes. In: **Welding Handbook**. 8th ed. Miami: American Welding Society, 1991. 955 p.

OM, H.; PANDEY, S. Establishing Relationship between ASAW Parameters and Welding Voltage during Surfacing. **International Journal of Advanced Mechanical Engineering**, v. 4, n. 6, p. 601–609, 2014.

OXIMIG. **Tocha ARCO SUBMERSO**. Disponível em: <<https://www.oximig.com.br/verproduto.php?id=46>>. Acesso em: 18 de novembro de 2021.

RODE, A. C. **Desenvolvimento e avaliação da soldagem a arco submerso com tecimento transversal**. 2020. 98 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia e Ciências Mecânicas) – Programa de Pós-graduação em Engenharia e Ciências Mecânicas, Universidade Federal de Santa Catarina, Joinville, 2020.

ROZENFELD, H.; FORCELLINI, F.A.; AMARAL, D.C.; TOLEDO, J.C.; SILVA, S. L.; ALLIPRANDINI, D.H.; SCALICE, R. K. **Gestão de Desenvolvimento de Produtos: uma Referência para a Melhoria de Processo**, São Paulo: Ed. Saraiva, 2006.

RUDNEV, V.; LOVELESS, D.; COOK, R. L. **Handbook of Induction Heating**. 2nd ed. CRC press, 2017.

SCOTTI, A.; PONOMAREV, V. **Soldagem MIG/MAG**: melhor entendimento, melhor desempenho. São Paulo: Artliber, 2008.

SCOTTI, F. M.; PUDENZ, M.; PERRIN, S.; SIEWERT, E.; BERGMANN, J. P. Heat input control in horizontal lap joint welding through active wire preheating in GMAW-P. **Welding in the World**, v. 68, n. 4, p. 893-904, 2024.

SIMION, P.; DIA, V.; ISTRATE, B.; MUNTEANU, C. Research regarding the Development of Manufacturing of High Frequency Induction Electrical Welded Pipes from Micro-alloy Steel with Good Weldability and Toughness. **Advanced Materials Research**, v. 1036, p. 464-469, 2014.

SHAHI, A. S.; PANDEY, S. Welding current prediction in GMAW and UGMAW processes using response surface methodology. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 11, n. 3, p. 341–346, 2006.

SHAHI, A. S.; PANDEY, S. Effect of auxiliary preheating of the filler wire on quality of gas metal arc stainless steel claddings. **Journal of Materials Engineering and Performance**, v. 17, n. 1, p. 30–36, 2008a.

SHAHI, A. S.; PANDEY, S. Modelling of the effects of welding conditions on dilution of stainless steel claddings produced by gas metal arc welding procedures. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 196, p. 339–344, 2008b.

SHAHI, A. S.; PANDEY, S.; GILL, J. S. Effect of auxiliary preheating of filler wire on dilution in gas metal arc stainless steel surfacing using RSM. **Surface Engineering**, v. 23, 2007.

SHUKLA, D. K.; PANDEY, S. Dilution control by advanced submerged arc welding. **Advanced Materials Research**, v. 488–489, p. 1737–1741, 2012.

STANSEL, N. R. Induction Heating - Selection of Frequency. **Electrical Engineering**, v. 63, n. 10, p. 755–759, 1944.

STOL, I. Development of an advanced gas metal arc welding process. **Welding Journal** (Miami, Fla), v. 68, n. 8, 1989.

SUMIG, **Como escolher a tocha mig/mag correta para sua aplicação**, 2019. Disponível em: <<https://www.sumig.com/pt/blog/post/como-escolher-a-tocha-mig-mag-correta-para-sua-aplicacao-parte-2>>. Acesso em: 10 de maio de 2022.

SUN, R.; SHI, Y.; WANG, X.; GUO, Y.; ZHOU, X. Investigation of laser assisted ultra-high frequency induction deposition method: Processes, fluid flow, and microstructure characteristic. **Journal of Materials Research Technology**, v. 9, n. 3, p. 2773–2792, 2020.

VECTOR. **MIG/MAG Welding torch MB-15 AK**. Disponível em: <https://www.vector->

welding.com/MIG-MAG-welding-torch-Euro-Central-Connector-3m/4m-MB-15-AK. Acesso em 17 de maio de 2022.

VEGA, E. J.; CABEZAS, M. G.; MUÑOZ-SÁNCHEZ, B. N.; MONTANERO, J. M.; GAÑÁN-CALVO, A. M. A novel technique to produce metallic microdrops for additive manufacturing. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 70, p. 1395–1402, 2014.

VOIGT, A. L. **Desenvolvimento e Avaliação de Método de Aquecimento por Indução do Arame para o Processo de Soldagem TIG “Hot Wire”** 2019. 82 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Joinville, 2019.

VOIGT, A. L.; CUNHA, T. V. D.; NIÑO, C. E. Conception, implementation and evaluation of induction wire heating system applied to hot wire GTAW (IHW-GTAW). **Journal of Materials Processing Technology**, v. 281, 2020.

ZINN, S.; SEMIATIN, S. L. **Elements of Induction Heating - Design, Control, and Applications**. ASM International, 1988.

ZHU, P.; SIMPSON, S. Voltage change in the GMAW process due to the influence of a droplet travelling in the arc. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 10, n. 2, p. 244-251, 2005.

WILL, Jonathan A.; ZWAYER, Jake. **Systems, methods, and apparatus to reduce cast in a welding wire**. Titular: Illinois Tool Works Inc. US11020813B2. Depósito: 13 set. 2017. Concessão: 01 jun. 2021.

## APÊNDICE A – PROJETO E DESENVOLVIMENTO DO DISPOSITIVO DESENTORTADOR DE ARAME E TOCHAS DO SOLDAGEM IHW-SAW E IHW- GMAW

As diferentes abordagens descritas na literatura podem ser divididas, para ambos os processos GMAW e SAW, quanto ao posicionamento relativo do aquecimento adicional do arame-eletrodo em relação ao aquecimento intrínseco ao processo de soldagem, que ocorre no comprimento livre do eletrodo – *stickout* (Figura 3). A técnica de aquecimento por indução eletromagnética permite o aquecimento nas duas configurações, antes e após o bico de contato. Contudo, cada uma delas apresenta desafios e limitações.

Ao posicionar a bobina de indução em local anterior ao bico de contato, e, portanto, na configuração da Figura 3 (a), o arame-eletrodo estará sujeito apenas ao aquecimento indutivo. A priori, não se teria nessa configuração limitação quanto ao comprimento da bobina e, conseqüentemente, quanto ao número de espiras. Ademais, nessa configuração, a bobina de indução estaria protegida da radiação do arco e da degradação em razão desta. Contudo, ao posicionar a bobina de indução antes do bico de contato, se faz necessário uma adequação da tocha de soldagem visando inserir a bobina de indução no seu conjunto. Possivelmente, a bobina de indução poderá promover o aquecimento de partes metálicas da tocha de soldagem que estejam próximas à mesma. Outro fator de atenção ao posicionar a bobina de indução antes do bico de contato diz respeito ao aquecimento do bico de contato. Este aquecimento, se excessivo, pode ocasionar o desgaste desse componente, prejudicando o contato elétrico com o arame-eletrodo. Além disso, podem ocorrer problemas de alimentação e entupimento, decorrentes, por exemplo, de uma perda de rigidez devido às elevadas temperaturas do arame-eletrodo ou à dilatação térmica do arame-eletrodo.

Por outro lado, diversas são as vantagens da configuração em que a bobina de indução é posicionada após o bico de contato, configuração apresentada na Figura 3(b). Destaca-se as menores perdas de calor e, quanto ao bico de contato, o mesmo não sofrerá problemas de aquecimento excessivo e desgaste, pois irá operar em sua



condição normal de uso. Ao colocar a bobina de indução após o bico de contato, a mesma estará mais próxima ao arco voltaico e, portanto, diminui-se as perdas de calor para seu entorno devido à distância da bobina de indução do arco voltaico. Contudo, devido a essa proximidade do arco voltaico, a bobina de indução poderá sofrer degradação não apenas devido às elevadas temperaturas existentes no arco e suas proximidades, como também estará sujeita a respingos decorrentes do processo. Este posicionamento da bobina também limita o seu comprimento, visto que o mesmo está limitado pelo comprimento do *stickout*. Esta limitação é crítica, sobretudo, no processo GMAW. Quanto ao processo SAW, estudos preliminares realizados no Laboratório de Tecnologia da Soldagem (LTS) da UFSC empregando um arame-eletrodo de 2,4 mm de diâmetro demonstraram a possibilidade de emprego de um comprimento de *stickout* elevado, de 75 mm, sendo este suficiente para promover o aquecimento por indução. Contudo, foi necessário dar atenção à alimentação de fluxo no processo SAW e ao impacto da presença da bobina de indução no mesmo.

Cabe salientar que tanto a dinâmica de aquecimento do arame-eletrodo, quanto a troca e, conseqüente perda de calor, dependem da velocidade de alimentação de arame empregada. Para o caso do processo GMAW, este é um fator crítico, visto que são empregadas velocidades de alimentação de arame relativamente altas. No que tange ao processo SAW, as velocidades de alimentação de arame são relativamente baixas, contudo, o diâmetro do arame-eletrodo é expressivamente maior. Portanto, os desafios se apresentam de formas distintas para os dois processos, GMAW e SAW. Para o processo GMAW se tem interesse em aquecer uma menor bitola de arame-eletrodo em um tempo reduzido, compatível com as maiores velocidades de alimentação de arame. Entretanto, para o processo SAW, é desejável poder aquecer um arame-eletrodo de diâmetro maior, e para isso se dispõe de um tempo superior.

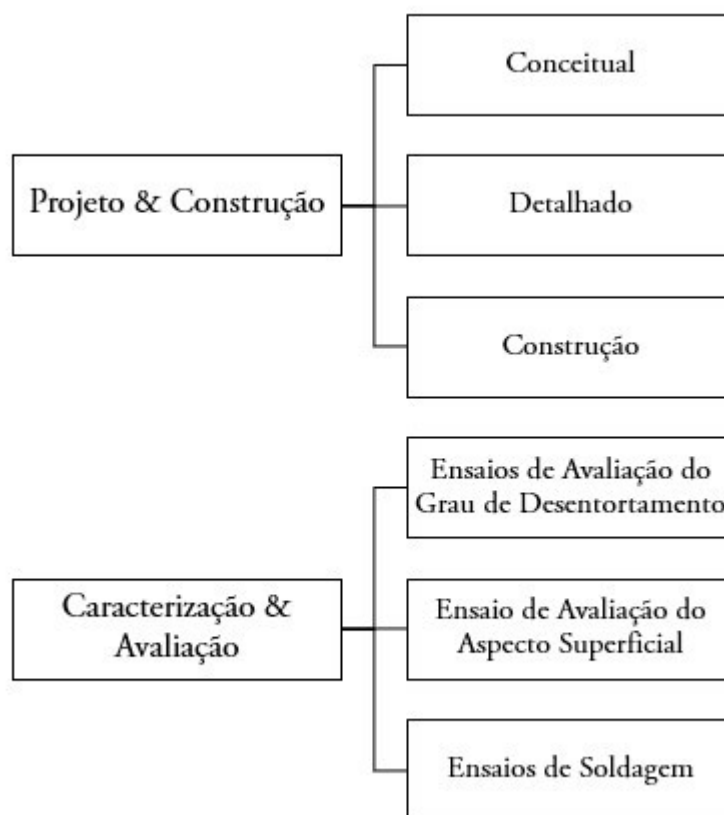
Com base no exposto, o presente trabalho contempla a proposição de técnicas que consistem na aplicação do aquecimento por indução eletromagnética do arame-eletrodo em local posterior ao bico de contato, frente à sua facilidade de aplicação e potencial de aquecimento. Deste modo, o presente trabalho foi estruturado em etapas, cada qual planejada de modo a criar subsídios para as etapas subsequentes. A primeira etapa consistiu no projeto e desenvolvimento de um

dispositivo desentortador de arames baseado no aquecimento por indução eletromagnética. O desenvolvimento do desentortador de arame possibilitou um aprofundamento no efeito das frequências de indução empregadas dado que, através do grau de endireitamento, forneceu subsídios para fazer inferências acerca da eficiência de aquecimento. A segunda etapa envolveu o desenvolvimento de tecnologias a fim de viabilizar o aquecimento do arame-eletrodo por indução eletromagnética nos processos SAW e GMAW. Neste contexto, foram desenvolvidos protótipos funcionais de tochas de soldagem, para ambos os processos, que permitiram a operacionalização dos citados processos aplicando a técnica proposta de forma adequada. Neste desenvolvimento foram contempladas desde questões mais específicas, relacionadas aos materiais empregados e técnicas de fabricação, até questões mais abrangentes, como os aspectos funcionais/ergonômicos dos protótipos.

## 1. METODOLOGIA

Para o desenvolvimento do desentortador de arames e das tochas protótipo foi empregada a metodologia de desenvolvimento de produto apresentada por Rozenfeld *et al.* (2006), que compreendeu os estágios de projeto informacional, conceitual e detalhado, conforme ilustrado na Figura 64. Com o projeto informacional foi possível definir o escopo e levantar os requisitos dos produtos, bem como avaliar tecnologias concorrentes. No projeto conceitual os requisitos foram materializados em soluções através de reuniões de *brainstorm* e a concepção do desentortador e das tochas de soldagem foram propriamente modeladas em software CAD. De posse da modelagem geométrica, o projeto detalhado foi implementado, no qual foram definidos os materiais e processos de fabricação. Por fim, foi realizada a construção de protótipos funcionais bem como os testes experimentais de avaliação e validação.

Figura 64 - Etapas do desenvolvimento das tochas protótipo



Fonte: Elaborado pela autora

## 2. DESENTORTADOR DE ARAME

O presente item trata do projeto e desenvolvimento de um dispositivo para desentortar arames e/ou arames-eletrodos. O conceito do desentortador se baseia em promover o aquecimento do arame/arame-eletrodo por indução eletromagnética com o intuito de diminuir as deformações do arame inerentes ao bobinamento. Alguns problemas associados à alimentação de arame e desgaste excessivo de componentes nos processos de soldagem a arco têm origem na curvatura do arame, resultante das deformações às quais o arame é sujeito durante o bobinamento e armazenagem. Essa curvatura aumenta o atrito entre o arame e a guia (conduíte) e provoca um maior desgaste do bico de contato/direcionadores. Além desses problemas, a curvatura excessiva do arame pode acarretar problemas de direcionamento do arame junto ao

arco voltaico. Logo, quando se julga que estas deformações prejudicam o processo, os módulos desentortadores de arame se apresentam como uma alternativa para reduzir essa curvatura. Em sua maioria, os dispositivos empregam roletes metálicos dispostos de modo a impor deformações no arame no sentido oposto à sua curvatura prévia. São dispositivos mecânicos comumente posicionados entre a bobina de arame e o conjunto tracionador de arame. Logo, ao realizar a tração do arame, o mesmo passa pelos roletes do desentortador, que através do seu posicionamento promovem o endireitamento do arame. Contudo, esses dispositivos tendem a gerar sobrecargas no motor do tracionador de arame, além de maior desgaste dos componentes do conjunto tracionador. Dependendo da disposição dos roletes, estes só realizam o endireitamento do arame em um sentido, sendo necessário o correto posicionamento do desentortador de arame para o seu efetivo funcionamento.

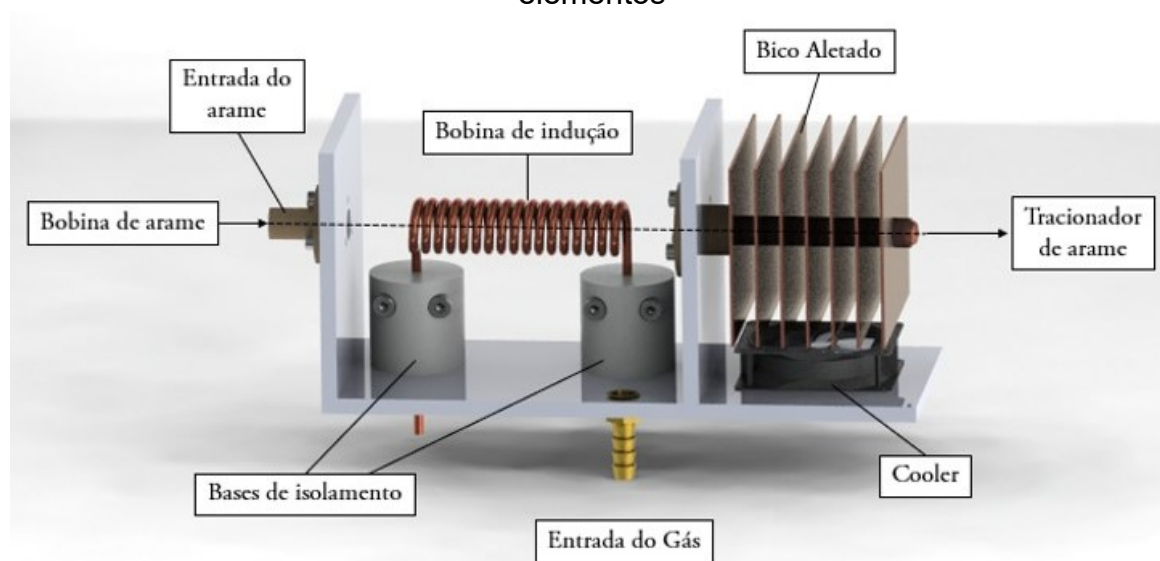
No contexto do presente trabalho, o emprego de um desentortador se faz necessário visto que é importante que o arame não possua uma curvatura excessiva, sobretudo os arames de maiores bitolas empregados no processo SAW, que tendem a possuir um maior valor de *cast*. Isto porque, ao adentrar na bobina de indução pós-bico de contato, o arame-eletrodo pode vir a encostar na bobina devido a sua curvatura e danificar a mesma. Além disso, buscando uma maior eficiência e uniformidade do aquecimento por indução eletromagnética, é importante que o arame esteja concêntrico à bobina, o que não é possível caso o arame esteja demasiadamente curvado. Diante deste cenário, propõe-se o desenvolvimento de um desentortador de arame através do aquecimento seguido de tracionamento do arame. A patente US11020813B2 (Will; Zwyer, 2021) emprega o aquecimento do arame para desentortamento por efeito Joule, contudo o aquecimento é posterior ao tracionador de arame e ocorre ao longo do conduíte que guia o arame do tracionador em direção à tocha de soldagem. Por sua vez, no presente trabalho, propõem-se o emprego do aquecimento do arame por indução eletromagnética anterior ao tracionador de arame.

Além do objetivo de desentortar o arame, o desenvolvimento do dispositivo em questão e a subsequente avaliação do grau de desentortamento mediante diferentes frequências e correntes de indução irá possibilitar inferir na eficiência do aquecimento produzido, uma vez que é complexa a medição da temperatura de um

corpo cilíndrico, de dimensões reduzidas e em movimento. Quando possível obter as temperaturas do arame, estas correspondem às temperaturas superficiais e pouco esclarecem sobre o gradiente de temperaturas ao longo do seu raio, tampouco a temperatura média do arame, uma vez que o aquecimento indutivo se caracteriza pelo aquecimento pronunciado da superfície decorrente do efeito *skin*.

Na Figura 65 é possível visualizar o projeto do dispositivo. Para o aquecimento, portanto, foi empregada a indução eletromagnética, no qual uma bobina de indução foi disposta de modo a circundar o arame. Na sequência, buscando auxiliar no desentortamento, projetou-se um sistema composto por um bico de contato, luva e aletas. Assim, com a passagem pelo arame nesse conjunto (que neste trabalho está sendo denominado “bico aletado”), espera-se que ocorra uma transferência de calor por condução do arame para o bico aletado. Com o resfriamento do arame almeja-se conformar o arame de modo que este permaneça retilíneo após a passagem pelo bico aletado. Um sistema composto por um *cooler* alimentado por uma fonte DC auxiliam nesse resfriamento, gerando um resfriamento forçado através da passagem do ar pelas aletas em maior velocidade. Com isso, espera-se também que o arame chegue a uma temperatura próxima à temperatura ambiente, visando não influenciar demasiado no processo de soldagem. O conceito e arranjo do dispositivo em questão é inédito e foi, inclusive, depositada patente no Instituto Nacional de Propriedade Intelectual (INPI) no dia 21 de outubro de 2022 (BR 10 2022 021405 0).

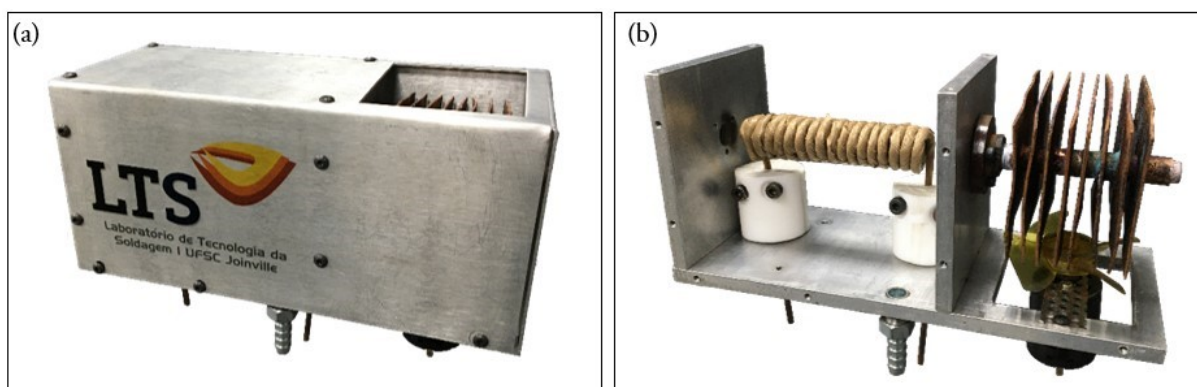
Figura 65 - Projeto do dispositivo desentortador de arames e seus respectivos elementos



Fonte: Elaborado pela autora

De posse do projeto detalhado, foi realizada a fabricação dos componentes e posterior montagem. Conforme o projeto, a bobina de indução foi fixada à chapa inferior do dispositivo através de peças não-metálicas, denominadas bases de isolamento, que, além de permitir o isolamento, permitem o ajuste do posicionamento da bobina. Na chapa base do dispositivo, os orifícios nos quais a bobina está posicionada são grandes o suficiente para impedir que a mesma entre em contato elétrico com a base metálica. Quanto ao bico aletado, as aletas foram brasadas à um tubo e, entre as mesmas e o bico de contato, empregou-se pasta térmica a fim de melhorar a transferência de calor. Em relação ao resfriamento forçado, alterou-se apenas o tipo de ventoinha empregada, utilizando uma hélice acoplada a um motor DC ao invés de um *cooler*, como constava no projeto. Na Figura 66 é possível visualizar o dispositivo construído sem e com capa.

Figura 66 - Desentortador construído (a) com e (b) sem a capa externa



Fonte: Elaborado pela autora

A bobina foi fabricada com uma única camada de espiras, configuração esta que apresentou boa eficiência nos ensaios de Voigt *et al.* (2020). Para ter uma bobina compacta e com boa capacidade de refrigeração, procurou-se tubos de cobre que tivessem ao mesmo tempo pequeno diâmetro externo e pequena espessura de parede, para que o diâmetro interno não fosse pequeno ao ponto de dificultar o fluxo da água de refrigeração. O tubo comercial que foi encontrado com características mais próximas às desejadas foi um com diâmetro interno de 2mm (0,080") e espessura de parede de aproximadamente 0,6mm. Visto que era necessário isolar eletricamente as espiras da bobina de indução entre si, revestiu-se o tubo de cobre com uma fita de PTFE adesiva que, além de ser capaz de resistir a temperatura de aproximadamente 270 °C, é maleável e, assim, permite seu enrolamento no entorno do tubo de cobre. Foi construída uma bobina de 17 espiras, com comprimento aproximado de 80mm e diâmetro interno e externo de 12 e 18 mm, respectivamente. Este diâmetro interno permite a passagem de diferentes diâmetros de arame sem que o mesmo encoste na superfície interna da bobina e venha a danificá-la.

### 3. TOCHAS DE SOLDAGEM IHW-SAW E IHW-GMAW

O presente item aborda o desenvolvimento das tochas de soldagem protótipos.

### 3.1 Tocha de Soldagem IHW-SAW

O projeto da tocha de soldagem IHW-SAW teve início com o desenvolvimento e fabricação da bobina de indução, pois ela desempenha um papel fundamental na aplicação da técnica em questão. No aquecimento combinado, em que a bobina de indução é posicionada ao longo do comprimento do *stickout*, é necessário atentar aos aspectos relacionados à refrigeração, isolamento e fixação da bobina de indução. Tendo em vista o emprego de elevados comprimentos de *stickout*, permitindo consequentemente um maior tempo de aquecimento, foram realizados experimentos para determinar a distância máxima possível entre o bico de contato e peça de trabalho (DBCP). Estudos preliminares realizados no LTS empregando um arame-eletrodo de 2,4 mm de diâmetro demonstraram a possibilidade de emprego de um *stickout* de 75 mm (Rode, 2020). Para ter uma bobina compacta e com boa capacidade de refrigeração, empregou-se tubos capilares de cobre, de diâmetro externo de 3,2 mm e interno de 2,0 mm. Este é o maior tubo capilar comercial e, ao mesmo tempo que o pequeno diâmetro externo não limita excessivamente o número de espiras, o diâmetro interno não é pequeno ao ponto de dificultar o fluxo da água de refrigeração. Quanto aos aspectos de construção, foi empregada uma metodologia semelhante à desenvolvida no trabalho de Voigt *et al.* (2020). Nesta metodologia, o tubo de cobre é previamente aquecido ao conectá-lo numa fonte de soldagem no modo corrente constante, com corrente elétrica de 250A por aproximadamente 10 segundos. Em seguida, é inserida água no tubo com auxílio de uma unidade de refrigeração e, após, são fechadas suas extremidades. Diferentemente do empregado por Voigt *et al.* (2020), como revestimento isolante empregou-se um tubo de fibra de vidro maleável capaz de suportar até 600° C. Por fim, empregando um tarugo metálico do diâmetro interno desejável para a bobina, enrolou-se a mesma no entorno deste.

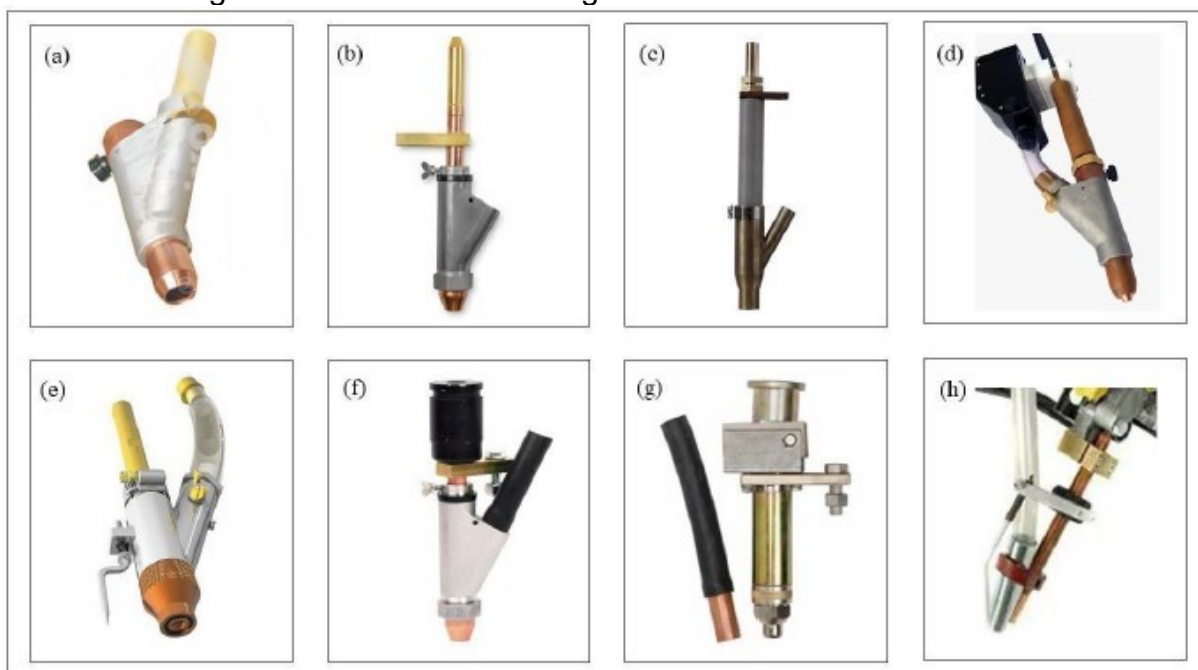
Conhecendo o diâmetro do arame-eletrodo que será utilizado no processo SAW, a saber, 2,4 mm, determinou-se o diâmetro interno da bobina de 7,5 mm. Desta forma, a bobina não fica demasiado distante e, ao mesmo tempo, não fica próxima a ponto de o arame-eletrodo encostar na bobina e causar um curto-circuito. Considerando a fabricação de uma bobina de duas camadas, o diâmetro externo da bobina resultante será de aproximadamente 21 mm. De posse da bobina de indução



desenvolvida, foi concebido o primeiro protótipo de tocha de soldagem. No que tange aos requisitos respectivos ao processo SAW, o posicionamento da bobina de indução dificulta o escoamento do fluxo de soldagem ao empregar a alimentação concêntrica ao bico de contato. Contudo, esse problema pode ser contornado ao realizar a alimentação do fluxo de forma lateral e independente da tocha. Portanto, foi realizado o projeto e construção de um protótipo de tocha de arco submerso (SAW-IHW) que contempla a fixação da bobina de indução e a alimentação externa de fluxo. Ademais, visando melhorar o direcionamento do arame-eletrodo e o seu posicionamento no interior da bobina, foi integrado à bancada de ensaios o dispositivo desentortador de arames desenvolvido.

Tendo em vista que o objetivo da aplicação da técnica é o aquecimento do arame-eletrodo após o bico de contato, esta é uma premissa importante do projeto da tocha IHW-SAW. Diante dessa premissa, realizou-se um levantamento dos requisitos de projeto, considerando as particularidades do processo. No caso do processo SAW, é necessário direcionar o arame-eletrodo, proteger a bobina de indução do arco voltaico e garantir a alimentação do fluxo de soldagem na presença da bobina de indução. Foi necessário, também, fixar a bobina de indução ao corpo da tocha. Além do levantamento dos requisitos do projeto, no projeto informacional também foram analisadas tochas de soldagem de diferentes fabricantes, com o intuito de orientar e auxiliar na busca de soluções para as funcionalidades necessárias. Na Figura 67 são apresentadas alguns dos modelos comerciais encontrados.

Figura 67 - Tochas de soldagem Arco Submerso comerciais



Fonte: Adaptado de (a) Oximig (2021), (b) Miller Welds (2021), (c) Miller Welds (2021); (d) IMC soldagem (2021); (e) SUMIG (2021); (f), (g) Lincoln electric (2021); (h) ESAB (2021).

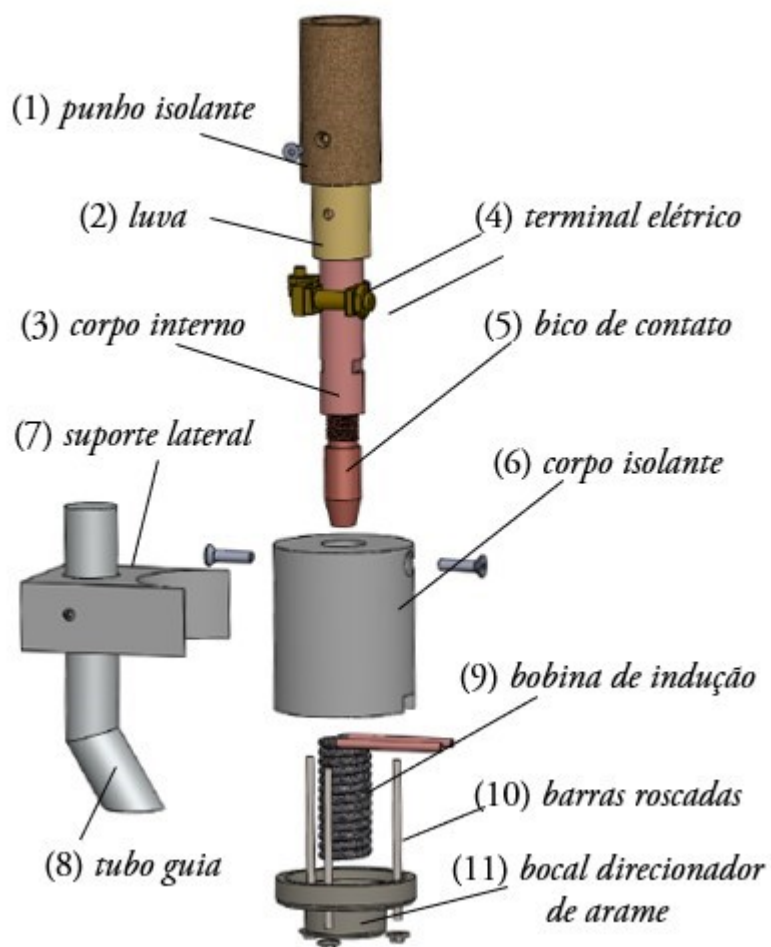
Ao analisar os modelos encontrados é possível concluir que alimentação do fluxo demanda de um direcionador que pode ser fixado na tocha de forma concêntrica à alimentação do arame-eletrodo ou de forma lateral. Uma disposição concêntrica do alimentador de fluxo dificulta a anexação de outras peças exigidas pelo pré-aquecimento do arame-eletrodo, portanto, a avaliação se deu de maneira que a alimentação lateral do fluxo é a melhor configuração para a presente aplicação. Com base nas informações adquiridas com o projeto informacional, iniciou-se o projeto conceitual. A tocha de soldagem SAW pode ser subdividida de acordo com as funções que as suas partes exercem. Dessa forma, a primeira parte trata da definição das peças básicas que seriam utilizadas para construção da tocha. A segunda parte consiste em adicionar a peça principal do aquecimento indutivo (bobina) e definir as peças adjacentes que garantem seu isolamento elétrico e fixação no conjunto. Por fim, a última parte trata do posicionamento do tubo de alimentação do fluxo no corpo da tocha de soldagem. As soluções encontradas foram resultado de reuniões de *brainstorming* entre os integrantes do Laboratório de Tecnologia da Soldagem.

Na Figura 68 estão resumidas as partes da tocha de soldagem projetada e desenvolvida. Com referência à Figura 68, pode-se observar a bobina de indução eletromagnética (9) posicionada após o bico de contato (5) visando promover o aquecimento do arame-eletrodo ao longo do comprimento livre do eletrodo e, portanto, próximo ao arco voltaico. A bobina de indução eletromagnética é posicionada com o auxílio do corpo isolante (6) e do bocal direcionador de arame (11), os quais são conectados através de barras roscadas (10). As barras roscadas são fixadas no corpo isolante através de furos com rosca e suportam o bocal direcionador de arame com o auxílio de porcas. O bocal direcionador de arame, confeccionado de material refratário, é responsável por, além de direcionar o arame-eletrodo, posicionar e proteger a bobina de indução eletromagnética do arco voltaico.

O cabo de corrente que promove a conexão elétrica entre a fonte de soldagem e o arame-eletrodo é conectado ao terminal elétrico (4) que, por sua vez, está fixo ao corpo interno da tocha (3). O corpo interno da tocha, confeccionado em liga de cobre, possui uma conexão com rosca com o bico de contato. O corpo interno da tocha possui um orifício interno com diâmetro maior que o do bico de contato, visando favorecer o contato elétrico entre a fonte de soldagem e o arame-eletrodo somente no bico de contato. Essa configuração é semelhante à empregada em tochas de soldagem arco submerso convencionais. A fixação da tocha no cabeçote de arco submerso ocorre através do punho isolante (1), o qual é fixo mediante o uso de parafusos fixados no corpo interno da tocha.

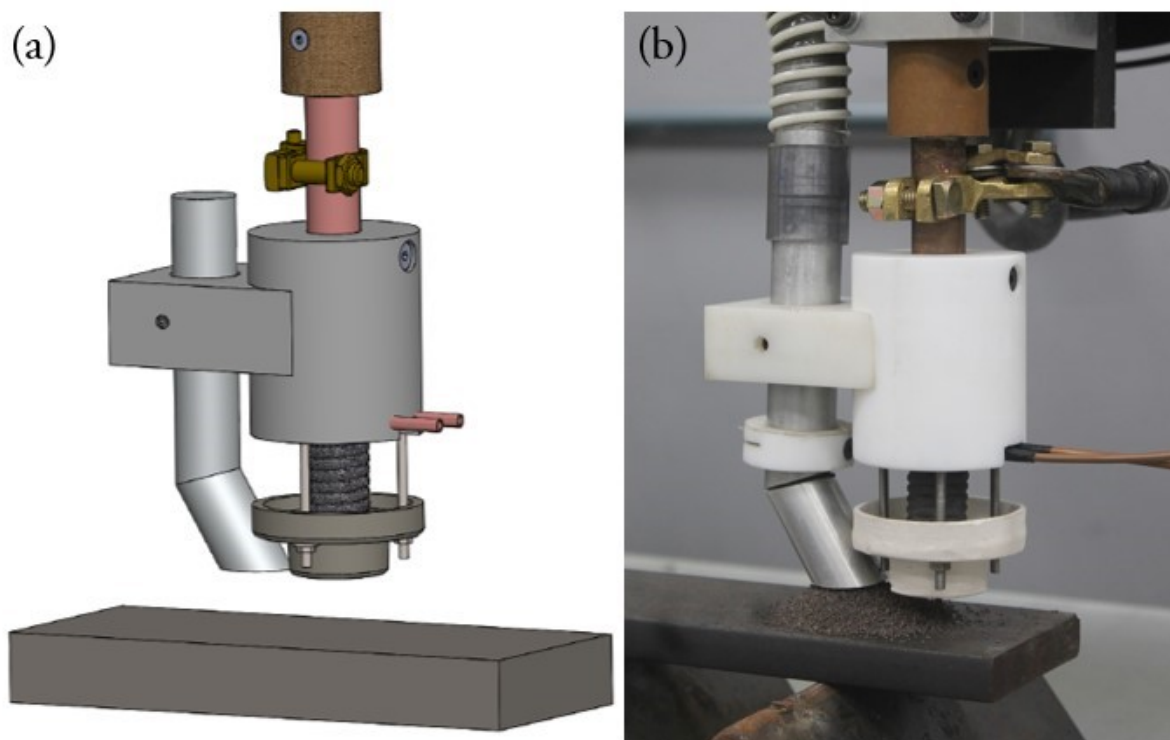
A alimentação do fluxo de soldagem ocorre através do tubo guia (8), o qual direciona o fluxo de soldagem à frente do arco voltaico. O tubo guia está fixado ao corpo isolante através do suporte lateral (7). O parafuso prisioneiro permite o ajuste da posição do tubo guia em relação ao arco voltaico e sua fixação ao suporte lateral. O corpo isolante está, por sua vez, fixado ao corpo interno da tocha através de fixadores, que são posicionados coincidentes aos rebaxos presentes no corpo interno da tocha. O conceito e arranjo da tocha IHW-SAW desenvolvida é inédito e foi, inclusive, depositado patente no Instituto Nacional de Propriedade Intelectual (INPI) no dia 12 de agosto de 2022 (BR 10 2022 015997 1). Na Figura 69 é possível observar a montagem tocha de soldagem IHW-SAW no software CAD e a mesma materializada.

Figura 68 - Vista explodida do projeto da tocha de soldagem IHW-SAW versão 1



Fonte: Elaborado pela autora

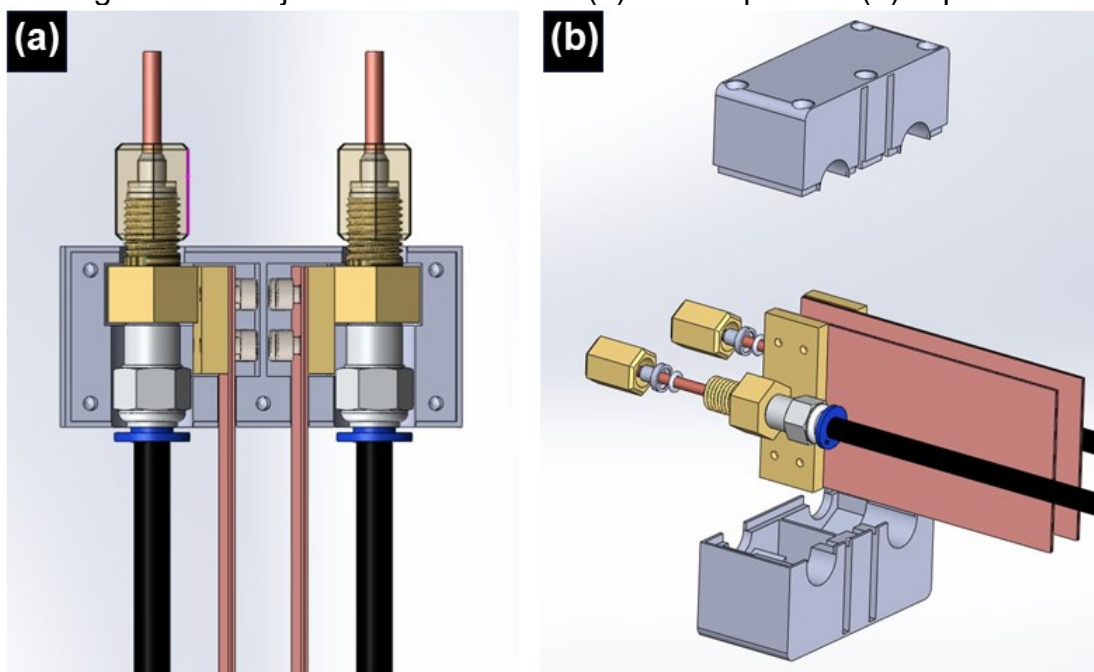
Figura 69 - (a) Projeto e tocha de soldagem IHW-SAW versão 1 (b) fabricada



Fonte: Elaborado pela autora

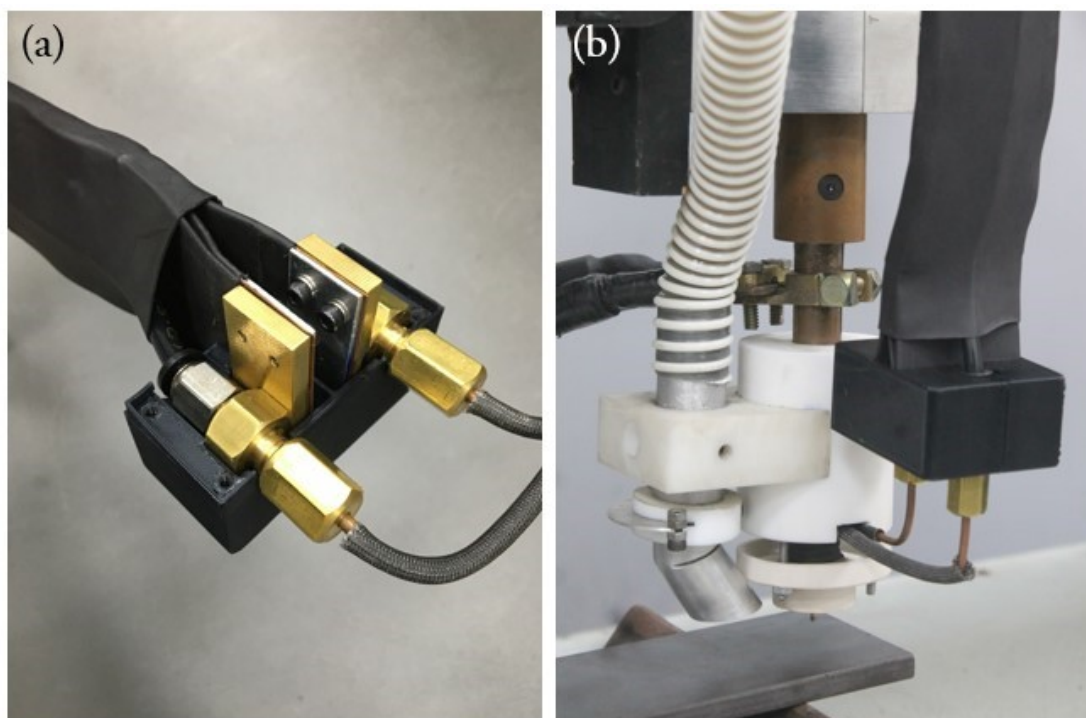
Buscando garantir a conexão elétrica entre a bobina de indução e os cabos tipo fita da fonte de indução, juntamente com a refrigeração da mesma, foi desenvolvido um conjunto conector. No desenvolvimento desse conector buscou-se produzir um sistema de engate rápido, leve e com bom isolamento elétrico. Para o desenvolvimento e construção desse conector foram projetas e fabricadas a seguintes peças conforme ilustrado na Figura 70: engate de pressão fêmea (1), engate de pressão macho (2), bico condutor (3) e chapa de contato (6), utilizando-se uma liga de cobre e zinco (latão). Além disso, o molde superior (7) e inferior (8) foram fabricados por manufatura aditiva, feitos com polímero termoplástico (PLA). Foram também utilizados *o-rings* de vedação (4) para vedar o fluxo de água da bobina (5) e sistema de engate rápido (10) para conexão das mangueiras de arrefecimento (11). Na Figura 71(a) já se encontram conectadas as extremidades da bobina de indução ao conector e na Figura 71(b) o conector posicionado juntamente com a tocha IHW-SAW desenvolvida.

Figura 70 - Projeto do conector com (a) vista superior e (b) explodida



Fonte: Elaborado pela autora

Figura 71 - Conector fabricado e montado em (a) vista superior e (b) acoplado à tocha IHW-SAW versão 1



Fonte: Elaborado pela autora

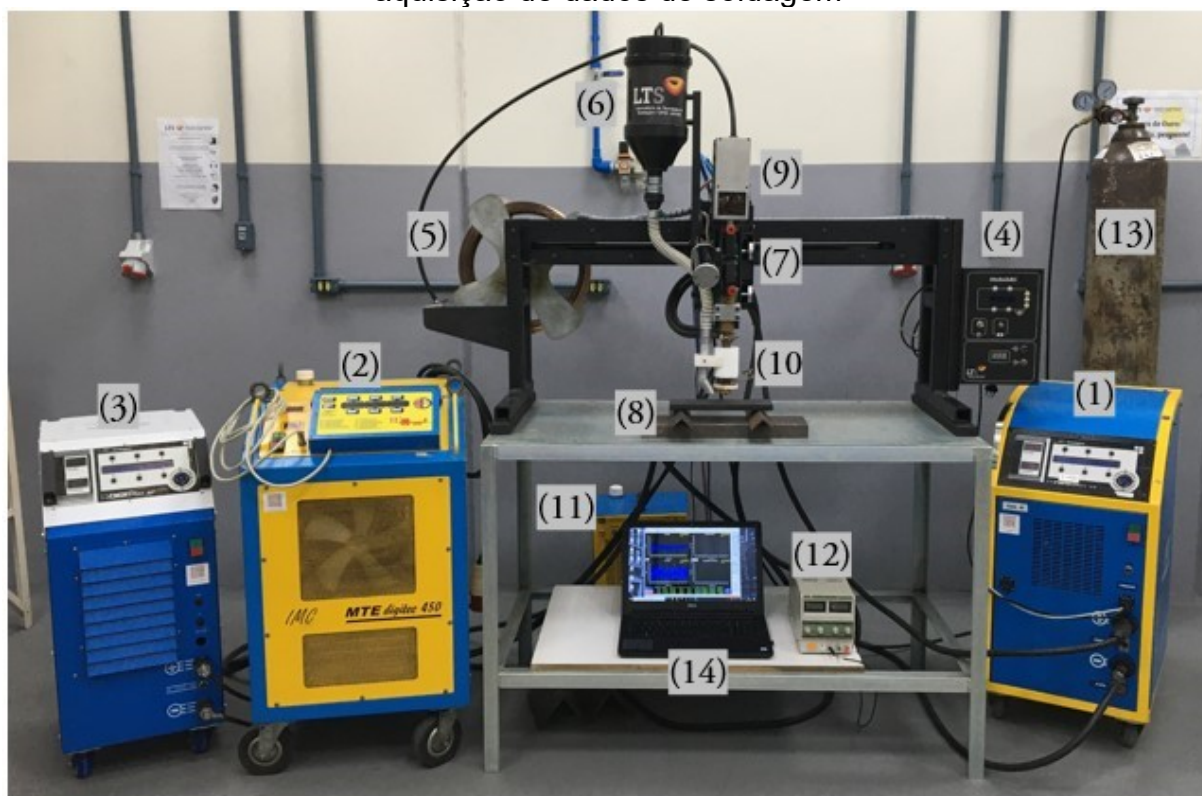
Com o intuito de validar o protótipo da tocha IHW-SAW, foram realizados ensaios de soldagem, inicialmente, sem corrente na bobina de indução. Isto com o objetivo de atestar as funcionalidades básicas da tocha projetada e desenvolvida. Na Tabela 14 estão resumidos os parâmetros de soldagem do ensaio de validação da tocha IHW-SAW. Neste ensaio foi empregado o dispositivo desentortador de arame e realizado um cordão sobre chapa (*bead-on-plate*) de aço carbono ASTM A36. Ensaios preliminares foram realizados com o intuito de identificar a distância entre bocal e peça de trabalho necessária e, por consequência, a altura da camada de fluxo para garantir a proteção adequada do arco voltaico e da poça fundida. A distância mínima que resultou em uma boa proteção foi 20 mm. A bobina de indução empregada nesses ensaios preliminares possui comprimento total de 50 mm e um total de 24 espiras dispostas uniformemente em duas camadas. Na Figura 72 é apresentada a bancada de ensaios empregada.

Tabela 14 - Parâmetros dos ensaios de validação da tocha IHW-SAW versão 1

Parâmetro	Valor
Par arame-fluxo de solda	AWS F48A2-EM12K
Arame-eletrodo	AWS EM12K
Diâmetro do arame-eletrodo	2,4 mm
Velocidade de alimentação de arame	3,0 m/min
Tensão de arco ajustada	30 V
Velocidade de soldagem	300 mm/min
Distância Bico de contato-peça	75 mm

Fonte: Elaborado pela autora

Figura 72 - Bancada de ensaios de soldagem: (1) e (2) fontes de soldagem, (3) fonte de indução, (4) ModulARC, (5) carretel de arame, (6) reservatório de fluxo de soldagem, (7) tracionador de arame, (8) corpo de prova, (9) desentortador de arame, (10) tocha protótipo IHW-SAW versão 1, (11) unidade de arrefecimento da bobina, (12) fonte DC da ventoinha, (13) cilindro de gás de proteção e (14) sistema de aquisição de dados de soldagem



Fonte: Elaborado pela autora

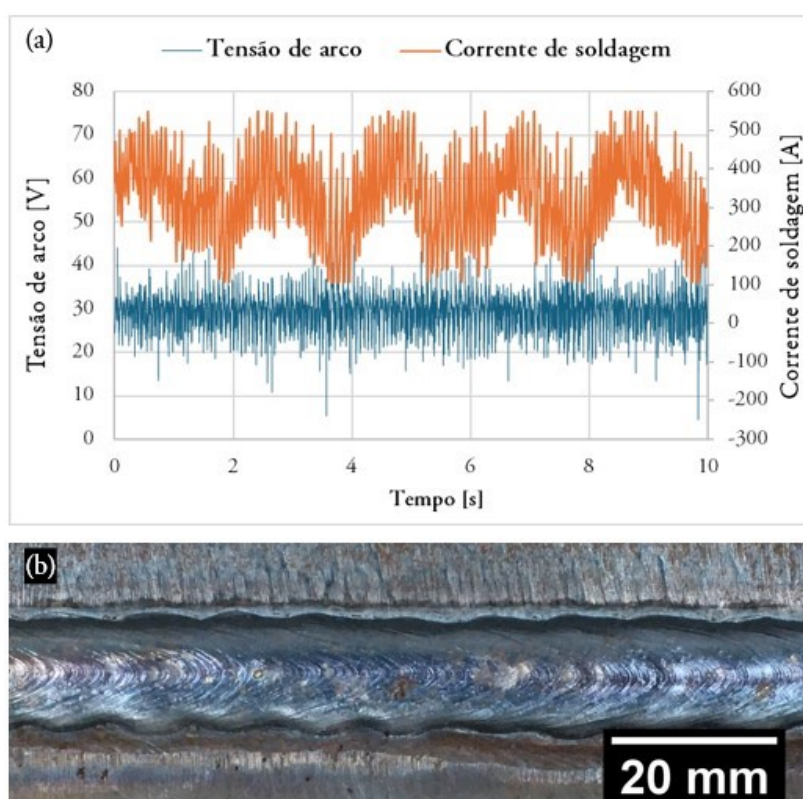
Diante dos resultados dos ensaios preliminares chegou-se a algumas conclusões. O emprego do desentortador de arame, ainda que eficaz, produz um pré-aquecimento do arame-eletrodo devido ao seu posicionamento anterior ao tracionador de arame e, por consequência, anterior ao bico de contato. Neste contexto, sem utilizar a indução eletromagnética ao longo do comprimento do *stickout*, como é o objetivo do presente trabalho, já se obteve uma redução de aproximadamente 20% na corrente média de soldagem com o emprego, apenas, do desentortador de arame baseado no aquecimento indutivo. Visto que o desentortador de arame desenvolvido já produziu alterações significativas na corrente de soldagem bem como no formato do cordão de solda, decidiu-se que seria necessário dispensar o seu uso, tendo em



vista que o emprego iria mascarar os resultados obtidos pela técnica IHW-SAW proposta.

Quanto ao desempenho da tocha de soldagem desenvolvida, foi possível obter diversos cordões de solda isentos de descontinuidades e, inclusive, foram realizados ensaios preliminares com a aplicação da técnica de aquecimento em questão. Contudo, com o decorrer dos ensaios, foram ocorrendo instabilidades, além da própria exposição do arco voltaico. A corrente de soldagem variava periodicamente, assim como o arco voltaico, demonstrando um comportamento oscilatório semelhante a pulsações, conforme pode ser observado no oscilograma da Figura 73(a). Os cordões de solda também refletiam essa instabilidade, conforme Figura 73(b), além disso, o cordão de solda apresentou ondulações nas suas margens.

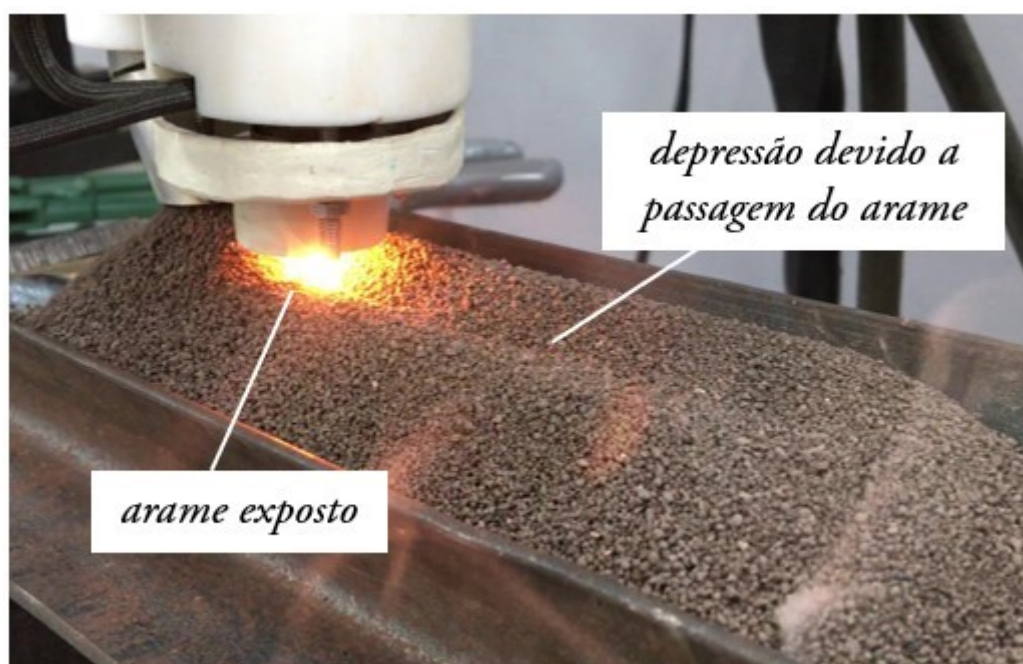
Figura 73 – Aquisições do SAP V4 de (a) tensão e corrente de soldagem e (b) Superfície do cordão de solda instável



Fonte: Elaborado pela autora

Foram realizados ensaios para descobrir o motivo de tal comportamento. Através de uma investigação criteriosa, entendeu-se que os problemas apresentados estavam relacionados à disposição da alimentação de fluxo. Com a passagem do arame-eletrodo, tendo em vista que o fluxo de soldagem é alimentado à frente, formava-se uma depressão na região central, conforme apresentado na Figura 74. Esta depressão também resulta na exposição do arco voltaico (*flashes*). Logo, uma alternativa seria o aumento da distância entre o bocal cerâmico e a peça, contudo, isso acarretaria um aumento do DBCP e, conseqüentemente, do comprimento livre do eletrodo. Realizou-se, portanto, a alteração do comprimento da bobina de indução, reduzindo o seu valor para 30 mm. Assim, foi possível aumentar a camada de fluxo, entretanto, tal aumento resulta em uma quantidade excessiva de fluxo e, como consequência, o gasto muito elevado deste consumível, além de não ter sido capaz de mitigar o efeito da passagem do arame-eletrodo.

Figura 74 – Depressão na camada de fluxo resultante da presença e passagem do arame-eletrodo

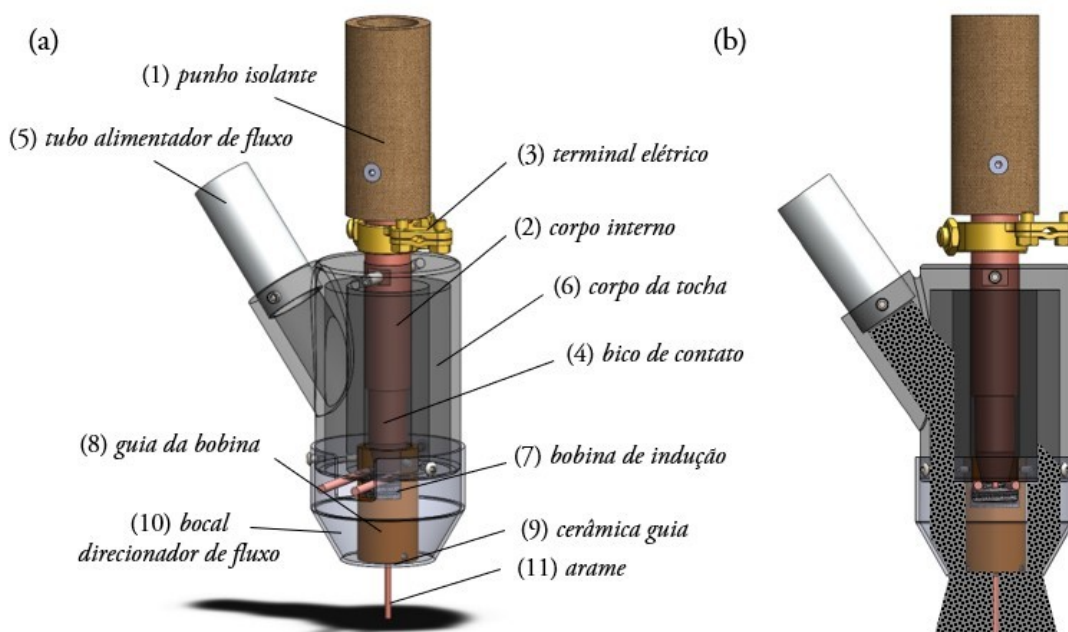


Fonte: Elaborado pela autora

A alternativa encontrada foi reprojeter a tocha de soldagem de modo a fornecer uma alimentação de fluxo concêntrica, semelhante às tochas convencionais.

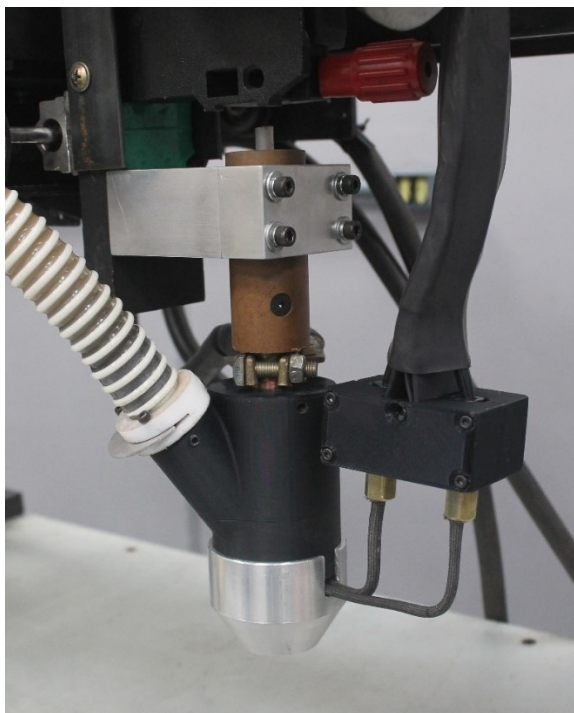
Para isso, empregou-se o mesmo corpo interno da tocha e reprojeto-se o corpo externo de modo a permitir a distribuição do fluxo de soldagem no entorno do arame-eletrodo (Figura 74). O bocal direcionador de fluxo projetado (10) é responsável pelo direcionamento junto à bobina de indução (7), que por sua vez, está alojada no interior de um guia (8) responsável por fixar a bobina no corpo da tocha (6) bem como sustentar a cerâmica guia (9). Esta cerâmica guia (9) desempenha o papel de direcionar o arame-eletrodo para o arco voltaico e evita que o arame-eletrodo em aquecimento entre em contato com a bobina de indução durante o processo. Na Figura 75 é possível visualizar a segunda versão da tocha IHW-SAW construída.

Figura 75 – (a) Vista detalhada e (b) seção do projeto da tocha IHW-SAW versão 2



Fonte: Elaborado pela autora

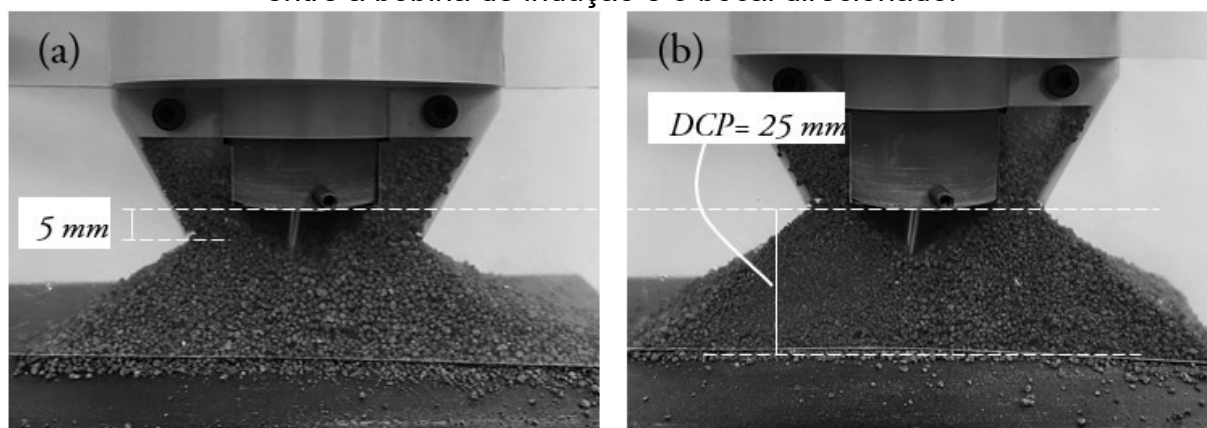
Figura 76 – Tocha de soldagem IHW-SAW versão 2 construída



Fonte: Elaborado pela autora

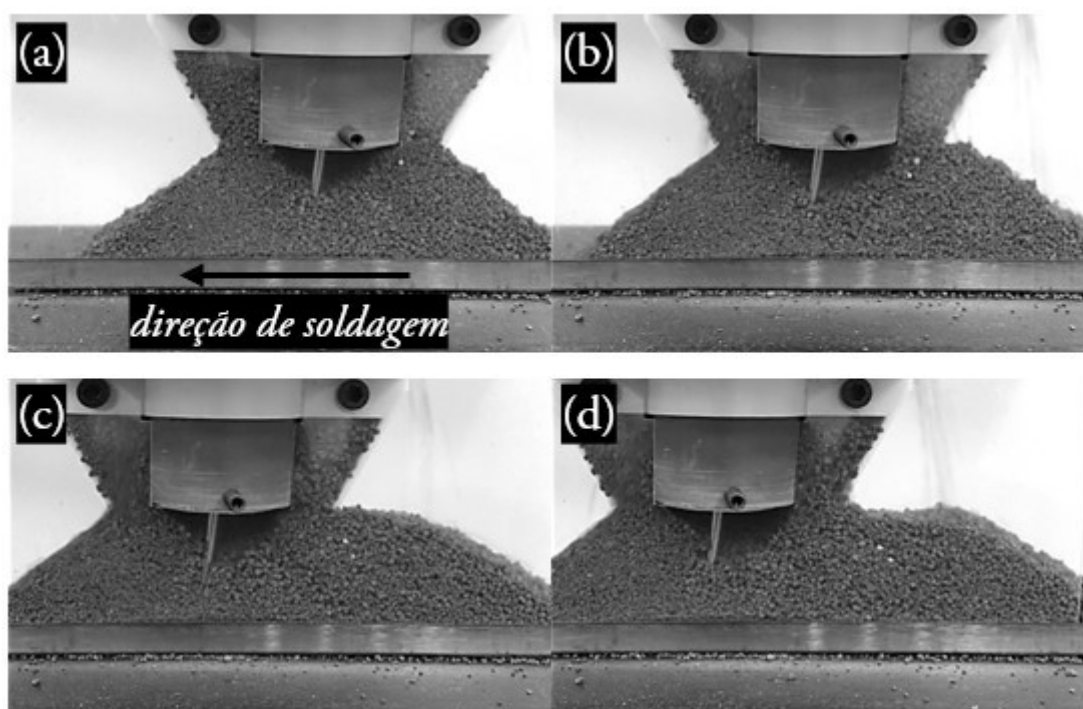
Assim como a versão anterior da tocha de soldagem IHW-SAW, com a tocha concêntrica também apresentou problemas de instabilidade. Tendo em vista que havia evidências do problema ser devido à alimentação irregular de fluxo, buscou-se técnicas de visualizar o escoamento do fluxo de soldagem na tocha em questão. Para tanto, projetou-se um bocal seccionado (fabricado em polímero PLA) e uma lâmina polimérica translúcida foi fixada de modo a permitir a visualização do fluxo de soldagem. Foram avaliadas duas configurações de posicionamento, sendo uma configuração com o bocal direcionador alinhado à cerâmica guia e outro com um recuo de 5 mm, como pode ser observado na Figura 77. Ambas as condições foram avaliadas com a distância cerâmica-peça (DCP) de 25 mm. Na Figura 78 é apresentada uma sequência de frames de vídeo realizado deslocando-se a tocha de soldagem na configuração da Figura 77(a) com velocidade de 30 cm/min, sendo esta a velocidade de soldagem empregada nos ensaios.

Figura 77 – Avaliação do fluxo de soldagem (a) com recuo de 5 mm e (b) sem recuo entre a bobina de indução e o bocal direcionador



Fonte: Elaborado pela autora

Figura 78 – Sequência de frames do fluxo de soldagem escoando da tocha IHW-SAW

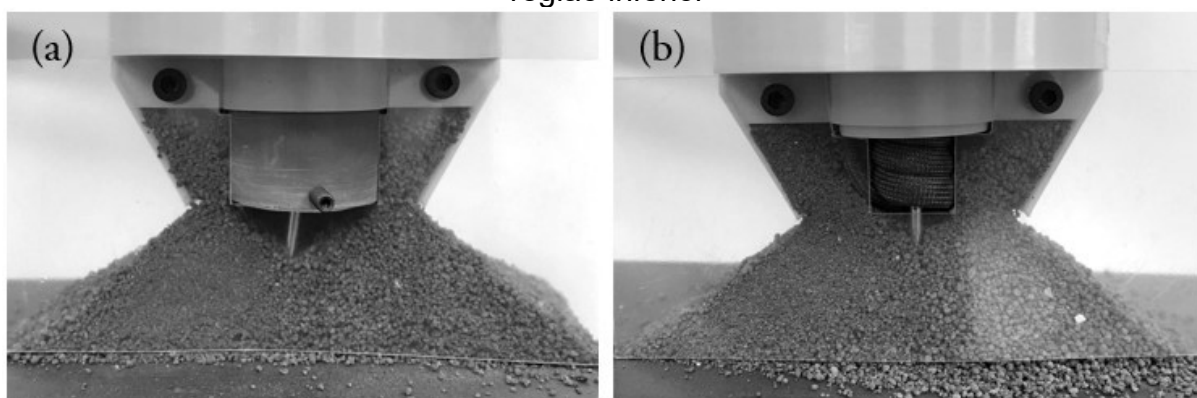


Fonte: Elaborado pela autora

É possível observar que, mesmo com a alimentação concêntrica, há uma região próxima à bobina de indução desprovida de fluxo de soldagem. Isto se deve a que o fluxo é alimentado pelo contorno externo da guia da bobina (que tem diâmetro elevado, de 25 mm) e ao atrito entre as partículas do fluxo, que apresenta um ângulo

de empilhamento inerente ao fluxo (que depende de suas características), de modo que se forma um vale na região central da tocha de soldagem, no entorno do arame-eletrodo. Na análise dinâmica do comportamento do fluxo, durante a movimentação da tocha, o vazio fica momentaneamente maior à ré do arame-eletrodo, devido à dinâmica de espalhamento do fluxo. Diante desse cenário, foi necessário alterar o conceito da bobina de indução, visto que a dimensão do vazio tem relação direta com o diâmetro da mesma. Por essa razão, realizou-se um ensaio de alimentação de fluxo com uma configuração distinta de bobina de indução, cuja parte inferior, que está próxima ao arco voltaico, tem apenas uma camada de espiras (Figura 79(b)).

Figura 79 – Fluxo de soldagem na presença de (a) bobina com duas camadas de espiras juntamente com a guia da bobina e (b) bobina de uma camada de espiras na região inferior

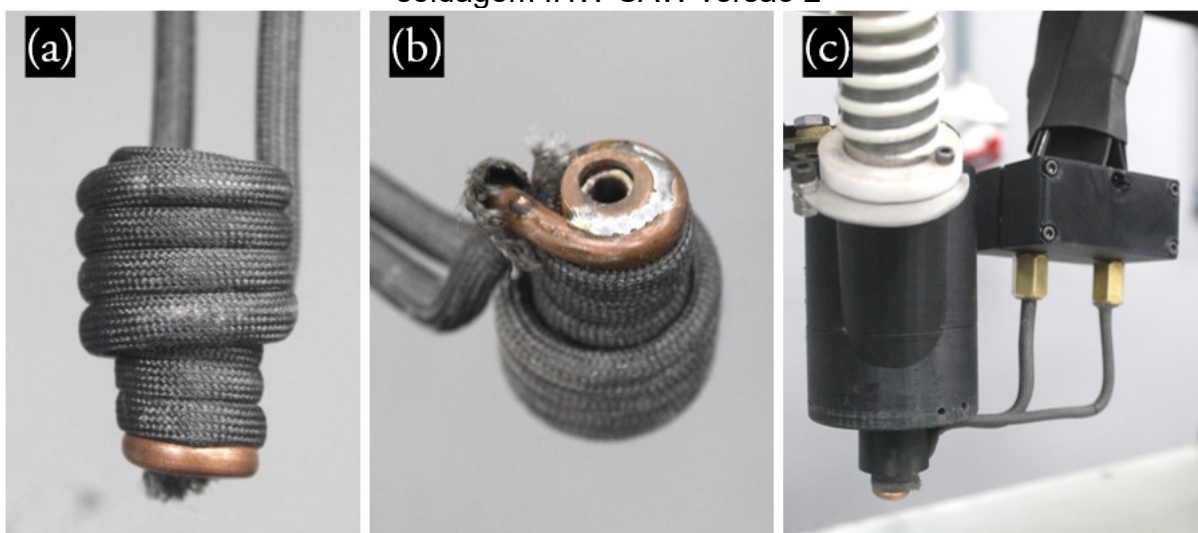


Fonte: Elaborado pela autora

Sem a presença do guia da bobina na parte inferior, foi possível reduzir ainda mais o diâmetro, ficando este próximo ao diâmetro do próprio bico de contato, o que possibilitou reduzir significativamente o tamanho da região sem fluxo, como é possível observar na Figura 79(b). Além da alteração do formato e quantidade de espiras da bobina de indução, alterou-se o conceito de direcionamento de arame-eletrodo, visto que não foi empregado um guia da bobina em todo o seu comprimento e, portanto, não foi possível fixar a cerâmica guia projetada. Para garantir o direcionamento do arame-eletrodo e evitar que o mesmo encostasse na bobina de indução durante a soldagem, projetou-se um direcionador interno. Este foi fabricado em cobre e fixado através de uma liga de estanho à última espira da bobina de indução. Este direcionador é responsável por alojar a nova cerâmica guia. Na Figura 80 é possível

visualizar o novo formato da bobina de indução, composto pela primeira camada de 8 espiras e, a segunda, com apenas 4 espiras, totalizando 30 mm de comprimento.

Figura 80 – Nova configuração de bobina de indução com camadas de espiras distintas: (a) vista frontal, (b) detalhe da cerâmica guia e (c) fixação na tocha de soldagem IHW-SAW versão 2



Fonte: Elaborado pela autora

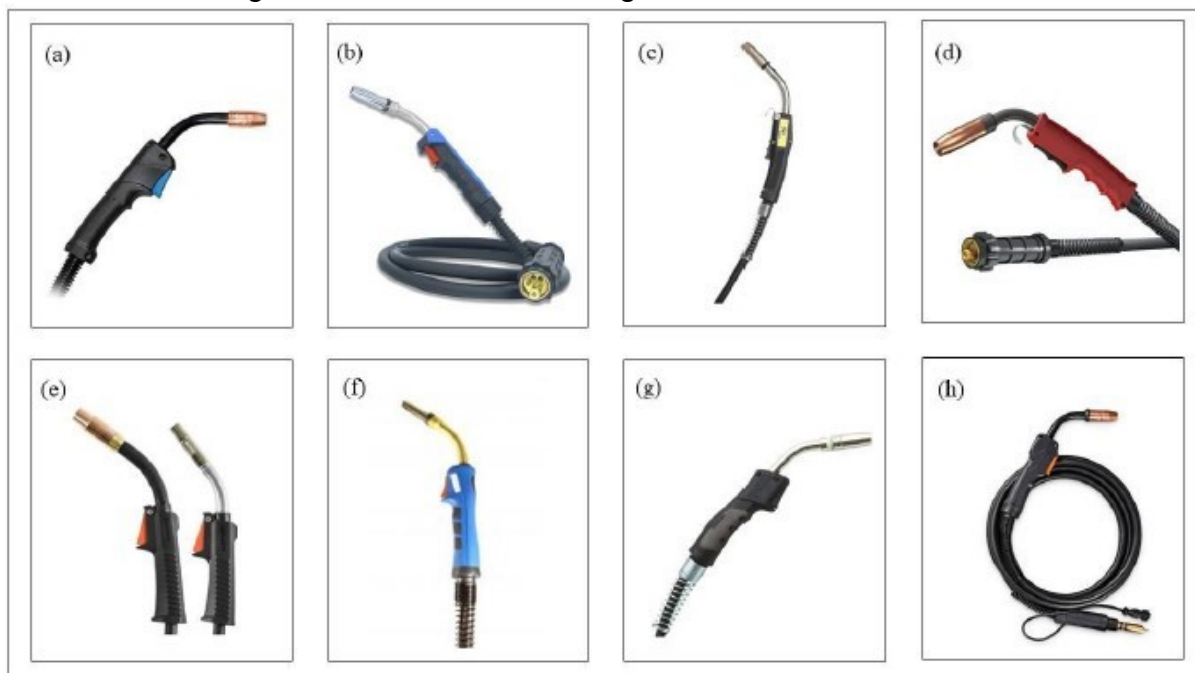
Com esta nova configuração de tocha IHW-SAW dotada de alimentação concêntrica de fluxo e bobina de indução adaptada para fornecer uma alimentação de fluxo uniforme no entorno do arame-eletrodo, foram realizados ensaios de soldagem preliminares. Foi constatado que, com a alimentação de fluxo proporcionada por esse conjunto, os problemas de instabilidade foram eliminados.

### 3.2 Tocha de Soldagem IHW-GMAW

Concomitante ao desenvolvimento da primeira versão da tocha IHW-SAW, foi realizado o projeto e desenvolvimento da tocha IHW-GMAW. A busca de informações acerca de tochas comerciais proporciona a base para o projeto que visa a adição da bobina de indução para o aquecimento do arame-eletrodo. Na Figura 81 são apresentados diversos tipos de tochas disponíveis no mercado de diferentes fabricantes, possibilitando a realização de uma análise visual qualitativa de suas

variações, principalmente no que diz respeito à composição de diferentes peças e/ou geometria.

Figura 81 - Tochas de soldagem MIG/MAG comerciais



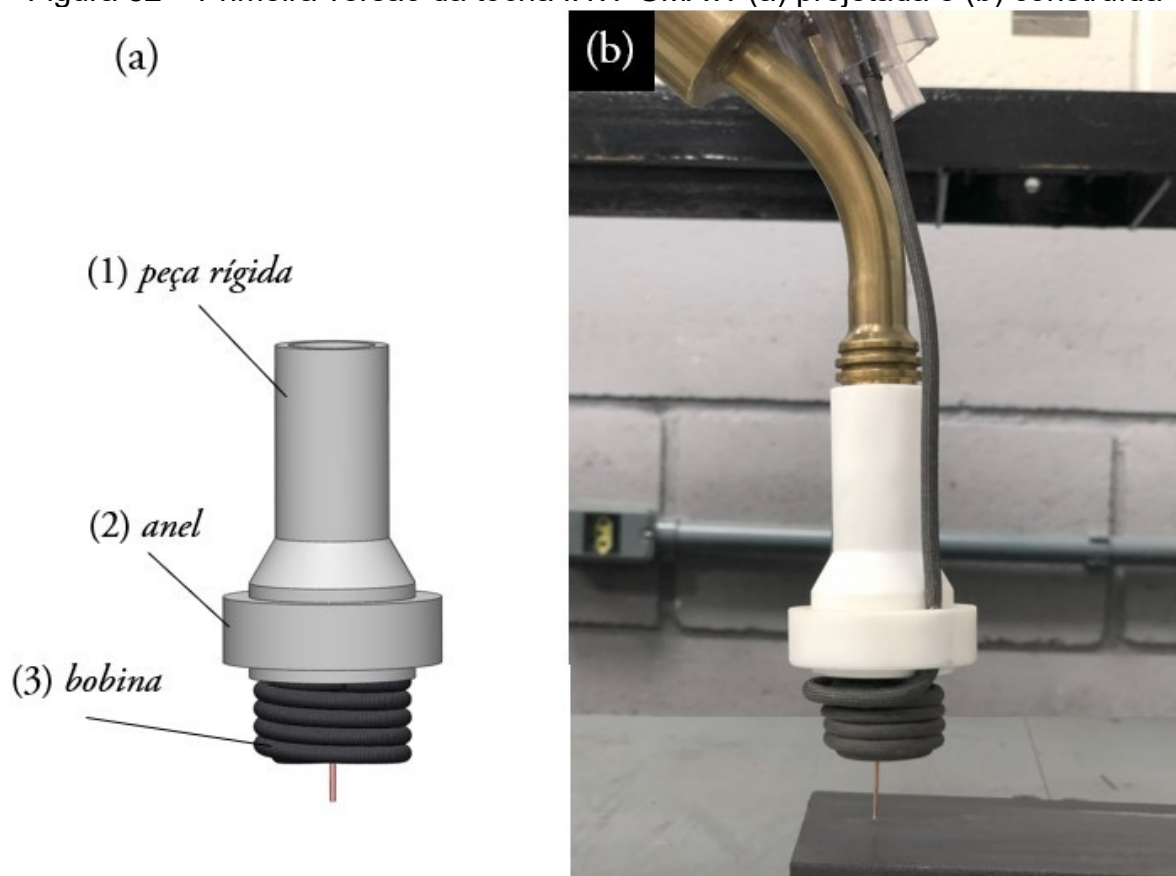
Fonte: Adaptado de (a) MILLER. (b) VECTOR (2022); (c) CIGWELD (2022); (d) SUMIG (2022); (e) KEMPPPI (2022); (f) EVERLAST (2022); (g) LINCOLN (2022); (h) HOBART (2022).

Com base nas imagens, é possível observar pouca variação entre as peças que compõem as tochas comerciais, sendo todas elas compostas pelas unidades básicas existentes em uma tocha de soldagem GMAW ordinária. As diferenças encontradas estão somente relacionadas ao formato da empunhadura ou das dimensões do bocal da tocha e sua forma de fixação no corpo. Tais diferenças são mínimas e não proporcionam nenhuma característica diferenciada útil para a construção de uma tocha com adição da bobina de indução no *stickout*. De forma semelhante ao realizado no desenvolvimento da tocha IHW-SAW, foi possível definir o escopo e levantar os requisitos do produto, bem como avaliar os produtos concorrentes. No projeto conceitual os requisitos foram materializados em soluções através de reuniões de *brainstorm* e a concepção da tocha foi propriamente modelada em *software* CAD. O conceito se baseia no emprego da bobina de indução eletromagnética tanto para o aquecimento adicional ao longo do *stickout* quanto para direcionamento do gás de proteção, constituindo-se numa “bobina-bocal”. O projeto



desenvolvido é composto por três peças: peça rígida, anel e bobina de indução, sendo o polímero PTFE - politetrafluoretileno - o material escolhido para a confecção das duas primeiras, as quais foram submetidas à processos de usinagem e torneamento para atingir a geometria necessária. A bobina de indução foi fabricada a partir dos mesmos processos utilizados por Voigt (2019) salvo o isolamento entre as espiras, realizado através de um tubo de fibra de vidro, assim como foi empregado na técnica IHW-SAW. A conexão entre a peça rígida e o anel foi projetada para um encaixe com interferência, enquanto a bobina teve seus cabos devidamente embutidos nos furos realizados no anel e peça rígida. Na Figura 82 é possível observar o projeto e a tocha IHW-GMAW versão 1 desenvolvida.

Figura 82 – Primeira versão da tocha IHW-GMAW (a) projetada e (b) construída

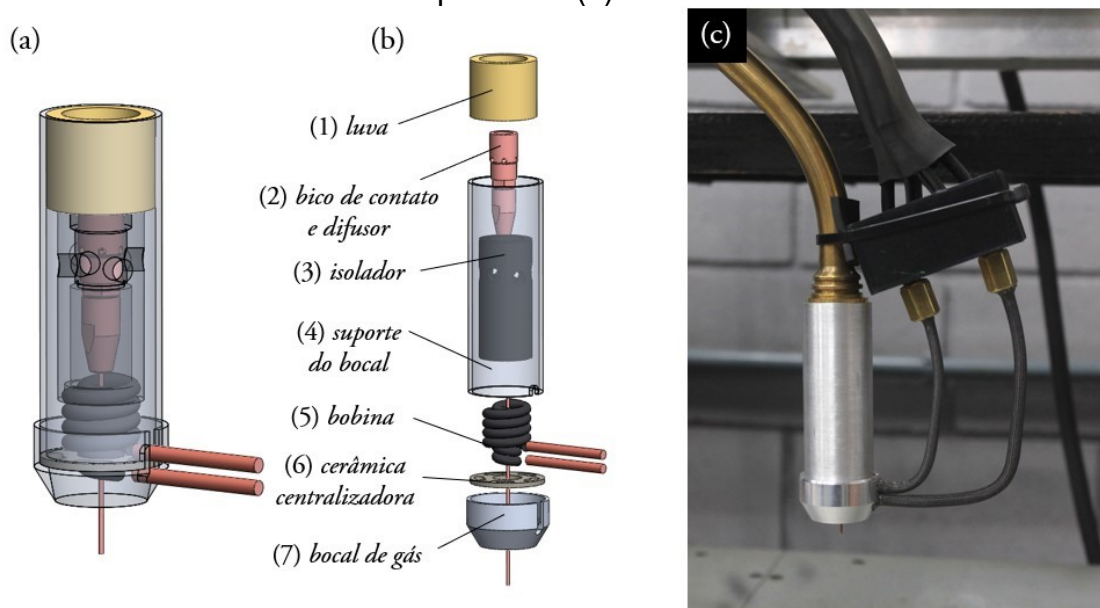


Fonte: Elaborado pela autora

Os ensaios preliminares com esta configuração de tocha proporcionaram a realização de cordões de solda regulares e a proteção gasosa se mostrou adequada, contudo, devido à elevada distância entre espiras da bobina e o arame-eletrodo, não

foi obtido um bom acoplamento magnético e, portanto, houve uma baixa eficiência de aquecimento. Conforme já foi exposto anteriormente, a eficiência no aquecimento é prejudicada pelo fato do arame-eletrodo ser de pequeno diâmetro e se movimentar com velocidades elevadas, quando comparado com o arame-eletrodo no processo SAW. Com base no conhecimento adquirido no desenvolvimento da tocha de soldagem IHW-SAW, reprojeto-se a tocha de soldagem IHW-GMAW, buscando empregar as mesmas soluções de direcionamento do arame-eletrodo. Na segunda versão de tocha, que pode ser observada na Figura 83, buscou-se a mesma configuração de bobina empregada no processo arco submerso, sendo esta posicionada próximo ao arame-eletrodo, logo abaixo do bico de contato. Nesta segunda versão, projetou-se um bocal de gás bipartido, de modo a permitir a saída dos terminais da bobina de indução e sua fixação junto ao conector. Devido às dimensões reduzidas da tocha de soldagem GMAW em relação ao SAW, verificou-se que seria interessante desenvolver um conector mais compacto, contudo, o conector previamente desenvolvido atendeu às necessidades dos ensaios realizados no presente de trabalho, cujo principal objetivo é explorar as potencialidades da técnica IHW-GMAW.

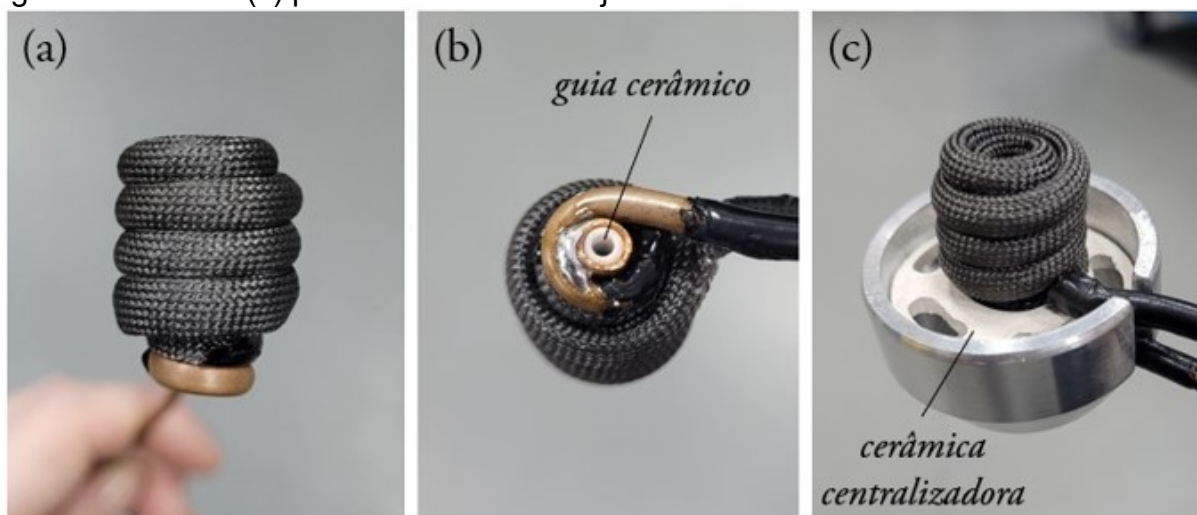
Figura 83 – Segunda versão da tocha de soldagem IHW-GMAW (a) projetada, (b) vista explodida e (c) construída



Fonte: Elaborado pela autora

Quanto ao posicionamento e fixação da bobina de indução, o isolador (3) conta com um rebaixo que auxilia no posicionamento dessa bobina (5) na parte superior e, na parte inferior, a mesma é centralizada através de uma peça cerâmica circular (6) que contempla orifícios para a passagem do gás de proteção. Na Figura 84 é possível observar em detalhes a bobina bem como a cerâmica centralizadora junto ao bocal. O bocal de gás (7) tem a dimensão interna próxima ao diâmetro externo do suporte do bocal (4) de modo que a fixação é realizada por interferência. Além disso, um ressalto no bocal de gás é responsável por acomodar a cerâmica centralizadora (6).

Figura 84 – Bobina de indução da tocha IHW-GMAW: (a) vista frontal, (b) detalhe do guia cerâmico e (c) posicionada no bocal juntamente com a cerâmica centralizadora



Fonte: Elaborado pela autora

A bobina de indução empregada conta com seis espiras na primeira camada e quatro espiras na segunda camada, totalizando dez espiras. Empregou-se um tubo capilar de cobre de 3,5 mm de diâmetro revestido por fibra de vidro, o que resultou no comprimento total da bobina de indução de aproximadamente 25 mm. O diâmetro interno foi de 5 mm e o externo de aproximadamente 18 mm.