

Anna Louise Voigt

**DESENVOLVIMENTO E AVALIAÇÃO DE MÉTODO DE
AQUECIMENTO POR INDUÇÃO DO ARAME PARA O
PROCESSO DE SOLDAGEM TIG "HOT WIRE"**

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

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

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

Florianópolis
2019

VOIGT, ANNA LOUISE

DESENVOLVIMENTO E AVALIAÇÃO DE MÉTODO DE
AQUECIMENTO POR INDUÇÃO DO ARAME PARA O PROCESSO DE
SOLDAGEM TIG "HOT WIRE" / ANNA LOUISE VOIGT ;
orientador, Carlos Enrique Niño Bohórquez,
coorientador, Tiago Vieira Cunha, 2019.

82 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de
Santa Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós
Graduação em Engenharia Mecânica, Florianópolis, 2019.

Inclui referências.

1. Engenharia Mecânica. 2. Processos de soldagem.
3. Soldagem a arco. 4. TIG hot wire. 5. Indução
eletromagnética. I. Bohórquez, Carlos Enrique Niño.
II. Cunha, Tiago Vieira. III. Universidade Federal
de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica. IV. Título.

Anna Louise Voigt

**DESENVOLVIMENTO E AVALIAÇÃO DE MÉTODO DE
AQUECIMENTO POR INDUÇÃO DO ARAME PARA O
PROCESSO DE SOLDAGEM TIG "HOT WIRE"**

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de “Mestre em Engenharia Mecânica”, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Florianópolis, 14 de fevereiro de 2019.

Prof. Jonny Carlos da Silva, Dr. Eng.
Coordenador do Curso

Prof. Carlos Enrique Niño Bohórquez, Dr. Eng. – Orientador
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Tiago Vieira da Cunha, Dr. Eng.– Coorientador
Universidade Federal de Santa Catarina

Banca Examinadora:

Prof. Carlos Enrique Niño Bohórquez, Dr. Eng. – Orientador
Universidade Federal de Santa Catarina

Raul Gohr Junior, Dr. Eng.
IMC Soldagem

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

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

À minha família.

AGRADECIMENTOS

Muitas são as pessoas que passaram pela minha vida e que contribuíram para a minha formação acadêmica e pessoal. Em especial, agradeço a Deus pelo dom da vida, por me guiar e proteger sempre.

Ao meu marido Josias e meus pais Jane e Dirson pelo amor, paciência e compreensão durante a realização deste trabalho.

Aos meus orientadores Carlos Enrique Niño Bohórquez e Tiago Vieira da Cunha pela paciência e dedicação nesses anos de convívio e aprendizado. Espero que a parceria permaneça e que a soldagem continue nos unindo.

A Universidade Federal de Santa Catarina pelo ensino público e de qualidade e ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico pela bolsa de estudos.

A todos os professores e servidores do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina, pelo conhecimento adquirido e oportunidades.

A IMC Soldagem e, em especial, ao Raul Gohr Junior pelo incentivo e apoio técnico.

A todos os meus colegas do Laboratório de Tecnologia da Soldagem pelo auxílio e incentivo nos ensaios do presente trabalho.

A todos, que direta ou indiretamente, contribuíram para a concretização deste trabalho.

*Those who fall in love with practice
without science are like a sailor who
enters a ship without a helm or a compass,
and who never can be certain
whither he is going.
(Leonardo da Vinci)*

RESUMO

Dentre as vantagens do processo TIG com adição de arame quente (*hot wire*) destaca-se as maiores taxas de deposição alcançadas, atingindo até o dobro da obtida com o arame frio (*cold wire*) para uma mesma corrente de soldagem. Na forma convencional, o aquecimento do arame é realizado mediante a passagem de corrente pelo arame de adição para gerar calor por efeito Joule. Entretanto, devido à interação dos campos magnéticos gerados no arame e no arco, ocorre a deflexão do arco (sopro magnético). Para mitigar este efeito, diversas técnicas têm sido propostas, sendo uma delas a operação com corrente pulsada no arame e no arco, em forma defasada. O presente trabalho tem como objetivos o projeto, construção e avaliação de um sistema de aquecimento do arame por indução eletromagnética, que é uma técnica que tem sido pouco explorada. Os experimentos foram divididos em duas etapas, sendo a primeira referente ao projeto da bobina e à caracterização do aquecimento do arame, a qual foi feita sem a presença de arco voltaico. Na sequência, o método de aquecimento por indução (IHW) foi aplicado ao processo TIG *hot wire*, com diferentes valores da corrente de soldagem, a saber, 100, 150 e 200 A e correntes na bobina entre 20 e 120 A. Para uma mesma condição operacional, foi possível obter um ganho de até 220% na taxa de deposição conseguida com a técnica IHW, quando comparada com o TIG *cold wire*, o que evidencia uma alta eficiência de aquecimento. Não foi observado sopro magnético ou qualquer instabilidade do arco decorrente do método de aquecimento por indução. Além disso, devido a poder operar sem necessidade do contato constante do arame com a poça fundida (pois não ocorre formação de arcos secundários, como com o método de aquecimento convencional), vislumbram-se outras aplicações, como o TIG com alimentação tangencial do arame, TIG com alimentação dinâmica, técnica *hot wire* em processos laser e MIG/MAG e método de aquecimento para a brasagem.

Palavras-chave: GTAW, *hot wire*, IHW-TIG, Aquecimento indutivo, Sopro magnético.

ABSTRACT

Among the advantages of the TIG process with addition of hot wire is the higher deposition rates achieved, reaching up to twice that obtained with cold wire for the same welding current. In the conventional form, the heating of the wire is carried out by the passage of current through the addition wire, to generate heat by Joule effect. However, due to the interaction of the magnetic fields generated in the wire and in the arc, the deflection of the arc (magnetic blow) occurs. To mitigate this effect, several techniques have been proposed, one of which is the pulsed chain operation in the wire and in the arc, in a lagged form. In the present work the objectives were the design, construction and evaluation of a wire heating system by electromagnetic induction, which is a technique that has been little explored. The experiments were divided in two stages, the first one referring to the design of the coil and the characterization of the wire heating, which was done without the presence of an arc. Then, the induction heating method (IHW) was applied to the hot wire TIG process, with different welding current values, namely 100, 150 and 200 A and coil currents between 20 and 120 A. For the same, it was possible to obtain a gain of up to 220% in the deposition rate achieved with the IHW technique, when compared to the TIG cold wire, which shows a high heating efficiency. No magnetic striking or any instability of the arc due to the induction heating method was observed. In addition, due to the fact that it is possible to operate without the constant contact of the wire with the molten pool (since no secondary arcs are formed, as with the conventional heating method), other applications such as TIG with tangential feed of the wire, TIG with dynamic feeding, hot wire technique in laser and MIG/MAG processes and heating method for brazing.

Key words: GTAW hot wire, induction heating, magnetic blow

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Comparativo entre o processo TIG <i>cold wire</i> e <i>hot wire</i> ao empregar uma corrente de soldagem de 260A e velocidade de alimentação de arame de 4,5m/min. Adaptado de [5].....	5
Figura 2.2 - Esquema típico do processo TIG <i>hot wire</i> , em que “Is” é a corrente de soldagem, “Ia” a corrente elétrica no arame e “Vs” a velocidade de soldagem. Fonte: Elaborada pela autora	6
Figura 2.3 – Forças decorrentes da interação dos campos magnéticos de dois condutores com (a) correntes de mesmo sentido e (b) sentidos opostos. Fonte: Elaborada pela autora	8
Figura 2.4 – Processo TIG <i>hot wire</i> com arame sendo percorrido por corrente de mesmo sentido à do eletrodo (a) com 4,5 m/min de velocidade de alimentação e (b) aparência superficial do cordão com falta de fusão [5]	9
Figura 2.5 – Esquemático do sopro magnético de acordo com a polaridade e corrente instantânea do arame aplicado ao processo TIG <i>hot wire</i> . Fonte: Elaborada pela autora	10
Figura 2.6 – Comportamento do arame quente com diferentes valores de corrente eficaz. Adaptado de[6].....	12
Figura 2.7 – Formas de onda e imagens do arco voltaico para correntes no arame (a) e (b) pulsada e (c) pulsada sincronizada. Adaptado de [7].....	13
Figura 2.8 – Técnica do <i>arcing-wire</i> proposta por Chen et al. [16]. Adaptada de[16].....	15
Figura 2.9 – (a) Desenho esquemático da técnica de aquecimento por arco TIG e (b) a aplicação real da técnica. Adaptado de[3]	17
Figura 2.10 – Analogia dos conceitos de indução a um transformador. Adaptado de [22].....	18
Figura 2.11 – Valor relativo da densidade de corrente e potência em função da distância da superfície. Adaptado de [25].....	20
Figura 2.12 – Variação típica da profundidade de referência durante o aquecimento indutivo de uma peça de aço carbono. Adaptado de [25]	21
Figura 2.13 - Nomograma para determinação da profundidade de referência estimada. Adaptado de [22]	22
Figura 2.14 – Ilustração do (a) posicionamento do dispositivo no processo e (b) esquema construtivo do mesmo. Adaptado de [27]	24
Figura 3.1 – Conceito do dispositivo para aplicação da técnica	25
Figura 3.2 - Esquema das bobinas confeccionadas com tubo capilar e revestimento de fita de PTFE adesiva com (a) uma camada e (b) com duas camadas. Fonte: Elaborada pela autora.....	27
Figura 3.3 – Topologia básica da estrutura final da fonte de indução, sendo “L” a indutância da bobina juntamente com os cabos de corrente que ligam os terminais da fonte à bobina, “C” a capacitância de saída da fonte e R a resistência equivalente da bobina juntamente com os cabos de corrente. Fonte: Elaborada pela autora	28

Figura 3.4 – Pontos de medição de corrente (A) e tensão (V). Fonte: Elaborada pela autora.....	28
Figura 3.5 – Bobinas adicionais. Fonte: Elaborada pela autora	29
Figura 3.6 – Gráficos de tensão e corrente na bobina durante ensaios de determinação da indutância para a bobina de uma camada juntamente com a bobina adicional. Fonte: Elaborada pela autora	30
Figura 3.7 - Gráficos de tensão e corrente na bobina durante ensaios de determinação da frequência para a bobina de uma camada juntamente com a bobina adicional. Fonte: Elaborada pela autora	31
Figura 3.8 - Gráficos de tensão e corrente na bobina durante ensaios de determinação da frequência para a bobina de duas camadas juntamente com a bobina adicional. Fonte: Elaborada pela autora	32
Figura 4.1 - Anel de cobre com os dois termopares fixados. Fonte: Elaborada pela autora.....	33
Figura 4.2 – Projeto do dispositivo de medição da temperatura do arame. Fonte: Elaborada pela autora	34
Figura 4.3 - Bancada de ensaios composta por (A) uma bobina de indução, (B) osciloscópio, (C) sistema de aquisição de temperatura, (D) fonte de indução, (E) unidade de refrigeração e (F) fonte de soldagem para alimentação do arame. Fonte: Elaborada pela autora	35
Figura 4.4 – Ilustração das duas condições de aquecimento na qual o arame será empregado no presente trabalho: (a) sem a presença do arco voltaico e (b) com arco voltaico. Fonte: Elaborada pela autora	37
Figura 4.5 – Gráfico da temperatura em função do tempo para a bobina de uma camada com velocidade de alimentação de arame de 1m/min e corrente na bobina igual a 60A. Fonte: Elaborada pela autora	38
Figura 4.6 - Gráficos da temperatura em função do tempo para a bobina de uma camada com velocidade de alimentação de arame de 1m/min e diferentes correntes na bobina. Fonte: Elaborada pela autora	39
Figura 4.7 - Gráficos da temperatura em função do tempo para a bobina de uma camada com velocidade de alimentação de arame de 2m/min e diferentes correntes na bobina. Fonte: Elaborada pela autora	39
Figura 4.8 - Gráficos da temperatura em função do tempo para a bobina de uma camada com velocidade de alimentação de arame de 3m/min e diferentes correntes na bobina. Fonte: Elaborada pela autora	40
Figura 4.9 - Gráficos da temperatura em função do tempo para a bobina de uma camada com velocidade de alimentação de arame de 4m/min e diferentes correntes na bobina. Fonte: Elaborada pela autora	40
Figura 4.10 – Nomograma representando as condições de corrente na bobina de 20 e 120A. Adaptado de [22].....	41
Figura 4.11 – Nomograma representando a condição onde a temperatura ultrapassa a temperatura Curie. Adaptado de [22]	42
Figura 4.12 – Gráfico das temperaturas obtidas a partir da regressão dos dados para as diferentes correntes na bobina em função da velocidade de alimentação para a bobina de uma camada. Fonte: Elaborada pela autora	43

Figura 4.13 - Gráfico das temperaturas obtidas a partir da regressão dos dados para as diferentes correntes na bobina em função da velocidade de alimentação para a bobina de duas camadas. Fonte: Elaborada pela autora	44
Figura 4.14 – Nomograma representando a condição onde a profundidade de referência é igual a 1/2 do raio do arame. Adaptado de [22]	45
Figura 5.1 – Projeto do dispositivo de alimentação de arame. Fonte: Elaborada pela autora.....	47
Figura 5.2 – Dispositivo de alimentação de arame construído. Fonte: Elaborada pela autora.....	48
Figura 5.3 – Nomenclatura das medidas de P: penetração, L: largura, R: reforço, AD: área depositada e AM: área misturada. Fonte: Elaborada pela autora.....	49
Figura 5.4 - Bancada de ensaios composta por (A) tocha de soldagem e dispositivo de alimentação, (B) osciloscópio, (C) sistema de aquisição de dados SAP, (D) fonte de indução, (E) unidade de refrigeração e (F) fonte de soldagem para processo TIG alimentado e (G) o sistema de deslocamento da tocha. Fonte: Elaborada pela autora	50
Figura 5.5 – Posicionamento do arame da bobina de duas camadas alterada. Fonte: Elaborada pela autora	52
Figura 5.6 – Velocidade de alimentação de arame em função da corrente na bobina para diferentes correntes de soldagem (B1: bobina de uma camada e B2: bobina de duas camadas) . Fonte: Elaborada pela autora.....	53
Figura 5.7 – Ilustração das seções do arame e padrões de aquecimento para as duas configurações de bobina utilizadas. Fonte: Elaborada pela autora	54
Figura 5.8 – Macrografias dos cordões com <i>cold wire</i> (CW) e com o emprego das bobinas de uma e duas camadas na condição de 120A de corrente de indução. Fonte: Elaborada pela autora.....	56
Figura 5.9 – Disposição dos cabos de corrente. Fonte: Elaborada pela autora ..	58
Figura 5.10 – Profundidade de referência em função da temperatura para diferentes correntes na bobina e na condição de frequência de (a) 20kHz e (b) 40kHz. Fonte: Elaborada pela autora.....	60
Figura 5.11 – Velocidade de alimentação de arame em função da corrente na bobina para diferentes correntes de soldagem para frequência de 40kHz (B1: bobina de uma camada e B2: bobina de duas camadas) . Fonte: Elaborada pela autora	61
Figura 5.12 – Imagens sequenciais do arco com arame sendo transferido por ponte metálica (taxa de aquisição de 3 imagens por segundo) . Fonte: Elaborada pela autora.....	64
Figura 5.13 – Imagens do arco sequenciais com arame sendo transferido por gotas (a) sem aquecimento e (b) com aquecimento do arame (taxa de aquisição de 3 imagens por segundo) . Fonte: Elaborada pela autora.....	65

LISTA DE TABELAS

Tabela 5.1 - Parâmetros de soldagem dos ensaios de referência (“cold wire”)..	51
Tabela 5.2 – Medidas dos cordões de solda.....	57

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIACÕES

AD	área depositada
AF	área fundida
AM	área misturada
B1	bobina de uma camada
B2	bobina de duas camadas
B _A	campo magnético no condutor "A"
B _B	campo magnético no condutor "B"
CA	corrente alternada
CPVP	policloreto de vinila clorado
CW	"cold wire"
D	distância entre o condutor "A" e o condutor "B"
dI	diferencial da corrente
dt	diferencial de tempo
f	frequência
F _A	força eletromagnética no condutor "A"
F _B	força eletromagnética no condutor "B"
FCAW	"Flux-cored arc welding"
GMAW	"Gas Metal Arc Welding"
H ₀	campo magnético aplicado
HW	"hot wire"
I	corrente elétrica
I _A	corrente elétrica no condutor "A"
I _B	corrente elétrica no condutor "B"
IHW	"induction hot wire"
I _P	corrente no enrolamento primário
I _S	corrente no enrolamento do secundário
J	densidade de corrente
J _{superfície}	densidade de corrente na superfície
l	comprimento da bobina

L	indutância
L	largura do cordão de solda
l_A	comprimento do condutor "A"
l_B	comprimento do condutor "B"
MIG/MAG	"Metal Inert Gas/Metal Active Gas"
N	número de espiras
N	número de espiras da bobina
N_P	número de espiras no enrolamento primário
P	penetração do cordão de solda
PTFE	politetrafluoretileno (Teflon)
PVC	policloreto de vinila
R	resistência elétrica
R	reforço do cordão de solda
SAW	"submerged arc welding"
t	tempo
TIG	"Tungsten Inert Gas"
TIG-DE	processo TIG com duplo eletrodo
U	tensão elétrica
V_s	velocidade de soldagem
Z_{carga}	resistência da carga
δ	profundidade de referência
μ	permeabilidade magnética
μ_0	permeabilidade magnética do vácuo
μ_R	permeabilidade magnética relativa
ρ	resistividade elétrica

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	3
1.1	Objetivos	4
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	5
2.1	TIG <i>hot wire</i>	5
2.2	Sopro magnético e suas implicações na soldagem a arco. 6	
2.3	Aquecimento por Indução Eletromagnética	17
2.4	Aquecimento Indutivo no processo TIG <i>hot wire</i>	23
3	DESENVOLVIMENTO DE INFRAESTRUTURA.....	25
3.1	CONCEITO DO DISPOSITIVO	25
3.2	DESENVOLVIMENTO E FABRICAÇÃO DAS BOBINAS.....	26
3.3	FONTE DE INDUÇÃO	27
4	CARACTERIZAÇÃO DO AQUECIMENTO DO ARAME POR INDUÇÃO ELETROMAGNÉTICA	32
4.1	Dispositivo para Medição de Temperatura do arame em movimento.....	33
4.2	Bancada de ensaios.....	35
4.3	Metodologia dos ensaios de medição de temperatura do arame.....	35
4.4	Resultados e Discussões	37
5	APLICAÇÃO NO PROCESSO TIG HOT WIRE	46
5.1	Dispositivo de Alimentação de Arame.....	46
5.2	Metodologia para registro de imagens do arco voltaico 48	
5.3	Caracterização e análise dos cordões de solda obtidos .. 48	
5.4	Bancada de Ensaios.....	49
5.5	Metodologia dos ensaios com arco voltaico.....	50
5.6	Resultados e discussões	52
6	CONCLUSÕES	67
7	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	68
8	REFERÊNCIAS	70
	APÊNDICE A	74

1 INTRODUÇÃO

Desde os primórdios do seu desenvolvimento, em meados de 1930, o processo de soldagem TIG tem sido empregado na união de componentes de alta responsabilidade, em virtude das características de qualidade das soldas obtidas, tais como a baixa incidência de descontinuidades e a baixa contaminação do metal de solda. O processo TIG geralmente é aplicado na forma manual. Entretanto, quando se deseja aumentar a produtividade e repetitividade dos resultados, é aplicado o processo com alimentação de arame. Em aplicações manuais, a mesma é realizada por intermédio de uma vareta e em aplicações mecanizadas/automatizadas, pela alimentação contínua de um arame. A alimentação contínua de arame no processo de soldagem TIG pode ser fria (com o arame sendo adicionado na temperatura ambiente, conhecida na bibliografia especializada como *cold wire*) ou com pré-aquecimento (*hot wire*). A grande vantagem da utilização do arame pré-aquecido é a menor energia do arco necessária para fundir o material de adição, permitindo o uso de maiores velocidades de alimentação, quando comparado ao arame frio, resultando, assim, em maiores índices de produtividade. A forma tradicionalmente utilizada para aquecer o arame é por efeito Joule, ao fazer passar corrente pelo arame conectado a uma fonte auxiliar. No entanto, a desvantagem dessa forma de aquecimento é a forte deflexão do arco voltaico (“sopro magnético”) que afeta a estabilidade do mesmo, devido ao campo magnético produzido pela corrente que circula no arame. Assim, como alternativa para mitigar este problema, são encontradas na literatura algumas propostas de técnicas de aquecimento.

Uma delas consiste na utilização de corrente alternada, com frequência da rede (50 ou 60 Hz), para aquecer o arame. A alternância de polaridade tende a diminuir o sopro magnético. Outra forma diz respeito ao emprego de pulsação da corrente principal (corrente de soldagem) e da corrente de aquecimento, com defasagem. Mais recentemente, o uso de uma corrente de aquecimento pulsada, mas com alta frequência de pulsação, também sido alvo de estudos para a aplicação no processo de soldagem TIG *hot wire*. Entretanto, estas técnicas disponíveis na literatura conseguem apenas minimizar o problema do sopro magnético. De fato, a eliminação completa do fenômeno não é conseguida por estas, o que acaba por limitar a aplicação do processo TIG em condições de maior taxa de deposição.

Buscando alternativas para o aquecimento do arame no processo de soldagem TIG *hot wire* visando eliminar o problema do sopro magnético, propõe-se o desenvolvimento de uma técnica de aquecimento por indução eletromagnética do arame, assim como o estudo da aplicação da mesma.

1.1 Objetivos

O presente trabalho tem como objetivo principal a proposição, e posterior estudo das potencialidades, de um método inovador de aquecimento do arame no processo TIG *hot wire*. Trata-se do aquecimento do arame por efeito indutivo (IHW-TIG). Isto com o objetivo de minimizar ou, mesmo eliminar completamente, os problemas presentes no processo TIG *hot wire* relativos ao sopro magnético possibilitando, assim, o emprego de maiores velocidades de alimentação de arame e flexibilidade quanto aos aspectos operacionais, conferindo, portanto, maior robustez ao processo. Com base neste objetivo principal, são colocados os seguintes objetivos específicos:

- Conceber um sistema de alimentação de arame dotado de características, que permita o aquecimento do arame por intermédio da indução eletromagnética aplicado ao processo TIG *hot wire*;
- Avaliar os efeitos da corrente e frequência de indução sobre a capacidade aquecimento do arame;
- Avaliar a técnica IHW-TIG quanto às características operacionais e taxa de fusão, tendo como referência a técnica TIG *cold wire* (arame frio).

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 TIG *hot wire*

O emprego da técnica *hot wire* objetiva a obtenção de um cordão com a qualidade característica do processo TIG, mas com velocidades de alimentação de arame semelhantes ao processo MIG/MAG [1]. A mesma visa aumentar as taxas de deposição, sendo capaz de superar o dobro dos valores obtidos com a técnica *cold wire* [2,3,4]. O pré-aquecimento do arame contribui, ainda, para uma maior molhabilidade do cordão de solda. Isto porque uma menor energia é necessária para a fusão do arame pré-aquecido, sendo a energia restante entregue à peça de trabalho. Esta maior energia resulta em uma maior poça de fusão e, conseqüentemente, uma maior largura do cordão de solda. Os resultados obtidos por Olivares e Díaz [5] comprovam este efeito visto que, para uma mesma corrente de soldagem e velocidade de alimentação de arame, geometrias distintas de cordão de solda foram obtidas empregando a técnica *hot wire* e *cold wire* no processo de soldagem TIG. Os cordões de solda e suas respectivas macrografias são apresentadas na Figura 2.1.

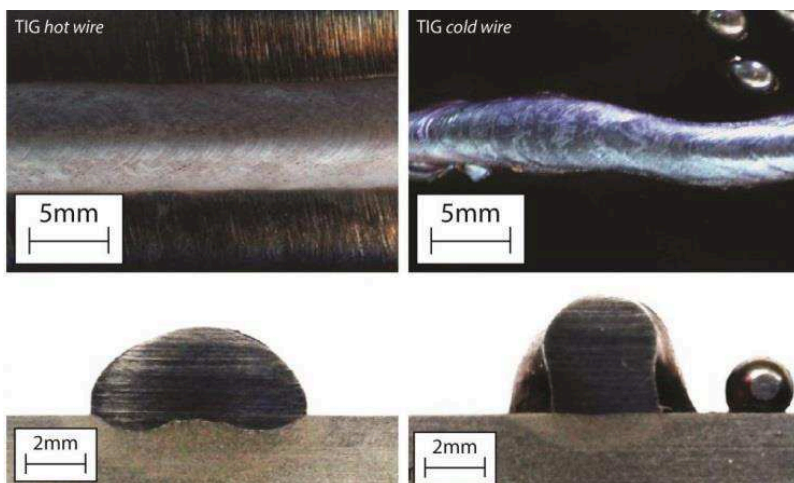


Figura 2.1- Comparativo entre o processo TIG *cold wire* e *hot wire* ao empregar uma corrente de soldagem de 260A e velocidade de alimentação de arame de 4,5m/min. Adaptado de [5]

Vários métodos têm sido empregados a fim de promover o aquecimento do arame, sendo o mais simples através da passagem de uma corrente constante pelo material de adição, sendo aquecido ao fechar o circuito elétrico em contato com a poça fundida. Assim, o arame atua como uma resistência elétrica provocando o aquecimento do mesmo e facilitando sua fusão ao ser depositado na poça fundida [1,5]. Um arranjo típico do processo TIG *hot wire* é ilustrado na Figura 2.2.

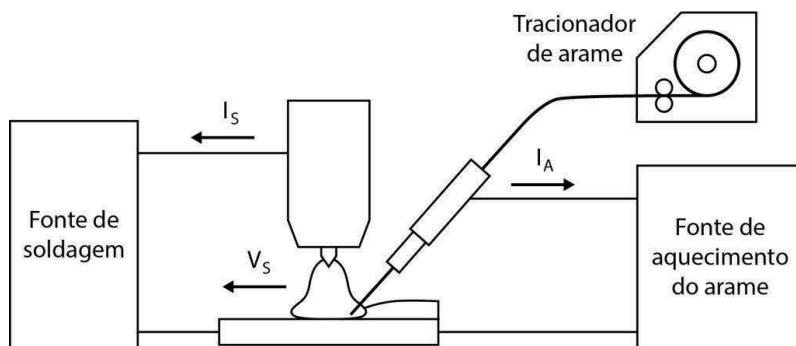


Figura 2.2- Esquema típico do processo TIG *hot wire*, em que “ I_s ” é a corrente de soldagem, “ I_a ” a corrente elétrica no arame e “ V_s ” a velocidade de soldagem. Fonte: Elaborada pela autora

De acordo com a literatura, o principal obstáculo desta forma de aquecimento são as deflexões sofridas pelo arco voltaico (conhecidas como “sopro magnético”) devido às interações entre os campos magnéticos produzidos pela corrente que circula no arame e pela corrente do arco voltaico [2, 3, 5, 6, 7, 8].

2.2 Sopros magnético e suas implicações na soldagem a arco

O campo magnético produzido pela corrente que passa por um condutor elétrico como, por exemplo, o arco voltaico, tende a se distribuir uniformemente em torno do mesmo. Quando esta distribuição é não simétrica ou sofre perturbações, levando a uma maior concentração do campo magnético em um dos lados do condutor, as forças eletromagnéticas passam a ter uma componente transversal que tende a defletir o condutor em direção ao local com menor intensidade de campo magnético.

O campo magnético produzido por uma corrente I_A que percorre um condutor (condutor A) a uma distância “a” do mesmo pode ser calculado de forma simplificada pela equação

$$B_A = \frac{\mu_0 I_A}{2\pi a} \quad (2.1)$$

onde μ_0 é a permeabilidade magnética do vácuo ($4\pi \cdot 10^{-7}$ Tm/A). A magnitude do campo magnético varia proporcionalmente com a corrente elétrica, e a direção das linhas de campo magnético resultantes são dadas pela regra "da mão direita" [9]. Considerando um segundo condutor (condutor B), a uma distância “D” do condutor A, percorrido por uma corrente elétrica I_B , gerando, também, um campo magnético em seu entorno. Em virtude do condutor B estar sujeito ao campo magnético B_A , a interação entre os campos magnéticos resulta em uma força eletromagnética F_B sobre esse condutor. Esta força pode ser calculada por

$$F_B = I_B \cdot l_B \cdot B_A = I_B \cdot l_B \cdot \frac{\mu_0 I_A}{2\pi D} \quad (2.2)$$

em que l_B é o comprimento do condutor B. De forma análoga, uma força F_A age sobre o condutor A devido ao campo magnético B_B

$$F_A = I_A \cdot l_A \cdot B_B = I_A \cdot l_A \cdot \frac{\mu_0 I_B}{2\pi D} \quad (2.3)$$

As forças que surgem em decorrência de campos magnéticos não simétricos ao redor do arco são um problema comum no âmbito da soldagem a arco [10]. Isto se deve ao fato de o arco voltaico constituir-se num condutor elétrico no estado plasma, e este, sofrer deflexões devido a essas forças. Em algumas situações, este efeito pode gerar descontinuidades e defeitos na soldagem. Em processos com duplo eletrodo, como é o caso do MIG/MAG tandem [11] e o TIG duplo eletrodo (TIG-DE) [12], a presença do sopro magnético se faz muito evidente. Quando as correntes estão em direções opostas (Figura 2.3b), as forças eletromagnéticas têm sentidos contrários e os arcos voltaicos se afastam. No caso de as correntes terem o mesmo sentido, os mesmos se aproximam (Figura 2.3a).

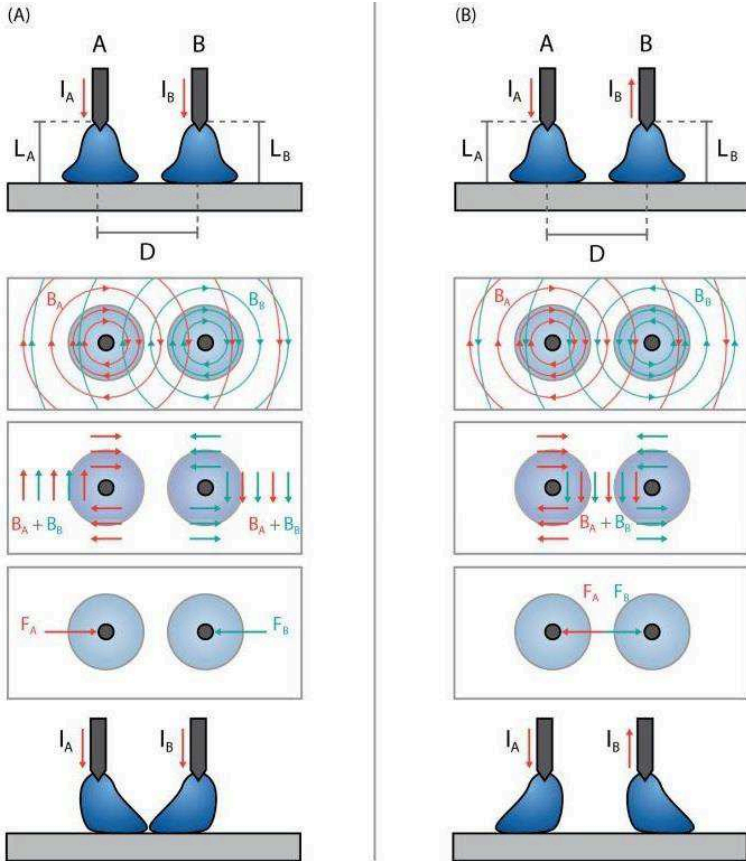


Figura 2.3– Forças decorrentes da interação dos campos magnéticos de dois condutores com (a) correntes de mesmo sentido e (b) sentidos opostos. Fonte: Elaborada pela autora

Segundo Schwedersky [12], uma alternativa para reduzir o sopro magnético no processo TIG-DE é a utilização de pequenas distâncias entre os eletrodos. De acordo com este autor, em geral, quanto menor o afastamento entre os eletrodos menor a tendência de desvio devido às próprias questões geométricas. Assim, é possível diminuir o desvio dos arcos voltaicos a níveis que não comprometam a soldagem [12]. Schwedersky [12] propõe uma segunda técnica de evitar o sopro magnético, sendo esta através da pulsação sincronizada das correntes nos dois eletrodos de forma defasada. Esta técnica consiste em realizar a soldagem de maneira pulsada nos dois eletrodos, utilizando tempos de pulso e

de base iguais, com sincronismo entre o período de pulso em um eletrodo e a base no outro eletrodo [12].

Para o caso do TIG *hot wire*, a polaridade do arame influencia diretamente na direção de desvio do arco voltaico. Por exemplo, quando o arame é adicionado por trás do arco voltaico, ao empregar polaridade inversa no arame em relação ao arco voltaico, o desvio deste ocorrerá no mesmo sentido do avanço da tocha. Esta configuração, para Ueguri et al. [13], é desejável ao empregar maiores velocidades de soldagem, assegurando que o arco formará uma poça de fusão na região em que o arame será depositado. Contudo, em ensaios realizados por Olivares e Díaz [5], foi demonstrado que não seria possível a utilização dessa configuração, pois o arco voltaico afasta-se demasiadamente do arame de adição. Assim, não existe “contato” entre o arco voltaico e o arame conforme pode ser observado na Figura 2.4a, resultando na deposição de metal de adição fundido sem a necessária fusão do metal de base (Figura 2.4b).

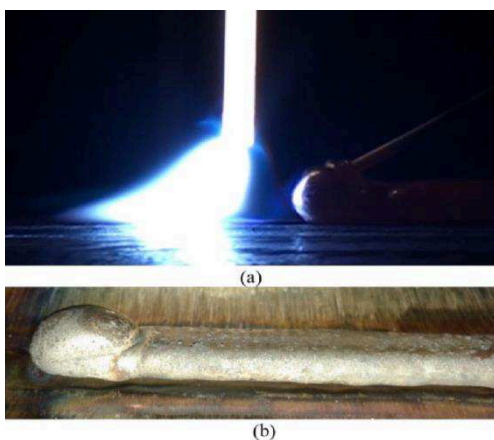


Figura 2.4– Processo TIG *hot wire* com arame sendo percorrido por corrente de mesmo sentido à do eletrodo (a) com 4,5 m/min de velocidade de alimentação e (b) aparência superficial do cordão com falta de fusão [5]

De acordo com Olivares e Díaz [5], quando o arco deflete em direção ao arame, é conseguida uma maior transferência de energia para o arame, ao mesmo tempo em que diminui a pressão do arco no centro da poça de fusão. Desta forma, segundo os autores, obtêm-se um aumento na taxa de deposição e uma diminuição da diluição, o que é favorável para aplicações de revestimento.

Visto que as duas configurações de polaridade do arame têm implicações diferentes sobre o processo, tem sido empregada a corrente alternada no aquecimento do arame, minimizando, assim, as interferências no arco voltaico devido ao sopro magnético[2]. Contudo, imagens realizadas por Hori et al.[7] com o processo TIG utilizando uma corrente de arco de 240A e uma corrente no arame alternada de 110A com frequência de 60Hz, evidenciam que o sopro magnético persiste e o arco deflete conforme a intensidade instantânea da corrente. Como esperado, a direção e magnitude da deflexão variam conforme o sentido e intensidade da corrente, como pode ser observado na Figura 2.5.

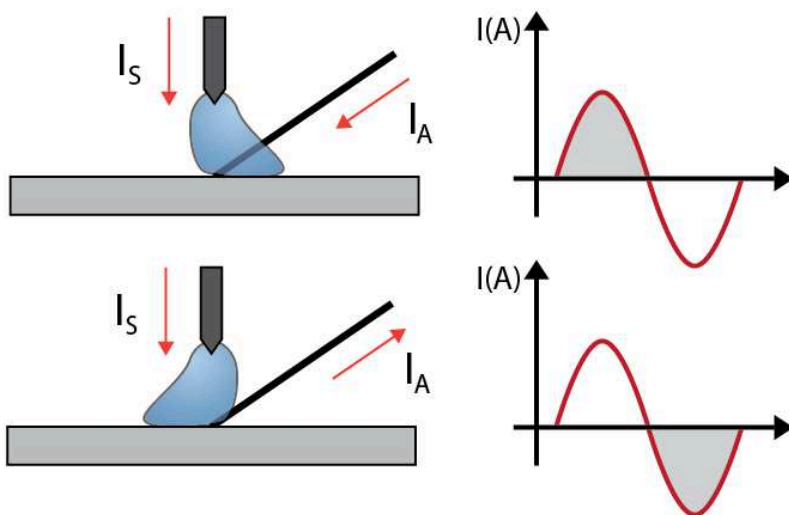


Figura 2.5 – Esquemático do sopro magnético de acordo com a polaridade e corrente instantânea do arame aplicado ao processo TIG *hot wire*. Fonte: Elaborada pela autora

Visto que a técnica do TIG *hot wire* possibilita elevadas taxas de deposição, a mesma tem sido empregada em elevadas velocidades de soldagem. No trabalho de Shinozaki et al [6] foi utilizada uma velocidade de soldagem de 300cm/min, velocidade de alimentação de arame de 6,6m/min e corrente de soldagem de 250A ao empregar o arame ER70S-G de 1,4mm de diâmetro. Visando mitigar o problema do sopro magnético, foi utilizada corrente pulsada no aquecimento do arame com valores eficazes variando de 202 a 222A e frequência de pulsação de 100Hz.

Com uma corrente de aquecimento do arame entre 204 e 215A, a taxa de fusão do mesmo permaneceu equilibrada com a sua taxa de alimentação e, por consequência, a extremidade do arame permaneceu em constante contato com a poça de fusão. Contudo, ao aumentar a corrente eficaz no arame para 222A e, conseqüentemente, aumentando a taxa de fusão do mesmo, o contato entre o arame e a poça de fusão tornou-se intermitente. Com isso, a posição da extremidade fundida do arame afastou-se do eixo do eletrodo (Figura 2.6a), além do que, nesta situação, ocorreu formação de respingos. Do contrário, ao aquecer o arame de forma insuficiente, o arco não foi capaz de fundir o arame à mesma taxa em que estava sendo alimentado, de modo que a extremidade do arame colidiu com o metal sólido embaixo da poça (Figura 2.6d).

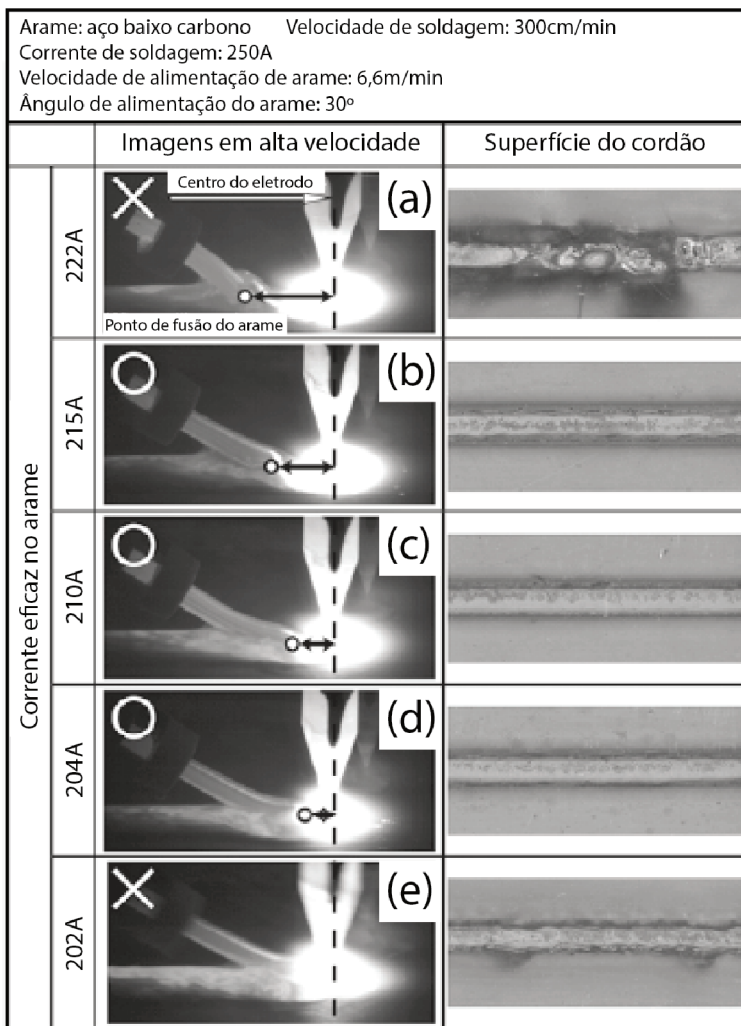


Figura 2.6– Comportamento do arame quente com diferentes valores de corrente eficaz. Adaptado de [6]

Hori et al.[7] também empregaram corrente pulsada no arame do TIG *hot wire*, mas unicamente com o objetivo de avaliar o sopro magnético. Em seu trabalho [7], utilizaram duas formas de pulsação da corrente, sendo uma através da retificação em meia onda de uma corrente alternada com 120Hz e outra, através de uma fonte inversora, utili-

zando corrente de pulso elevada e frequência de 100Hz. Ambas as situações foram avaliadas para uma velocidade de alimentação de arame de 2,7m/min utilizando um arco TIG com corrente de soldagem de 240A, do tipo contínua constante. A corrente elétrica no arame tinha o mesmo sentido da corrente de soldagem, logo, o sopro magnético fez com que o arco voltaico fosse desviado em direção ao arame. Nas duas primeiras linhas da Figura 2.7 é possível observar as imagens realizadas durante o período de base e de pulso da corrente de aquecimento do arame.

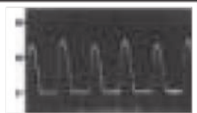



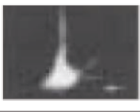
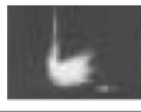



	Forma de onda da corrente do arame	Imagem durante o tempo de base (arame)	Imagem durante o tempo de pulso (arame)
(a) Pulsada (CA retificada em meia onda) - 120Hz			
(b) Pulsada com alto valor de corrente de pulso - 100Hz			
(c) Pulsada sincronizada - 150Hz			

Figura 2.7– Formas de onda e imagens do arco voltaico para correntes no arame (a) e (b) pulsada e (c) pulsada sincronizada. Adaptado de [7]

Com ambas as formas de onda das correntes de aquecimento empregadas, apesar do forte sopro magnético ao qual o arco voltaico está sujeito durante o tempo de pulso de corrente do arame, devido ao curto período de tempo do mesmo, o sopro magnético é minimizado. Isto, ao comparar com o aquecimento do arame através da utilização de corrente alternada e corrente constante. Visto que a magnitude da força eletromagnética aumenta proporcionalmente com a corrente elétrica, há um desvio mais significativo do arco ao empregar uma maior corrente de pulso, como pode ser observado na Figura 2.7b.

Hori et al.[7] também propõem a pulsação sincronizada da corrente do arame e do arco voltaico (Figura 2.7c) semelhante ao sugerido por Schwedersky [12] para o processo TIG duplo eletrodo. O método consiste na sincronização do período de pulso da corrente do arco voltaico com o período de base da corrente do arame, assim, a interação

entre os campos magnéticos seria minimizada, visto que o campo magnético produzido pela corrente de aquecimento (no arame) durante o período de pulso seria fraca e, assim, não afetaria significativamente o arco voltaico. Deste modo, durante o período de pulso da corrente de soldagem, o arco voltaico não sofre deflexão enquanto promove a fusão do metal de base. Por outro lado, uma corrente suficientemente baixa para a manutenção do arco é mantida durante o tempo de base, logo, o arco não é afetado pelo sopro magnético. Na condição utilizada pelos autores, a corrente de pulso é aplicada no arame durante o período de base da corrente de soldagem, tempo este, correspondente a 30% do período. Contudo, de acordo com o oscilograma da corrente no arame apresentado, é possível observar que a corrente de base (no arame) não permaneceu 70% do período neste patamar. Isto foi devido à existência de uma rampa de subida significativamente lenta. Apesar de eficaz, esse método exige um sistema capaz de fazer a correta sincronização das correntes empregadas, fator este que limita a aplicação.

Em contraste com a técnica de pulsação sincronizada proposta por Hori et al. [7], os autores Díaz et al. [14] empregaram uma corrente contínua constante no arame e corrente de soldagem pulsada em baixa frequência (3,3Hz) e alta frequência (333Hz). Observaram que o emprego de alta frequência de pulsação no arco aumentou a largura do cordão de soldagem em relação àquela obtida com baixa frequência. O emprego de pulsação da corrente de soldagem em alta frequência (20Hz a 20kHz) resulta em um arco voltaico mais rígido [15] e, portanto, menos susceptível ao sopro magnético se comparado ao arco obtido com corrente de soldagem constante. Contudo, em seu trabalho, Díaz et al. [14] não comentam o efeito desta maior rigidez obtido nos seus ensaios sobre o sopro magnético. No entanto, o estudo do comportamento do arco voltaico com pulsação da corrente em altas frequências pode ser uma abordagem interessante visando mitigar o desvio do mesmo.

Ao soldar pela técnica *hot wire* são apontadas, além do problema do sopro magnético, dificuldades quanto aos arcos voltaicos secundários formados na extremidade do arame. Este problema ocorre quando a ponta do arame não está em contato com o metal de base/poça de fusão, como é o caso, por exemplo, durante o início da alimentação do arame e quando não há o equilíbrio entre a taxa de fusão e de alimentação do arame. Estes arcos voltaicos gerados são estabelecidos ora entre o arame e o eletrodo de tungstênio, ora entre o arame a peça de trabalho e, segundo Hori et al. [7], perturbam a estabilidade do processo. No entanto, Chen et al.[16] têm proposto a utilização de um arco voltaico entre o arame e o eletrodo de tungstênio a fim de obter uma maior taxa

de fusão do arame. Segundo esses autores, para promover uma maior taxa de fusão do arame no processo TIG *hot wire*, são necessárias poças fundidas de maior volume, decorrentes de maiores energias de soldagem. Logo, a taxa de fusão e a energia de soldagem estariam acopladas. Contudo, em situações em que há limitação de volume de material fundido, como é o caso da soldagem fora de posição, essa técnica é limitada. Assim, Chen et al [16] propõe, portanto, a técnica do TIG “*arcing-wire*”, em que um arco voltaico é estabelecido entre o eletrodo e o arame adicional conforme ilustrado na Figura 2.8.

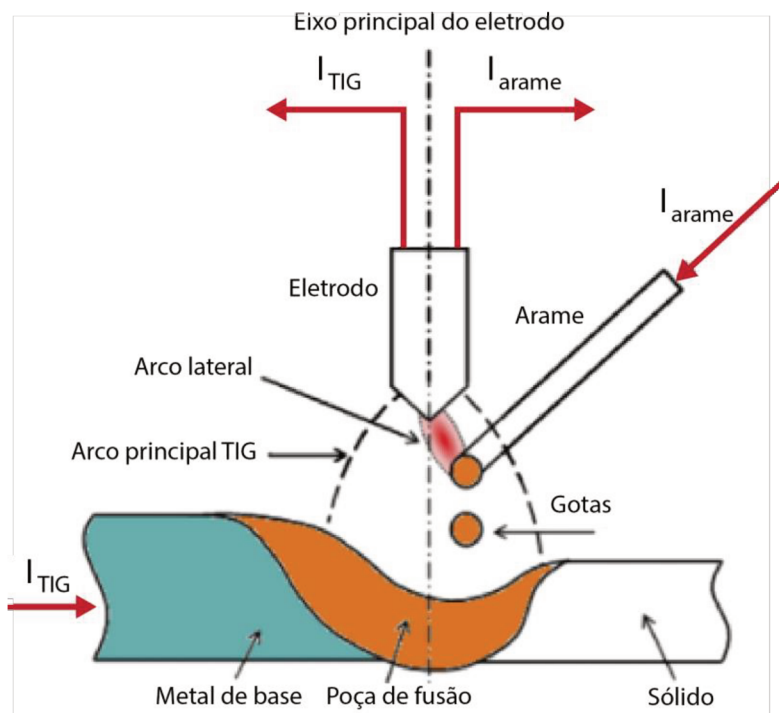


Figura 2.8– Técnica do *arcing-wire* proposta por Chen et al. [16]. Adaptada de [16]

A principal diferença entre o processo TIG *hot wire* e o processo TIG *arcing-wire* reside no mecanismo de aquecimento e fusão do metal de adição. Neste último, o arame é completamente fundido pelo arco lateral estabelecido entre o eletrodo de tungstênio e o arame. Assim, o arame pode ser fundido de forma semelhante ao que ocorre no

processo MIG/MAG para o modo de transferência goticular. Além disso, este mecanismo de fusão não depende do contato com a poça fundida. Deste modo, uma possível dependência entre a taxa de deposição e a energia do arco é, portanto, eliminada [16]. Essa técnica facilita, ainda, a utilização de materiais de adição de baixa resistividade elétrica, visto que o emprego de uma corrente elétrica do arame para aquecimento por efeito Joule é limitado a materiais que possuem resistividade relativamente baixa, restringindo o seu emprego, por exemplo, ao soldar ligas de cobre e de alumínio. Neste contexto, considerando um mesmo comprimento de aquecimento do arame, seção transversal e corrente de aquecimento, o arame constituído de uma liga de alumínio exigiria uma corrente duas vezes maior, quando comparando com arames de aço ao carbono, a fim de obter a mesma potência de aquecimento. Nesta análise, apesar das simplificações dos cálculos ao se desconsiderar os fenômenos de condução de calor e perdas para o ambiente, além de utilizar os valores de resistividade a 20°C, com este exemplo, é possível compreender a dificuldade de aquecer materiais de baixa resistividade por efeito Joule.

Buscando contornar estes problemas inerentes a materiais de baixa resistividade elétrica, Lv et al.[3] propõem o uso de uma tocha TIG auxiliar independente a fim de promover o pré-aquecimento do arame. Fazendo uso desta técnica, os autores conseguiram, para uma corrente de soldagem de 240A, dobrar a taxa de deposição, de um arame de liga de cobre HS201 em um aço SAE1020, em relação ao TIG *cold wire*. Os cordões de solda obtidos apresentaram valores de reforço semelhantes, contudo, no TIG *hot wire* a largura do cordão de solda aumentou cerca de 50% em relação à técnica *cold wire*. Na Figura 2.9 é possível observar um esquema desta técnica.

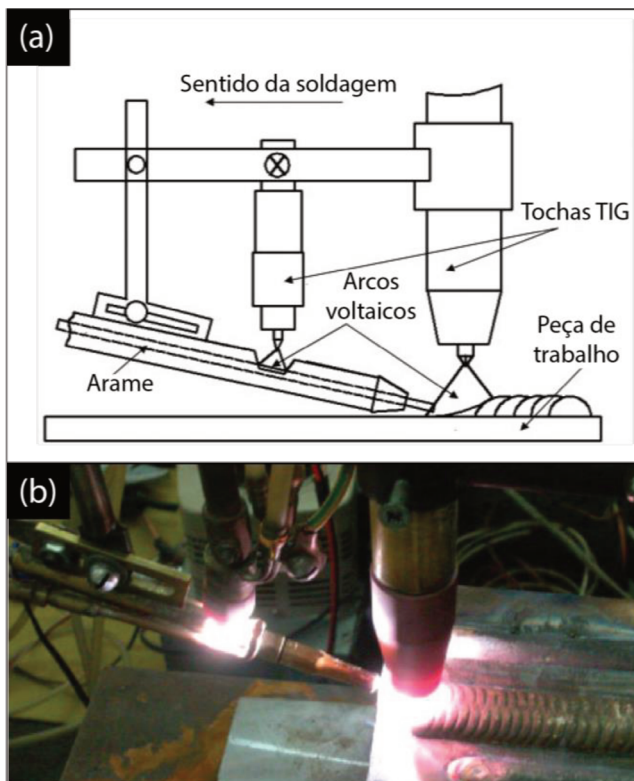


Figura 2.9– (a) Desenho esquemático da técnica de aquecimento por arco TIG e (b) a aplicação real da técnica. Adaptado de [3]

2.3 Aquecimento por Indução Eletromagnética

Antes de abordar a proposta de aplicação da indução eletromagnética ao sistema para aquecimento do arame no processo TIG, será descrita o aquecimento por indução no que tange aos seus princípios de funcionamento e os efeitos das diversas variáveis de processo.

O aquecimento por indução eletromagnética, juntamente com uma pressão mecânica, é amplamente empregado na manufatura de tubos com costura [17,18]. Além desta aplicação, no âmbito da soldagem, o aquecimento indutivo é utilizado para promover o pré-aquecimento localizado na região a ser soldada, visando aumentar a penetração [19] e/ou evitar a surgimento de trincas [19,20]. Com o objetivo de diminuir as taxas de resfriamento com o intuito de alterar a mi-

croestrutura e propriedades mecânicas do cordão de solda, estudos têm sido conduzidos abordando a aplicação do aquecimento indutivo na soldagem a laser [20,21] e na soldagem subaquática molhada pelo processo FCAW [21]. Neste último caso, no estudo realizado por Neumeier e Nacke [21], devido ao contato direto da solda com água salina, a taxa de resfriamento média, na faixa de temperatura entre 800 e 500°C aumentou de 56°C/s para 415°C/s em relação àquela da soldagem em ambiente seco.

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, conforme apresentado na Figura 2.10. Nesta analogia, o secundário possui apenas uma espira e está em curto circuito.

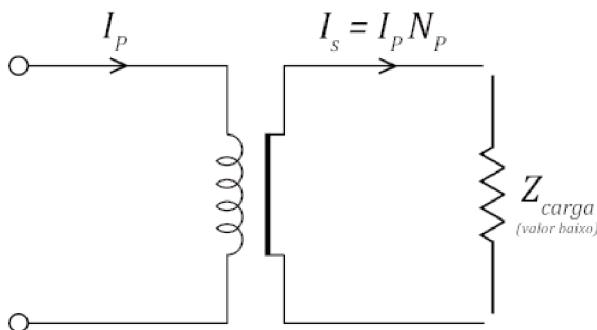


Figura 2.10– Analogia dos conceitos de indução a um transformador. Adaptado de [22]

A corrente elétrica que é induzida na peça é chamada de corrente de Foucault. 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 acima da temperatura de Curie (ou temperatura de transformação magnética). Este, também, é o mecanismo primário em metais ferromagnéticos [23]. No entanto, há outra forma de aquecimento associada à indução eletromagnética em materiais ferromagnéticos, contudo, menos significativa, 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 na 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 [24] 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 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 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 [23]. Este fenômeno é conhecido por efeito “skin”, ou efeito casca. A determinação da distribuição da corrente induzida é complexa. Para o caso mais simples que pode ser analisado, que é uma barra maciça de secção circular, as soluções demonstram que a corrente induzida diminui exponencialmente com a distância à superfície. Este, por exemplo, é o caso do arame de adição do processo TIG *hot wire*. Com o perfil de distribuição das correntes induzidas é possível determinar a profundidade efetiva de aquecimento. Esta profundidade, conhecida como profundidade de referência “ δ ”, 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, neste caso o arame[25]. Essa profundidade “ δ ” é definida pela equação

$$\delta = \sqrt{\rho/\mu f} \quad (2.4)$$

onde ρ é a resistividade da peça de trabalho, μ é a permeabilidade magnética relativa da peça de trabalho e “ f ” é a frequência de oscilação do campo magnético produzido pela bobina[23]. 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% do seu valor na superfície. A densidade de potência a essa profundidade é 14% daquela na superfície [23,25]. Na Figura 2.11 é apresentado o gráfico da densidade de corrente e potência relativas em função da distância “ y ” medida a partir da superfície.

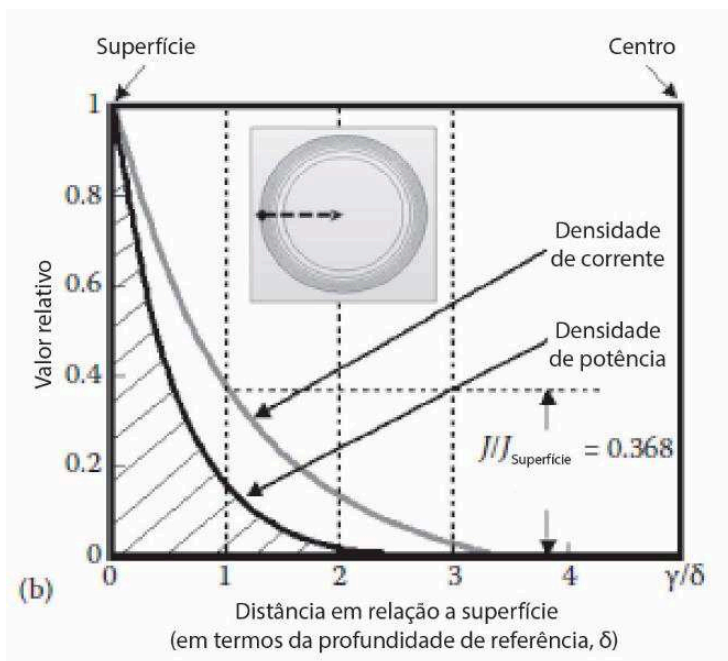


Figura 2.11– Valor relativo da densidade de corrente e potência em função da distância da superfície. Adaptado de [25]

Durante o ciclo de aquecimento, a resistividade elétrica ρ da maioria dos metais pode aumentar de quatro a seis vezes seu valor inicial, à temperatura ambiente [25]. Portanto, mesmo para metais não magnéticos a profundidade de referência δ pode aumentar substancialmente durante o ciclo de aquecimento. Visto que a profundidade de referência δ varia com a temperatura, a penetração da corrente de Foucault nos aços carbono aumentará ligeiramente devido ao aumento de ρ com a temperatura no início do ciclo de aquecimento. Nos aços carbono, com um aumento adicional da temperatura, a aproximadamente 550°C , μ_r começa a diminuir acentuadamente. Próximo de uma temperatura crítica A_2 , conhecida como temperatura Curie ou ponto Curie, μ_r cai drasticamente visto que os aços carbono se tornam não magnéticos. Como resultado, δ aumenta significativamente. Depois de aquecer acima da temperatura Curie, δ continuará a aumentar ligeiramente devido ao aumento da resistividade com a temperatura (Figura 2.12).

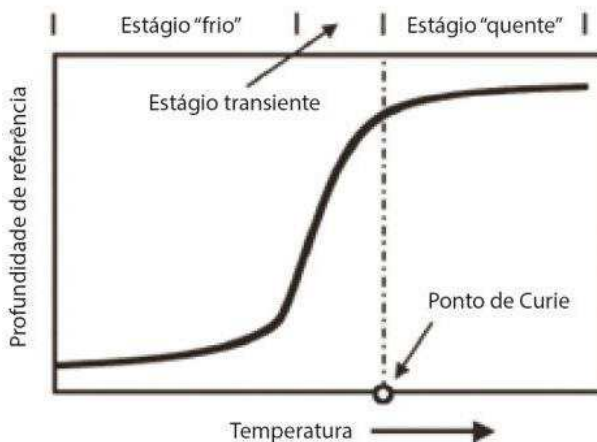


Figura 2.12– Variação típica da profundidade de referência durante o aquecimento indutivo de uma peça de aço carbono. Adaptado de [25]

Em muitos casos, o aumento da profundidade de aquecimento pode contribuir para um maior aquecimento da peça. 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 de Curie, a frequência é aumentada de modo a compensar a diminuição devido à mudança da permeabilidade magnética[25,22]. Observa-se, portanto, a forte influência da frequência de operação do sistema no padrão de aquecimento. Para peças cilíndricas com campo magnético radial, recomenda-se que a profundidade de referência seja menor que a metade do raio da peça [25]. Desta forma, evita-se o cancelamento das correntes induzidas e, conseqüente, perda de eficiência.

Visto que por vezes é difícil estimar a permeabilidade magnética, Davies e Simpson [22] apresentam um nomograma (Figura 2.13) para estimar a profundidade de referência com base na resistividade do material 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 2.5.

$$H = \frac{N \cdot I}{l} \quad (2.5)$$

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

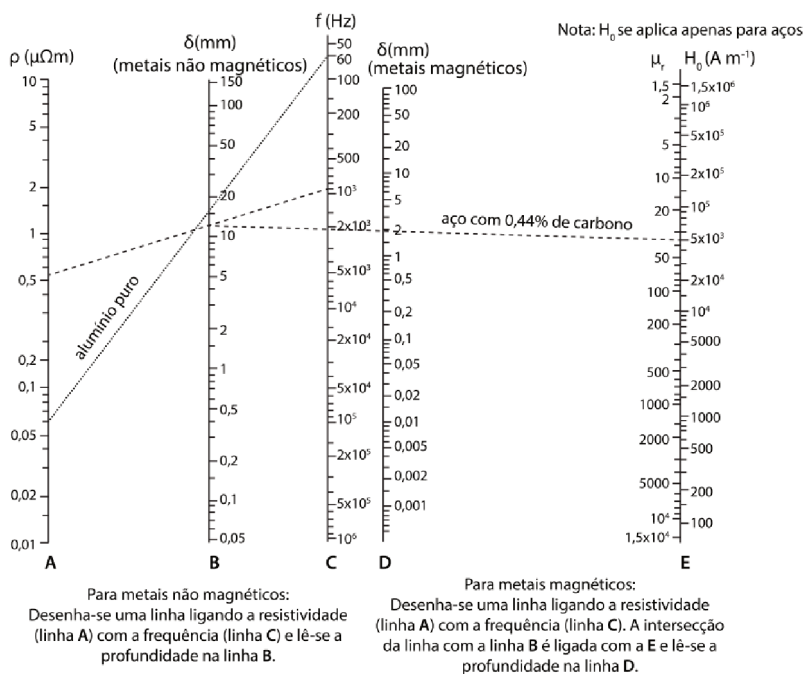


Figura 2.13- Nomograma para determinação da profundidade de referência estimada. Adaptado de [22]

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 intersecção 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).

2.4 Aquecimento Indutivo no processo TIG *hot wire*

Foram encontrados na literatura somente dois trabalhos acerca da aplicação da indução no aquecimento do arame no processo TIG. Nestes, a técnica é empregada no aquecimento do arame de materiais não ferrosos para brasagem de alumínio e aço inoxidável [26] e na soldagem de ligas de alumínio [27]. Destes, apenas um foi encontrado em sua versão completa, contudo, o mesmo não descreve os parâmetros de indução utilizados. Em seu trabalho, He et al [26] utilizaram um arame de alumínio de 1,6mm de diâmetro na união de chapas de 3mm de espessura de aço inoxidável e alumínio. Na Figura 2.14 é apresentado o dispositivo utilizado no trabalho. Apesar dos autores 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 colocado como isolante térmico, visando evitar que a bobina de indução do arame atingisse elevadas temperaturas em função do calor provindo do arame.

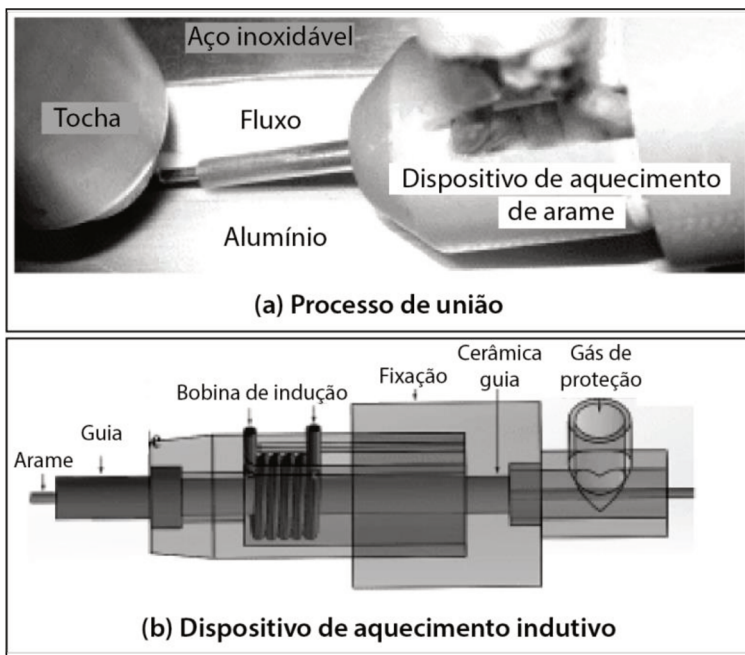


Figura 2.14– Ilustração do (a) posicionamento do dispositivo no processo e (b) esquema construtivo do mesmo. Adaptado de [27]

Ao empregar o arame à temperatura ambiente, foi necessário utilizar uma corrente de soldagem alternada de 110A para promover a fusão do mesmo. Ao aquecer o arame por indução eletromagnética, uma corrente de soldagem de 85A foi suficiente para conseguir a mesma taxa de fusão do material. He et al [26] 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 [27] mediram uma temperatura de 450°C no arame a uma velocidade de alimentação de 6m/min e 300°C ao empregar 10m/min, 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 [27].

3 DESENVOLVIMENTO DE INFRAESTRUTURA

3.1 CONCEITO DO DISPOSITIVO

O presente trabalho foi realizado em duas etapas, sendo a primeira referente à caracterização do aquecimento indutivo e a segunda, a aplicação da técnica no processo TIG.

Na concepção inicial do sistema de aquecimento priorizou-se isolar entre si a bobina e o arame no seu interior, para evitar um possível contato elétrico e a degradação da bobina de indução em decorrência do calor proveniente do arame. Logo, buscou-se um material que possibilitasse o isolamento elétrico e térmico da bobina em relação ao arame. Dentre as opções disponíveis comercialmente, optou-se pelo emprego de um tubo de cerâmica (alumina) de diâmetro interno de 1,4mm e externo de 5mm. O conceito do dispositivo está apresentado na Figura 3.1, sendo composto por uma bobina de indução de comprimento aproximado de 100mm e uma cerâmica guia no seu interior, responsável por isolar eletricamente o arame e direcioná-lo para o arco voltaico. Foram testadas duas configurações de bobina, sendo uma delas com uma camada de espiras e outra com duas camadas, buscando avaliar os efeitos de diferentes intensidades de campo magnético.

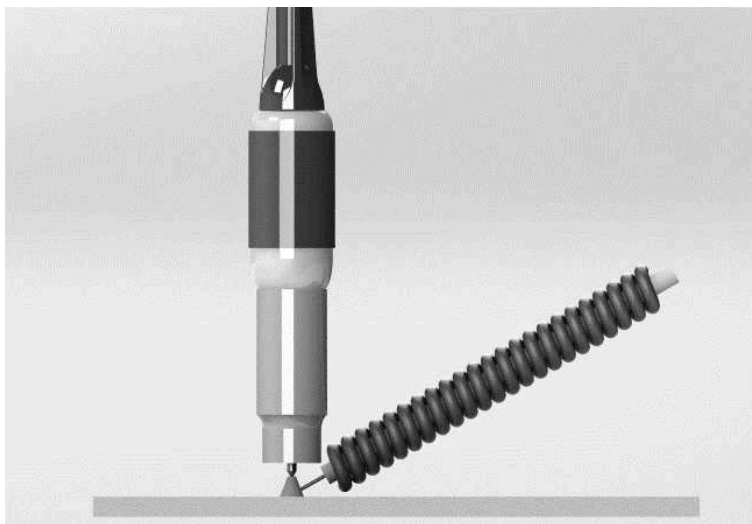


Figura 3.1– Conceito do dispositivo para aplicação da técnica

3.2 DESENVOLVIMENTO E FABRICAÇÃO DAS BOBINAS

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 0,8mm. Visto que era necessário isolar eletricamente as espiras da bobina 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. Ao curvar o tubo para confeccionar a bobina, observou-se que o tubo estrangulava e isso dificultaria a passagem de água para sua refrigeração. Para resolver o problema primeiramente, conectou-se o tubo numa fonte de soldagem no modo corrente constante. Empregando uma corrente elétrica de 250A, o tubo foi aquecido por aproximadamente 10 segundos. Em seguida, foi inserida água no tubo com auxílio de uma unidade de refrigeração e, após, foram fechadas suas extremidades. Em seguida, revestiu-se o tubo com a fita de PTFE adesiva. Por último, empregando um tarugo metálico de 6mm de diâmetro, enrolou-se a bobina no entorno deste.

Primeiramente, foi construída uma bobina de 20 espiras, com comprimento aproximado de 100mm e diâmetro interno de 6mm (Figura 3.2(a)). Este diâmetro interno permite a passagem do arame sem que o mesmo encoste na superfície interna da bobina e venha a danificá-la. Em seguida, construiu-se uma bobina de mesmo comprimento, mas com duas camadas totalizando 38 espiras (Figura 3.2(b)). A priori, estava previsto o emprego de uma cerâmica guia no interior da bobina, contudo, em ensaios preliminares foi verificado que a mesma atingia altas temperaturas devido à passagem do arame sendo aquecido. Este fenômeno dificultou a refrigeração das bobinas de forma eficiente, logo, o emprego da cerâmica guia em toda a extensão da bobina foi descartado.

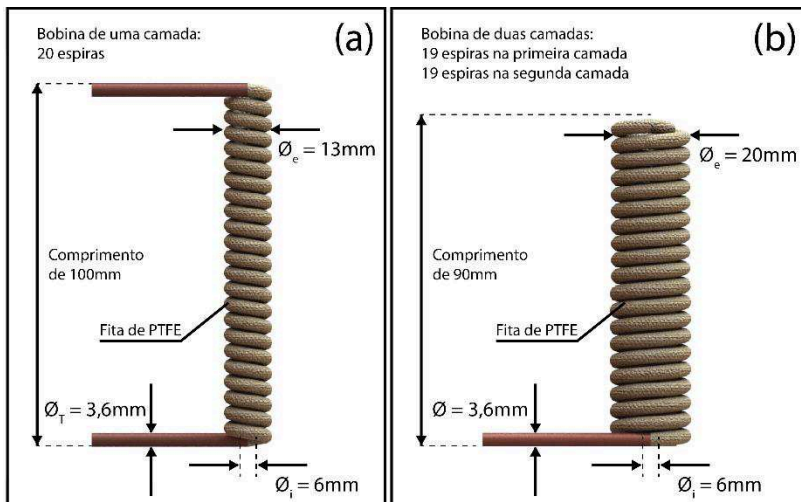


Figura 3.2- Esquema das bobinas confeccionadas com tubo capilar e revestimento de fita de PTFE adesiva com (a) uma camada e (b) com duas camadas.

Fonte: Elaborada pela autora

3.3 FONTE DE INDUÇÃO

A fonte de indução utilizada foi desenvolvida pela empresa IMC Soldagem. A fonte tem capacidade de operar com potências de até 5kW, com um limite de tensão de 50V, corrente elétrica de até 120A na faixa de frequências de 20 a 30kHz. Para que a fonte de indução consiga transferir máxima potência para a bobina, a mesma precisa operar na frequência de ressonância do circuito. Nesta frequência, a reatância capacitiva do circuito se iguala à reatância indutiva e, portanto, o mesmo apresenta apenas comportamento resistivo. A topologia básica da estrutura está representada na Figura 3.3.

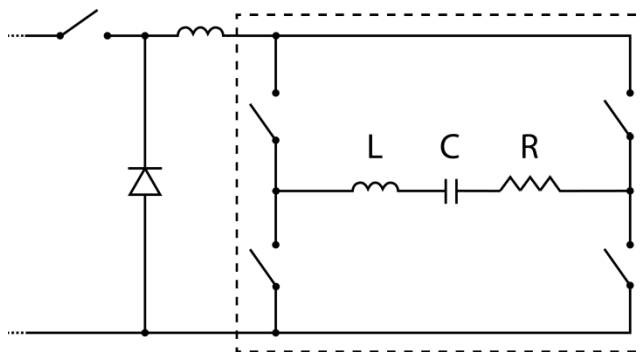


Figura 3.3– Topologia básica da estrutura final da fonte de indução, sendo “L” a indutância da bobina juntamente com os cabos de corrente que ligam os terminais da fonte à bobina, “C” a capacitância de saída da fonte e R a resistência equivalente da bobina juntamente com os cabos de corrente. Fonte: Elaborada pela autora

Para que a fonte de indução consiga transferir a máxima potência para a bobina, é necessário encontrar a frequência de ressonância de operação do sistema para cada bobina a ser utilizada. Para isto, primeiramente, é realizada a medição da indutância da bobina juntamente com os cabos que a conectam à fonte de indução. Para a obtenção do valor da indutância, é necessário a aquisição da corrente e tensão elétricas nos terminais da fonte (X e Y) conforme Figura 3.4. Nos ensaios de determinação da indutância, o capacitor C1 deve ser curto circuitado de modo que a corrente elétrica não percorra o mesmo. Nestes testes utilizou-se 35 A, 15% de *duty cycle* e 25kHz de frequência.

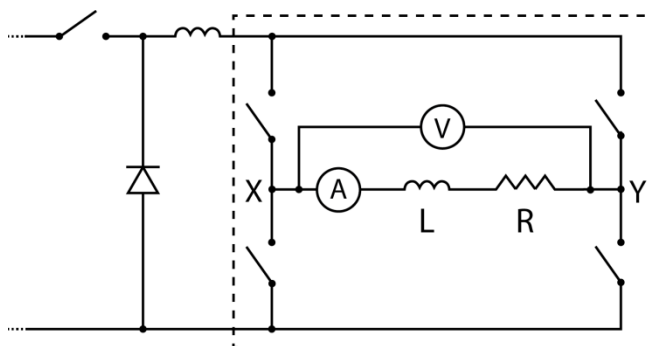


Figura 3.4– Pontos de medição de corrente (A) e tensão (V). Fonte: Elaborada pela autora

De posse dos valores da derivada di/dt e da tensão medida, é possível calcular a indutância por intermédio da equação 3.1.

$$U = L \frac{di}{dt} \quad (3.1)$$

onde “ di/dt ” é o a derivada da corrente que percorre a bobina em função do tempo, “ U ” é a tensão medida sobre a bobina e “ L ” sua indutância. A capacitância do capacitor, ligado em série com a bobina, irá determinar, portanto, a frequência de ressonância aproximada do sistema. Visto que o conjunto de capacitores instalados na fonte totaliza uma capacitância de $4\mu\text{F}$, para que a frequência de ressonância esteja entre 20 e 30kHz, é necessário que o indutor possua entre 7 e $15\mu\text{H}$ aproximadamente.

Após ensaios preliminares, constatou-se que as bobinas produzidas possuem indutâncias insuficientes, cerca de 2 a $4\mu\text{H}$. Logo, foi necessária a fabricação de bobinas adicionais. Estas foram confeccionadas com o próprio cabo de conexão, sendo cada um com 5 metros de comprimento. Destes, 2,5 metros foram utilizados para fazer duas bobinas de diâmetro aproximado de 50mm, totalizando 16 espiras. As bobinas adicionais conectadas a fonte podem ser observadas na Figura 3.5.

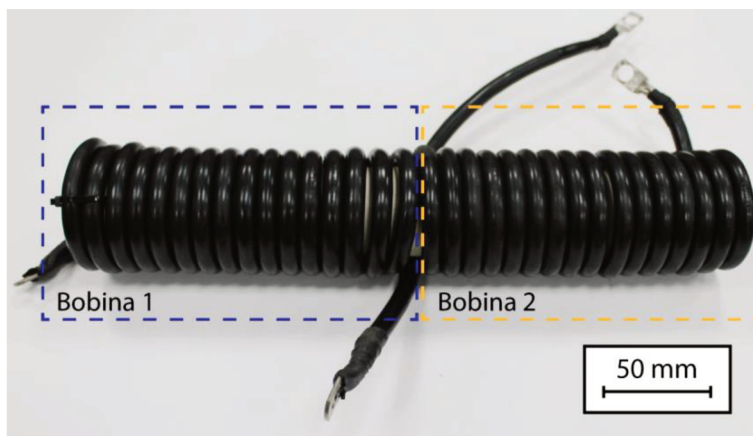


Figura 3.5– Bobinas adicionais. Fonte: Elaborada pela autora

O restante de cada cabo de corrente foi fixado com abraçadeiras para manter a mesma condição em cada ensaio, visto que a distância entre os mesmos influencia na indutância do circuito. Realizando esse ensaio para a bobina de uma camada juntamente com a bobina adicional, foram obtidos os gráficos de corrente e tensão da Figura 3.6.

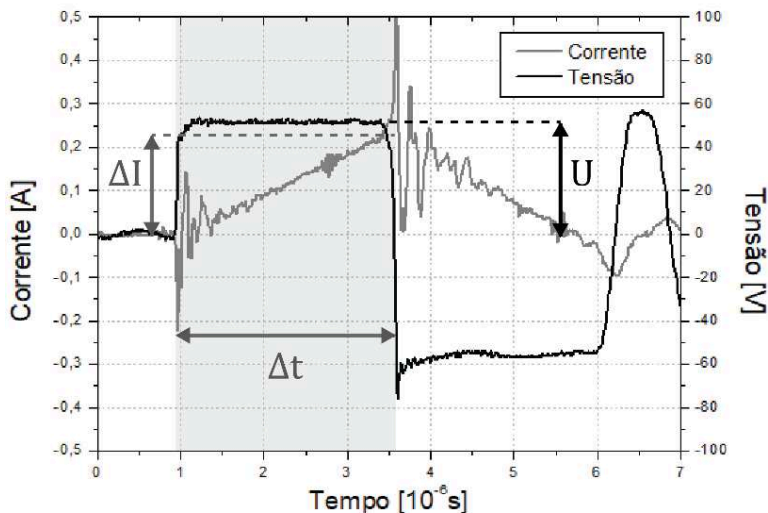


Figura 3.6– Gráficos de tensão e corrente na bobina durante ensaios de determinação da indutância para a bobina de uma camada juntamente com a bobina adicional. Fonte: Elaborada pela autora

De posse do gráfico foi possível calcular a indutância aproximada do sistema, sendo esta $10,1\mu\text{H}$. O mesmo procedimento foi realizado para a bobina de duas camadas, encontrando uma indutância de $12,5\mu\text{H}$. Igualando a reatância indutiva e a reatância capacitiva, foi possível estimar as frequências de ressonância de cada sistema, sendo estes valores para as bobinas de uma camada e a de duas camadas, ambas juntamente com as bobinas adicionais, de $25,1$ e $22,5\text{kHz}$, respectivamente. O método utilizado é descrito a seguir. Primeiro são igualadas a reatância indutiva e a reatância capacitiva, conforme a equação 3.2. Depois se procede ao rearranjo dos termos da equação, para isolar o valor da frequência, conforme a sequência mostrada nas equações 3.3 e 3.4.

$$\left| \frac{-1}{2\pi f C} \right| = |2\pi f L| \quad (3.2)$$

$$\frac{1}{CL} = (2\pi f)^2 \quad (3.3)$$

$$f = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} \quad (3.4)$$

em que “C” é a capacitância da fonte de indução dada em Faraday, “f” é a frequência em Hertz. Estes valores calculados foram o ponto de partida para a determinação da frequência de ressonância do sistema. Isto, tendo em vista que estes cálculos fornecem um valor aproximado da frequência de ressonância, uma vez que a determinação experimental da indutância do circuito é complexa por se tratar da aquisição de sinais transitórios. Deste modo, na sequência foram realizados ensaios a fim de identificar a frequência de ressonância do circuito para cada bobina. Nestes ensaios, (agora com o capacitor conectado ao circuito) foi-se ajustando a frequência de operação do equipamento com incrementos de 0,1kHz. Como resultado, foi possível identificar a frequência de ressonância, no momento em que houve o sincronismo entre o chaveamento da tensão da estrutura de potência com a passagem por zero da corrente de indução. Na Figura 3.7 e Figura 3.8 é possível observar o comportamento da corrente e tensão para as duas bobinas no ponto de ressonância, sendo estes em 22,1 e 21,3kHz para a bobina de uma camada e duas camadas respectivamente. Diferentemente dos ensaios de indutância, nestes o *duty cycle* foi ajustado em 98%.

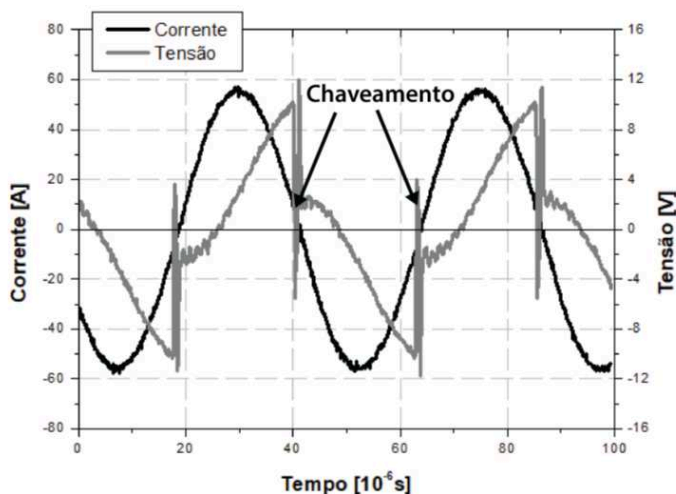


Figura 3.7- Gráficos de tensão e corrente na bobina durante ensaios de determinação da frequência para a bobina de uma camada juntamente com a bobina adicional. Fonte: Elaborada pela autora

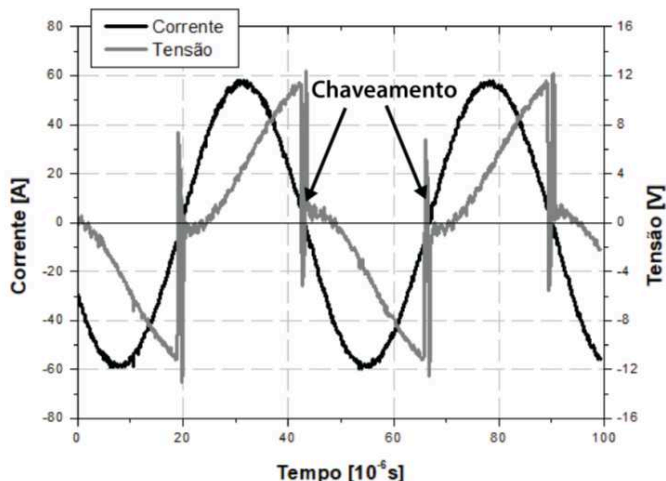


Figura 3.8- Gráficos de tensão e corrente na bobina durante ensaios de determinação da frequência para a bobina de duas camadas juntamente com a bobina adicional. Fonte: Elaborada pela autora

Durante a realização destes ensaios foi possível observar que variações de 0,1 kHz na frequência de operação do equipamento produziam variações significativas no sincronismo entre o chaveamento da tensão da estrutura de potência com a passagem por zero da corrente de indução. Por fim, cabe salientar que para ambas as bobinas, na frequência de ressonância obtiveram-se tensões de cerca de 5 a 7V. Isso mostra que é será possível aumentar a corrente sem que o limite de tensão da fonte de energia seja atingido.

4 CARACTERIZAÇÃO DO AQUECIMENTO DO ARAME POR INDUÇÃO ELETROMAGNÉTICA

Com o intuito de caracterizar a técnica de aquecimento do arame por indução, foram realizados ensaios sem a presença de arco voltaico. Assim, para uma mesma bobina de indução, foram variados parâmetros como corrente na bobina e velocidade de alimentação do arame. O arame empregado foi o ER70S-6 com diâmetro de 1,0mm. Buscando compreender os fenômenos envolvidos de forma qualitativa, foi desenvolvido um método de aquisição da temperatura do arame em movimento, conforme descrito no item 4.1.

4.1 Dispositivo para Medição de Temperatura do arame em movimento

Um dispositivo de medição de temperatura foi desenvolvido com intuito de medir a temperatura do arame logo após este sair do interior da bobina. Este dispositivo é composto por um anel de cobre, dois termopares tipo K e um elemento de fixação à bobina. O anel de cobre possui um orifício concêntrico de diâmetro próximo ao arame, visto que o mesmo foi obtido a partir de um bico de contato para MIG/MAG, e diâmetro externo de apenas 4mm, buscando minimizar as perdas térmicas. Assim, estando este em contato com o arame aquecido e em movimento, espera-se que ambas as peças atinjam o equilíbrio térmico, de modo que a temperatura do arame possa ser estimada a partir da temperatura da peça de cobre. Neste mesmo anel, há dois orifícios em que os termopares foram fixados. Este anel, juntamente com os termopares, pode ser observado na Figura 4.1. Baseado na distância aproximada de inserção do arame no arco voltaico, a peça de cobre foi posicionada a 10mm da extremidade da bobina. A aquisição do sinal dos termopares foi realizada com o sistema de aquisição de temperatura SAT [28].

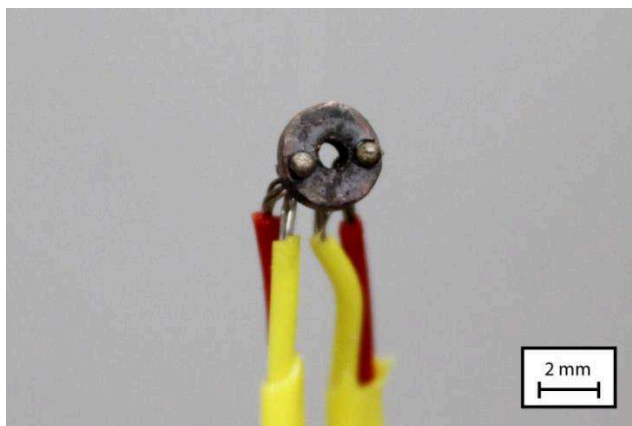


Figura 4.1- Anel de cobre com os dois termopares fixados. Fonte: Elaborada pela autora

Visto que a cerâmica guia prevista no projeto inicial aquecia demasiadamente durante a realização destes ensaios, optou-se por retirá-la. Contudo, é necessário evitar que o arame quente encoste na bobina, sob pena de danificá-la. Logo, empregou-se a solução apresentada na Figura 4.2. Nesta, um anel de cobre auxilia na fixação e centralização da

peça na qual os termopares estão fixados. Esta por sua vez, está fixada a um tubo de CPVC (tubo de ligação) que faz a fixação do mesmo na bobina, permitindo o ajuste da distância entre o dispositivo e a saída da bobina. O material escolhido para o tubo de ligação se deve ao fato de o mesmo não sofrer aquecimento por indução, visto que não é metálico.

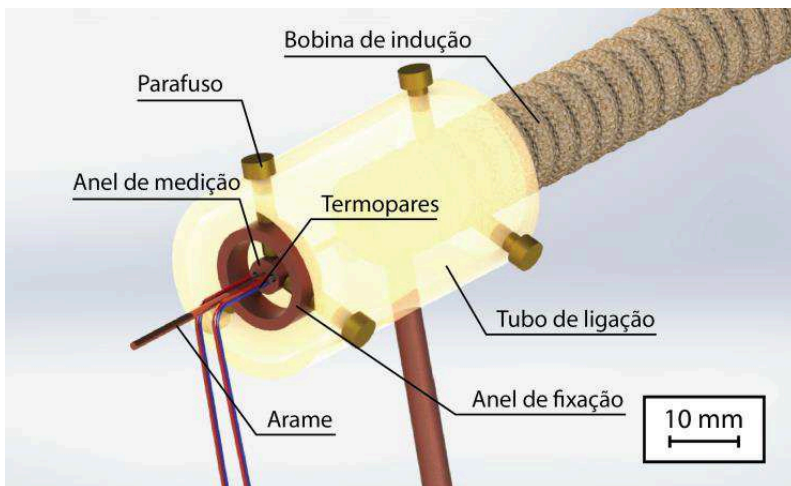


Figura 4.2– Projeto do dispositivo de medição da temperatura do arame. Fonte: Elaborada pela autora

Visando a aplicação no processo TIG, estimou-se uma distância de 10mm entre a posição de saída do arame na bobina e o arco voltaico e avaliou-se o aquecimento do arame também nesta posição. A fim de avaliar se esta distância de 10mm é suficiente para que a peça de medição não seja aquecida por indução, ajustou-se a condição em que se espera o maior aquecimento. Para isto, foi empregada a bobina de duas camadas e ajustada a maior corrente (de 120 A), sem arame passando. Foi observado que a temperatura do anel de medição não se alterou (permaneceu à temperatura ambiente). Assim sendo, pode-se concluir que o dispositivo está próximo o suficiente para não permitir que o arame perca tanta energia térmica e longe o suficiente para a medida não seja influenciada pelo aquecimento indutivo.

4.2 Bancada de ensaios

A bancada de ensaios empregada na presente etapa é composta por uma fonte de soldagem multiprocesso, modelo MTE digitec 450, com cabeçote alimentador de arame. O sistema de aquecimento do arame por indução eletromagnética, por sua vez, é composto por: uma fonte de indução eletromagnética da empresa IMC Soldagem, a bobina de indução e um sistema de refrigeração para a bobina. Para a aquisição dos dados de temperatura, utilizou-se o SAT. Para a aquisição dos dados de corrente e tensão elétrica da bobina, foi utilizado um osciloscópio e um sensor de corrente do tipo Hall. A bancada com todos os seus elementos pode ser vista na Figura 4.3.

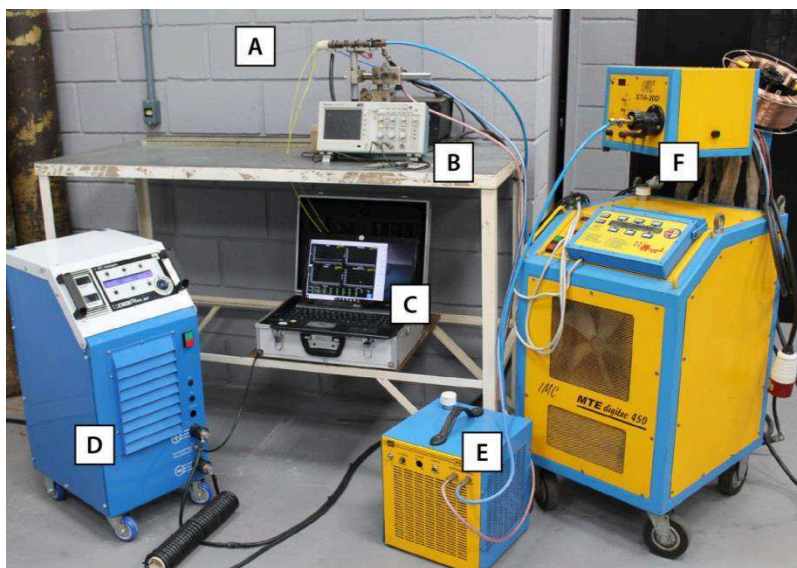


Figura 4.3- Bancada de ensaios composta por (A) bobina de indução, (B) osciloscópio, (C) sistema de aquisição de temperatura, (D) fonte de indução, (E) unidade de refrigeração e (F) fonte de soldagem para alimentação do arame.

Fonte: Elaborada pela autora

4.3 Metodologia dos ensaios de medição de temperatura do arame

De posse da bancada de ensaios, foram determinadas as condições a serem empregadas de modo a caracterizar qualitativamente o

aquecimento do arame. Todos os ensaios foram realizados com o arame ER70S-6 com diâmetro de 1,0mm. A corrente na bobina foi ajustada de 20 a 120A, com incrementos de 20A. A velocidade de alimentação de arame foi de 1, 2, 3 e 4m/min. Visando atingir o equilíbrio térmico entre o arame e o anel de medição, os ensaios duraram aproximadamente 180 segundos. Este tempo foi definido como sendo aquele necessário para que ocorra a estabilização da temperatura. Cabe ressaltar as dificuldades relacionadas à medição de temperatura de um elemento (aramé) de pequena bitola (1,0mm), em movimento e em elevadas temperaturas. Isto torna, portanto, a aquisição de temperatura uma tarefa extremamente complexa, sobretudo, devido à sua geometria cilíndrica. Estes fatores limitam, por exemplo, o emprego da técnica de medição por infravermelho. Assim, é importante salientar que as aquisições de temperatura realizadas neste trabalho tiveram por objetivo uma análise qualitativa do aquecimento, a fim de compreender o fenômeno. Pois, acredita-se que neste momento mais importante do que obter valores absolutos de temperatura com pequenos erros associados, é compreender o fenômeno. Na configuração de ensaio empregada nesta etapa, o arame após sair da zona de aquecimento, atua como um dissipador de calor, por encontrar, na saída, uma região que está a temperatura ambiente. Diferentemente, ao empregar na soldagem *hot wire*, após sair da zona de aquecimento o arame encontra o arco, que está a elevadíssimas temperaturas (atingem mais de 10000°C). Uma ilustração dessas duas situações é apresentada na Figura 4.4.

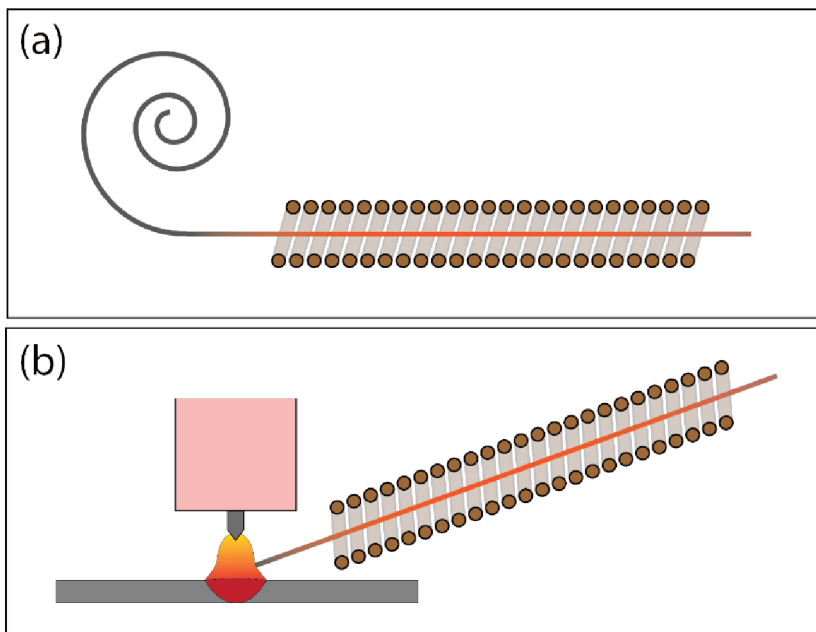


Figura 4.4– Ilustração das duas condições de aquecimento na qual o arame será empregado no presente trabalho: (a) sem a presença do arco voltaico e (b) com arco voltaico. Fonte: Elaborada pela autora

4.4 Resultados e Discussões

Ao realizar os experimentos, conforme explicado na seção anterior, os arquivos de dados gerados pelo sistema de aquisição de temperatura (SAT). Foram, então, repassados para um software de tratamento de dados. Com o auxílio do mesmo, foram elaborados os gráficos da temperatura do arame em função do tempo para cada condição de velocidade de alimentação de arame e corrente na bobina durante os 180s de aquisição. Os resultados foram ajustados por regressão, de modo a poder realizar a extrapolação dos valores de temperatura para tempos mais longos do que 180s. Como exemplo, na Figura 4.5 é apresentado o gráfico obtido para a bobina de uma camada, velocidade de alimentação de arame de 1m/min e corrente na bobina de 60A, juntamente com a equação exponencial do ajuste de dados e seus respectivos valores r-quadráticos, os quais para todos os casos foram próximo de um. Os

valores adquiridos no início dos ensaios, por sua vez, foram descartados para melhor ajuste da curva.

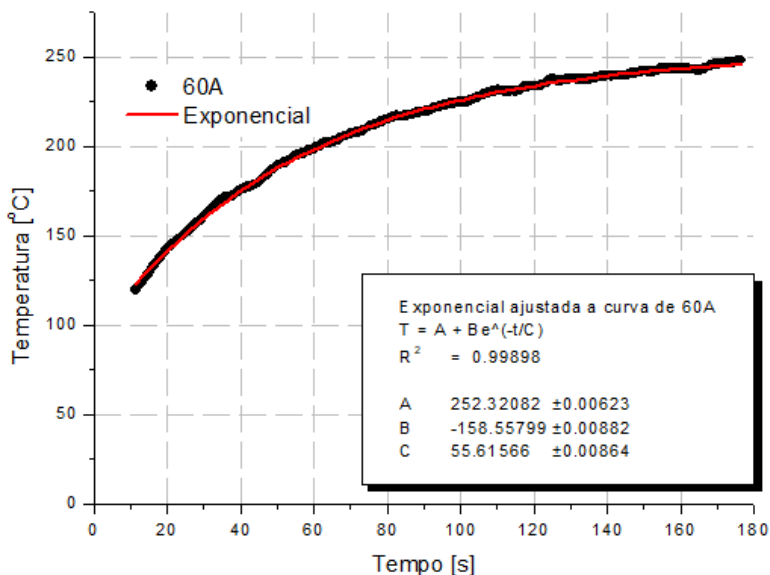


Figura 4.5– Gráfico da temperatura em função do tempo para a bobina de uma camada com velocidade de alimentação de arame de 1m/min e corrente na bobina igual a 60A. Fonte: Elaborada pela autora

Nas Figuras Figura 4.6 a Figura 4.9 são apresentados os gráficos para diferentes velocidades de alimentação de arame ao empregar diferentes correntes na bobina para o caso da bobina de uma camada.

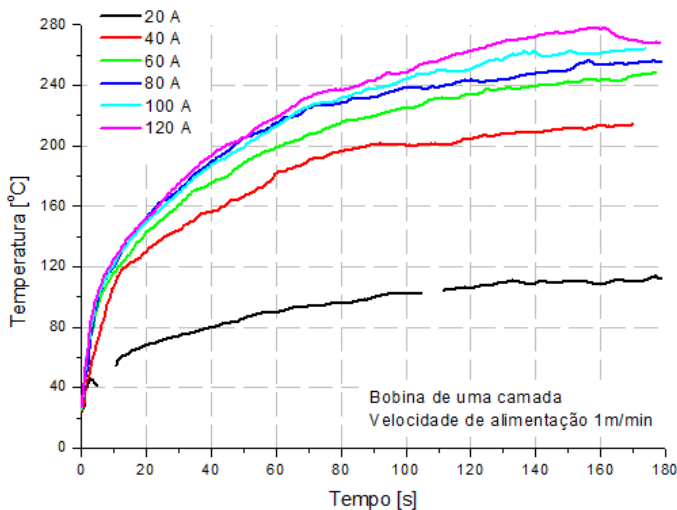


Figura 4.6- Gráficos da temperatura em função do tempo para a bobina de uma camada com velocidade de alimentação de arame de 1m/min e diferentes correntes na bobina. Fonte: Elaborada pela autora

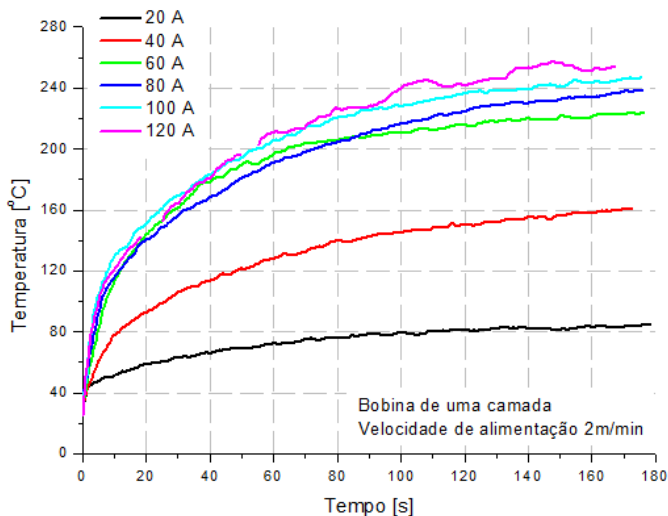


Figura 4.7- Gráficos da temperatura em função do tempo para a bobina de uma camada com velocidade de alimentação de arame de 2m/min e diferentes correntes na bobina. Fonte: Elaborada pela autora

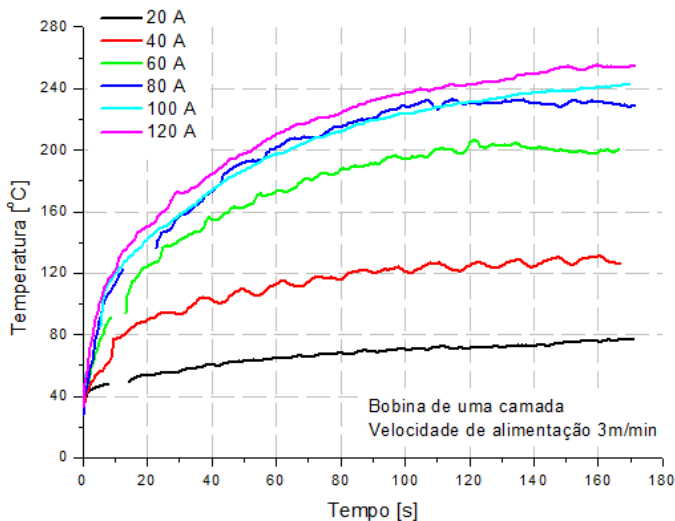


Figura 4.8- Gráficos da temperatura em função do tempo para a bobina de uma camada com velocidade de alimentação de arame de 3m/min e diferentes correntes na bobina. Fonte: Elaborada pela autora

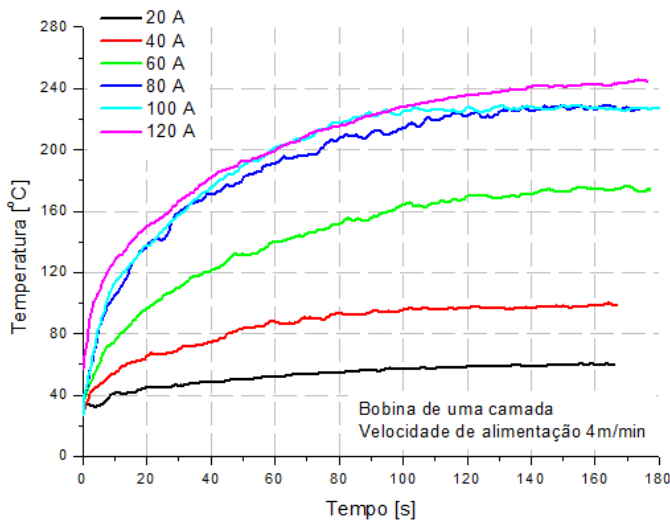


Figura 4.9- Gráficos da temperatura em função do tempo para a bobina de uma camada com velocidade de alimentação de arame de 4m/min e diferentes correntes na bobina. Fonte: Elaborada pela autora

Durante os ensaios de aquisição da temperatura do arame, foi observado que, para algumas condições, o arame em movimento apresentava uma coloração no interior da bobina que indicava estar a temperatura acima de 700°C . Isto aconteceu para os ensaios cuja temperatura medida ultrapassou 220°C , aproximadamente. Ao se calcular a profundidade de referência por intermédio do monográfico, anteriormente apresentado (Figura 2.13), considerando uma resistividade média (abaixo da temperatura de Curie) de aproximadamente $0,5\mu\Omega/\text{m}$, estimaram-se profundidades de referência de 0,14 e 0,3mm para as condições extremas de corrente de indução de 20 e 120A, respectivamente (Figura 4.10). O emprego dessas correntes produz campos magnéticos aproximados de, respectivamente, 4000 e 24000A/m.

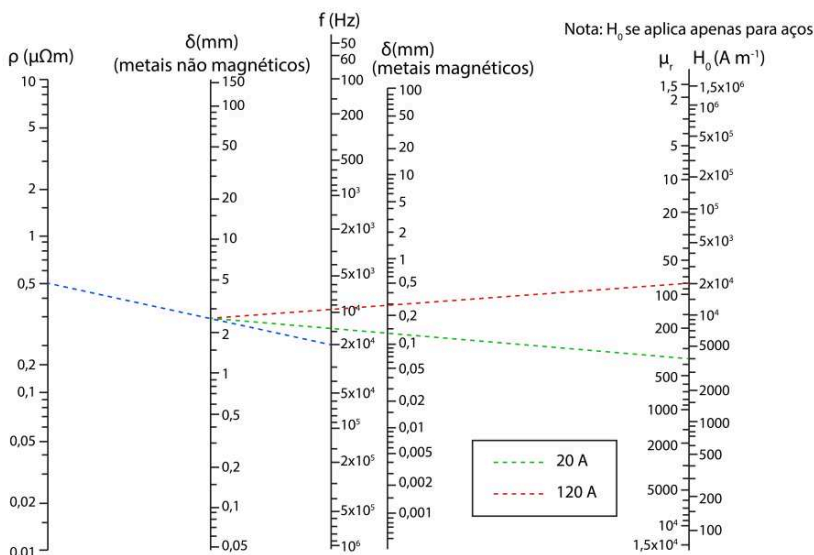


Figura 4.10– Nomograma representando as condições de corrente na bobina de 20 e 120A. Adaptado de [22]

Os valores de profundidade de referência indicam um possível cancelamento das correntes induzidas para correntes na bobina próximas a 120A e, conseqüente perda de eficiência devido os valores da profundidade de referência exceder a metade do raio do arame. Isto indica que, quanto maior a corrente empregada, maior é o cancelamento devido ao aumento demasiado da profundidade de referência. Esse efeito pode justificar uma tendência de estabilização da temperatura medida pelo

dispositivo com o aumento da corrente empregada na bobina. Isto, visto que o maior aquecimento promovido pelo aumento da corrente de indução, somado a perda de eficiência devido ao maior cancelamento das correntes induzidas, faz com que a temperatura atingida pelo arame seja semelhante para diferentes correntes de indução. Ao calcular a profundidade de referência para temperaturas do arame acima da temperatura de Curie, onde a permeabilidade relativa é igual a 1, observa-se que a profundidade obtida pela Figura 4.11 se aproxima de 4mm, situação esta que indica um forte cancelamento das correntes induzidas e, possivelmente, não se obtêm um maior aquecimento do arame, mas sim, uma manutenção da temperatura do mesmo.

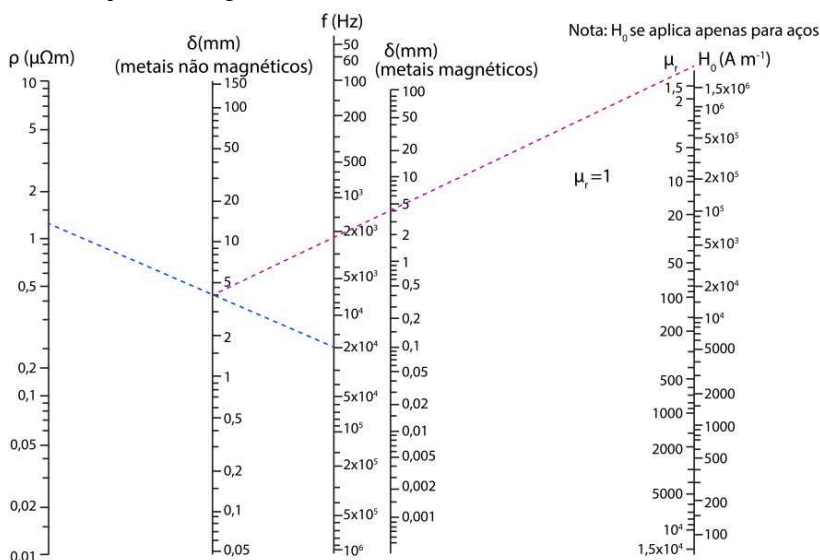


Figura 4.11– Nomograma representando a condição onde a temperatura ultrapassa a temperatura Curie. Adaptado de [22]

Ao empregar menor velocidade de alimentação de arame daquelas testadas (1m/min), a temperatura Curie é possivelmente atingida na superfície do arame a partir da condição de corrente na bobina de 60A. Isto, porque a velocidade de alimentação de arame é relativamente baixa e, portanto, o arame está sujeito ao processo de aquecimento durante um tempo relativamente prolongado. Desta forma, não se observa uma variação significativa da temperatura medida ao empregar correntes de indução de 60A ou 120A. Na Figura 4.12 é possível observar os dados de temperatura extrapolados (para correspondentes condições de

regime térmico) para as diferentes combinações de velocidade de alimentação de arame e correntes na bobina.

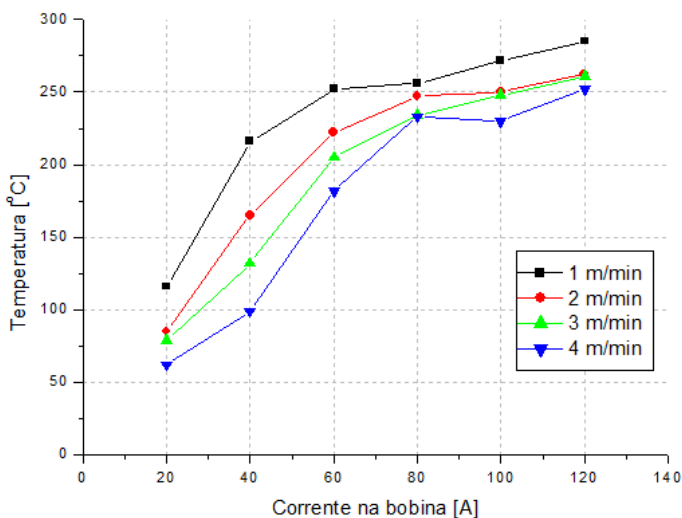


Figura 4.12– Gráfico das temperaturas obtidas a partir da regressão dos dados para as diferentes correntes na bobina em função da velocidade de alimentação para a bobina de uma camada. Fonte: Elaborada pela autora

Para a condição de corrente na bobina igual a 20A, não é observado aquecimento significativo do arame, mesmo com as menores velocidades de alimentação de arame empregadas. Em contrapartida, empregando 40A de corrente na bobina, observa-se a maior diferença nas temperaturas atingidas em funções das diversas velocidades de alimentação de arame aplicadas. Isto se deve, possivelmente, a que com esses parâmetros, obtém-se uma condição transitória entre a condição de 20A, que não promove um significativa aquecimento do arame, e a condição de 60A, em que se pode apontar que para a velocidade de alimentação de arame de 1m/min, a temperatura Curie é atingida. Logo, o aquecimento do arame nesta condição está intimamente ligado ao tempo de exposição ao aquecimento, sendo este, consequente da velocidade de alimentação do mesmo.

Com o aumento no número de espiras, e consequente aumento do campo magnético, esperava-se um aumento no aquecimento do arame. Semelhante ao que foi feito com os resultados dos ensaios para a bobina de uma camada, na Figura 4.13 são apresentados os valores de

temperatura extrapolados dos resultados obtidos com bobina de duas camadas, para as diversas combinações de corrente na bobina e velocidade de alimentação de arame.

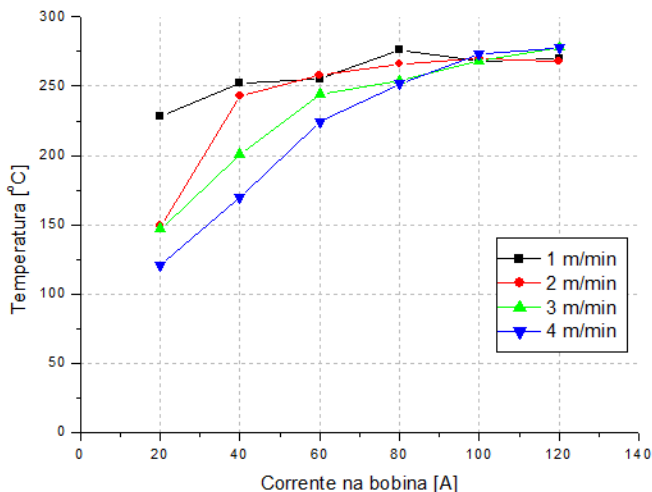


Figura 4.13- Gráfico das temperaturas obtidas a partir da regressão dos dados para as diferentes correntes na bobina em função da velocidade de alimentação para a bobina de duas camadas. Fonte: Elaborada pela autora

Para a bobina de duas camadas, a profundidade de referência aproximada, de acordo com o nomograma da Figura 2.13, é de 0,18 e 0,5mm para as condições de corrente na bobina de 20 e 120A, respectivamente. Observa-se uma tendência de estabilização da temperatura do arame a partir da corrente de indução de 60A, contudo, mais significativa para 80A. É desejável que a profundidade de referência seja menor que a metade do raio do arame, ou seja, que seja menor que 0,25mm. Com base na Figura 4.14, pode-se estimar que o campo magnético para atingir a condição limite deve ser de, aproximadamente, 16000A/m. Com a bobina de duas camadas, essa intensidade de campo é conseguida com uma corrente de indução de 40A. De fato, para correntes na bobina acima de 40 A, como a profundidade de referência torna-se superior a 0,25mm, há uma tendência de estabilização da temperatura do arame. Isto se deve, possivelmente, à soma dos efeitos de aumento do campo magnético decorrente do aumento da corrente na bobina e do maior cancelamento das correntes induzidas. Assim, o fato de a temperatura do arame ter estabilizado em uma temperatura próxima à obtida para a

bobina de uma camada reforça a teoria do cancelamento das correntes induzidas e estabilização da temperatura.

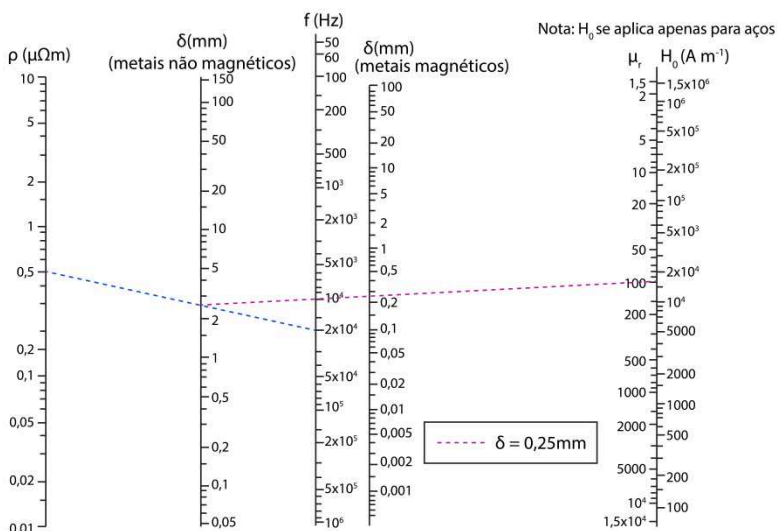


Figura 4.14– Nomograma representando a condição onde a profundidade de referência é igual a 1/2 do raio do arame. Adaptado de [22]

5 APLICAÇÃO NO PROCESSO TIG HOT WIRE

Após adquirir conhecimento sobre a caracterização do aquecimento do arame por indução eletromagnética, a presente etapa teve como objetivo aplicar esse conhecimento no processo TIG *hot wire*. Devido às dimensões das bobinas, foi desenvolvido um dispositivo de alimentação de arame para a aplicação, possibilitando o ajuste da distância em relação ao arco voltaico e ângulo de inserção do arame. Uma metodologia de registro de imagens foi desenvolvida buscando visualizar o arco, para detectar a ocorrência ou não de sopro magnético e a forma de transferência do metal de adição (em ponte ou intermitente) durante a soldagem. Com a bancada de ensaios estruturada, foi possível realizar os ensaios com diferentes correntes de soldagem, correntes de indução na bobina e diversas velocidades de alimentação de arame. Posteriormente, caracterizaram-se os cordões por intermédio de análise macrográfica quanto aos seus aspectos morfológicos e dimensionais.

5.1 Dispositivo de Alimentação de Arame

Para fixar as bobinas e sustentar os cabos de corrente e mangueiras de refrigeração que são conectados a elas, um dispositivo foi projetado para a presente aplicação. Além da fixação, o dispositivo deve estar distante o suficiente para não interferir no campo magnético produzido pela bobina, ou ser aquecido por indução. Na Figura 5.1 é possível observar o projeto desenvolvido em duas diferentes vistas.

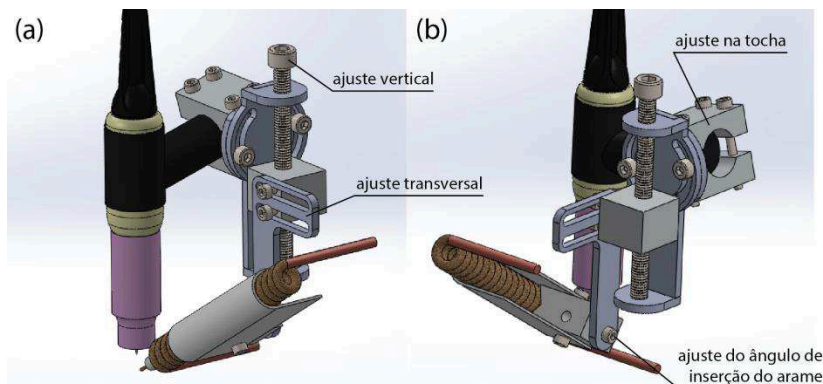


Figura 5.1– Projeto do dispositivo de alimentação de arame. Fonte: Elaborada pela autora

Buscando um dispositivo de maior flexibilidade, as peças de ajuste na tocha fazem a fixação do dispositivo no pescoço da mesma. Quanto ao conjunto de ajuste vertical, oblongos projetados na peça base do conjunto permitem o ajuste da rotação do mesmo. Desta forma, é possível posicionar o conjunto paralelo ao eletrodo de tungstênio. Este conjunto de deslocamento vertical emprega um parafuso que funciona como fuso, no qual a peça que faz a ligação entre este conjunto e a peça de ajuste transversal desliza sobre a base. Na peça de ajuste transversal, em sua extremidade inferior, há um orifício onde é conectada a peça de ajuste do ângulo da bobina de indução. Visto que as dimensões das bobinas são distintas, buscou-se uma forma de fixação que permitisse uma maior flexibilidade. Logo, a peça que fixa a bobina à peça de ajuste transversal pode ser utilizada para as duas configurações de bobinas, além do fato de ser constituída de PVC evitando, assim, o aquecimento por indução da mesma.

Na Figura 5.2 é possível visualizar o dispositivo construído. Buscando direcionar o arame, empregou-se o mesmo tipo de cerâmica proposto no projeto conceitual, contudo, de menor comprimento, na entrada e na saída da bobina de indução. As peças possuem comprimento aproximado de 20mm, sendo fixadas por interferência nas extremidades da bobina.

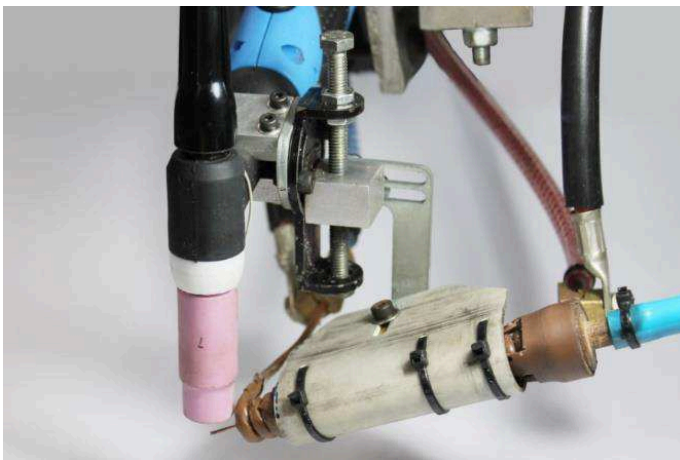


Figura 5.2– Dispositivo de alimentação de arame construído. Fonte: Elaborada pela autora

5.2 Metodologia para registro de imagens do arco voltaico

Uma metodologia de registro de imagens de relativo baixo custo foi desenvolvida com o intuito de registrar o comportamento do arco voltaico durante a soldagem, observando, assim, a ocorrência ou ausência de perturbações que possam se fazer presentes. A mesma consistiu na utilização de uma câmera fotográfica digital tipo reflex (DSRL) de médio custo, modelo Rebel T3, com filtros específicos e o correto ajuste dos parâmetros de exposição da mesma. Fenômenos como alterações na geometria do arco voltaico ou sua deflexão devido ao sopro magnético, ou seja, tudo aquilo que pode ser observado através das lentes das máscaras de soldagem, inclusive alguns modos de transferência metálica, podem ser registrados de forma bastante satisfatória atendendo, assim, as necessidades da presente pesquisa. A câmera fotográfica utilizada no presente trabalho permite o ajuste manual dos parâmetros de exposição, além de permitir a utilização de diferentes lentes. O desenvolvimento deste método de registro de imagens é descrito em detalhes no Apêndice A.

5.3 Caracterização e análise dos cordões de solda obtidos

Com o intuito de analisar os aspectos geométricos dos cordões de solda obtidos, foi realizado o corte transversal dos corpos de prova

para posterior análise macrográfica. Cada uma das seções retiradas foi embutida em resina poliéster e preparada metalograficamente utilizando lixas grão 240, 320, 400 e 600. Em seguida, as amostras foram atacadas com Nital 4%. De posse de um estereoscópio, foram realizadas macrografias dos cordões de solda com o intuito de observar a geometria dos mesmos. Assim, foi possível medir largura, penetração, reforço, área fundida e área misturada, e com estas últimas calcular a área depositada, com o objetivo de avaliar os ganhos de taxa de deposição e avaliar os perfis e convexidade dos cordões de solda. A fim de evitar equívocos, na Figura 5.3 são ilustradas as medidas realizadas, em que a área fundida foi separada em área misturada (AM) e área depositada (AD).

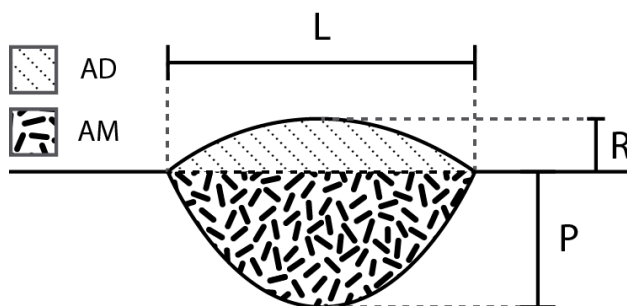


Figura 5.3– Nomenclatura das medidas de P: penetração, L: largura, R: reforço, AD: área depositada e AM: área misturada. Fonte: Elaborada pela autora

5.4 Bancada de Ensaios

A bancada de ensaios utilizada na presente etapa do trabalho é composta por uma fonte de soldagem multiprocesso, modelo MTE digitec 450, a qual foi empregada para o processo TIG com alimentação de arame. O sistema de aquecimento do arame por indução eletromagnética, por sua vez, é composto por: uma fonte de indução eletromagnética, bobina de indução e um sistema de refrigeração para a bobina. Para aquisição dos parâmetros de soldagem como corrente, tensão e velocidade de alimentação de arame foi utilizado o sistema SAP. Para deslocamento da tocha e do dispositivo de alimentação de arame foi empre-

gado o Tartílope VI. A bancada com todos os seus elementos, exceto o circuito de gás de proteção, pode ser vista na Figura 5.4.

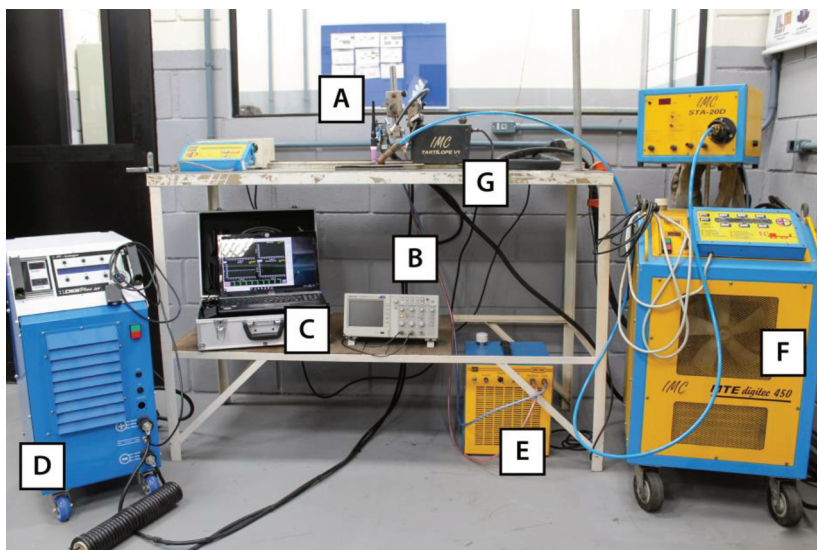


Figura 5.4- Bancada de ensaios composta por (A) tocha de soldagem e dispositivo de alimentação, (B) osciloscópio, (C) sistema de aquisição de dados SAP, (D) fonte de indução, (E) unidade de refrigeração e (F) fonte de soldagem para processo TIG alimentado e (G) o sistema de deslocamento da tocha. Fonte:

Elaborada pela autora

5.5 Metodologia dos ensaios com arco voltaico

Após o conhecimento dos efeitos das variáveis de indução sob a temperatura do arame, o método de aquecimento de arame estudado foi empregado no processo TIG. Assim, foram realizados ensaios de simples deposição sobre chapa (“bead-on-plate”) em corpos de prova de aço baixo carbono de 3mm de espessura.

Com o intuito de quantificar o aumento da taxa de deposição utilizando o método de aquecimento proposto no trabalho, foram realizados ensaios com a técnica *cold wire* nas mesmas condições operacionais. Foram empregados três níveis de corrente de soldagem, sendo estes de 100, 150 e 200A. A alimentação de arame foi realizada à frente do arco, e em primeira instância foi determinada experimentalmente, em forma visual, a velocidade de alimentação de arame acima da qual a

condição de transferência que era intermitente passava a serem ponte. Depois, tanto nos ensaios com *cold wire* (utilizados como padrão de comparação) e *hot wire* com aquecimento mediante indução, estabeleceram-se as condições para que a transferência fosse intermitente (por gotas), visando evidenciar a flexibilidade do método de aquecimento proposto, haja vista que no método convencional o arame precisa permanecer em contato com a poça de fusão. Apesar deste modo de transferência não ter grande campo de aplicação, o mesmo possibilita observar a extremidade do arame, logo, permitindo garantir a mesma condição operacional em posterior análise. Na Tabela 5.2 são apresentados os valores de velocidade de alimentação de arame e velocidade de soldagem empregados para cada corrente de soldagem.

Tabela 5.1 - Parâmetros de soldagem dos ensaios de referência (“cold wire”)

Corrente de soldagem	Velocidade de alimentação medida	Velocidade de soldagem
100 A	0,5 m/min	10 cm/min
150 A	1,3 m/min	15 cm/min
200 A	2,9 m/min	20 cm/min

Para cada combinação de corrente de soldagem e configuração de bobina utilizada, foram realizados ensaios com o aquecimento por indução empregando as mesmas correntes de indução da etapa de caracterização do aquecimento do arame. Foi utilizada a velocidade de alimentação de arame dos ensaios de referência na condição *cold wire* como ponto de partida para os demais ensaios. Durante os ensaios, a velocidade de alimentação de arame foi aumentada com incrementos de 0,1m/min até que a condição de transferência estabelecida (limite de transferência de intermitente para ponte) fosse atingida. Este procedimento de execução dos ensaios foi realizado para cada corrente de soldagem, sendo a velocidade de soldagem mantida constante e igual à dos cordões de referência (*cold wire*).

Com a bobina de duas camadas, o menor ângulo de inserção do arame em relação à peça de trabalho possível foi de 40°, isto, devido as dimensões da mesma. Como os ângulos convencionais de adição de arame são de 15° [28] foram retiradas três espiras da camada externa da bobina, perto da sua extremidade, para procurar diminuir o ângulo. Assim, foi possível posicionar a bobina de duas camadas de modo que a extremidade estivesse a 10mm de distância do arco voltaico e com ângu-

lo entre o arame e o corpo de prova de aproximadamente 25° . Este foi o menor ângulo aplicável de modo que a bobina não entrasse em contato com o corpo de prova. Na Figura 5.5 é possível observar o posicionamento do arame e a bobina de duas camadas alterada.

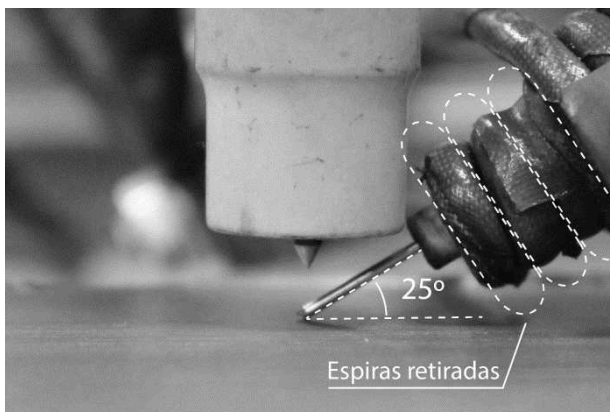


Figura 5.5– Posicionamento do arame da bobina de duas camadas alterada.
Fonte: Elaborada pela autora

5.6 Resultados e discussões

Na Figura 5.6 são apresentados os valores de velocidade de alimentação de arame medidos com o auxílio do software de aquisição de dados SAP durante a realização dos ensaios com a bobina de uma e duas camadas (B1 e B2, respectivamente).

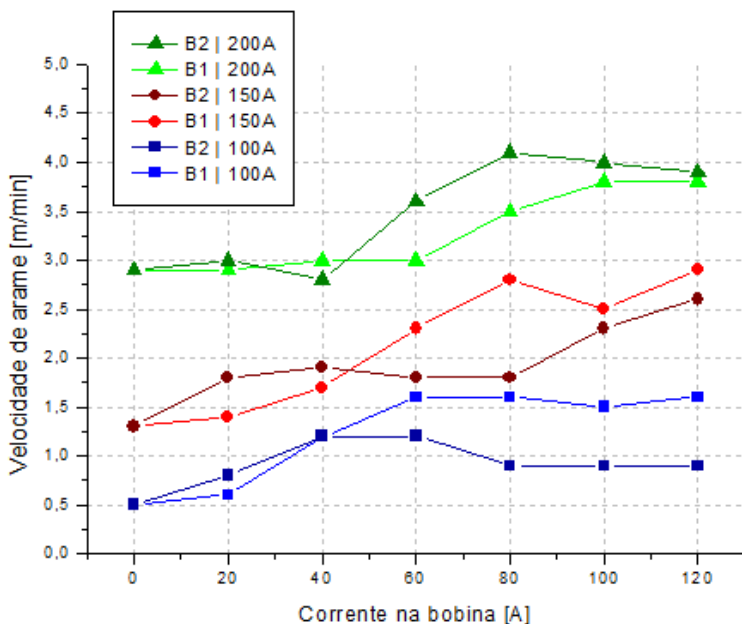


Figura 5.6– Velocidade de alimentação de arame em função da corrente na bobina para diferentes correntes de soldagem (B1: bobina de uma camada e B2: bobina de duas camadas). Fonte: Elaborada pela autora

Observa-se que para os ensaios realizados com corrente de soldagem de 100A, a velocidade de alimentação de arame para correntes de indução de até 40A é semelhante para as duas bobinas. No entanto, acima de 40A, com a bobina de duas camadas, a velocidade de alimentação de arame tende a estabilizar. Acredita-se que isto ocorre, possivelmente, em razão do maior tempo de aquecimento decorrente das baixas velocidades de alimentação de arame utilizadas. Assim, devido ao maior tempo de aquecimento do arame, estima-se que a superfície do mesmo atinge a temperatura Curie mais facilmente. Ao atingir a temperatura Curie, ocorre um significativo anulamento das correntes induzidas resultante do aumento abrupto da profundidade de referência (discutido no item 4.4) e, conseqüente, perda de eficiência no aquecimento. Nos ensaios de caracterização da temperatura do arame, para a velocidade de alimentação de arame de 1m/min ao empregar a bobina de duas camadas, a temperatura do arame estabilizou após a corrente de indução de 40A. Logo, esses resultados são coerentes com aqueles obtidos para a corrente de soldagem de 100A. Já para a bobina de uma camada, a estabilização da velocidade ocorre apenas após a

corrente de indução de 60A, sendo estes resultados igualmente coerentes ao observado na etapa anterior, pois a temperatura do arame estabiliza após o emprego de 60A de corrente na bobina. O anulamento das correntes induzidas para a bobina de duas camadas ocorre com menor corrente na bobina, logo, a bobina de uma camada proporciona maior aquecimento do arame, possibilitando, assim, o aumento da velocidade de alimentação do mesmo.

Na Figura 5.7 é apresentado uma ilustração esquemática que objetiva ilustrar os efeitos observados e possível explicação, ainda que de forma simplificada, dos padrões de aquecimento na seção transversal do arame em virtude das diferentes intensidades de campo magnético aplicadas e o provável anulamento das correntes induzidas que ocorre antes de atingir a temperatura Curie.

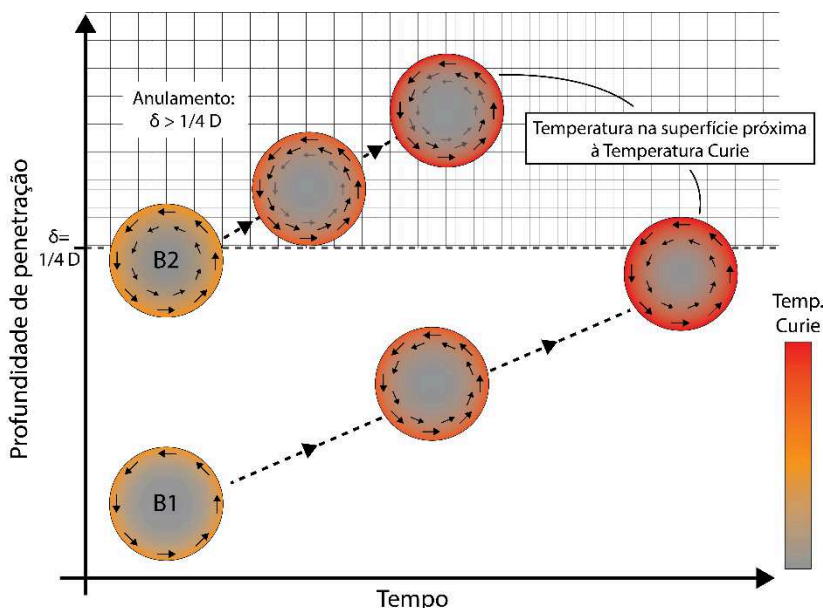


Figura 5.7– Ilustração das seções do arame e padrões de aquecimento para as duas configurações de bobina utilizadas. Fonte: Elaborada pela autora

Devido ao maior campo magnético gerado, inicialmente a bobina de duas camadas aquece de forma mais expressiva para uma mesma corrente de indução. Contudo, o cancelamento das correntes induzidas que ocorre abaixo da temperatura Curie, quando a profundidade de referência é superior a 0,25mm, também é mais

significativo. Logo, observa-se uma perda de eficiência de aquecimento com o aumento da temperatura. Todavia, apesar da bobina de duas camadas tender a apresentar uma maior profundidade de penetração, devido ao anulamento das correntes induzidas, a profundidade efetiva que está sendo aquecida é inferior. Portanto, devido a maior eficiência da bobina de uma camada, a mesma pode vir a possibilitar um maior aquecimento do arame e, conseqüente, maior incremento de velocidade de alimentação. Cabe salientar que os efeitos ilustrados na Figura 5.7 parecem estar ocorrendo para correntes na bobina superiores a 60A, visto que não há indicativo de anulamento significativo para correntes inferiores a este valor de corrente de indução. Para situações em que o tempo de aquecimento é menor, decorrente de maiores velocidades de alimentação de arame, a bobina de duas camadas pode vir a ser mais eficiente devido a maior taxa de aquecimento.

Ainda na Figura 5.6, para a corrente de soldagem de 150A é possível observar que a bobina de duas camadas é mais eficiente ao empregar correntes de indução de até 40A. Este efeito pode ser associado ao maior número de espiras e, conseqüentemente, maior campo magnético gerado. Contudo, como discutido anteriormente, de acordo com o nomograma da Figura 4.14, para o campo magnético aplicado superior a 16000A/m pode ocorrer um anulamento das correntes induzidas e perda de eficiência. Este valor de campo magnético corresponde a uma corrente de indução de 40A na bobina de duas camadas e 80A na bobina de uma camada. De fato, até 80A, ao empregar a bobina de uma camada, observa-se um aumento da velocidade de alimentação de arame e, após esse valor, uma estabilização. Os valores de velocidade de alimentação de arame obtidos para a bobina de uma camada são superiores, sendo coerente com o esquema da Figura 5.7.

Ao empregar uma corrente de soldagem de 200A, para todos os valores de corrente na bobina, é observado que a bobina de duas camadas promove igual ou maior aquecimento em comparação à bobina de uma camada. Isto, acredita-se, se deve aos valores de velocidade de alimentação de arame elevados, resultando em menores tempos de aquecimento. Como já foi discutido, utilizando a Figura 5.7, para menores tempos de aquecimento, a bobina de duas camadas se apresenta mais eficiente, pois, diferentemente dos resultados obtidos para a condição de 100A de corrente de soldagem, a temperatura na superfície do arame, possivelmente, não atinge a temperatura Curie. Cabe ressaltar que obteve-se um aumento da taxa de deposição de apenas 34% para a corrente de soldagem de 200A ao empregar 120A na corrente de

indução, enquanto que para as correntes de soldagem de 100 e 150A, os aumentos foram de 220 e 120% respectivamente.

Para os casos das correntes de soldagem de 100 e 150A, é esperado que a bobina de duas camadas fosse aquecer de forma mais eficiente o arame, devido as maiores temperaturas obtidas durante a etapa de caracterização. Tendo em vista os resultados, a alteração da bobina ao retirar 3 espiras da sua extremidade pode ter afetado o aquecimento. Outra hipótese é de um desvio do campo magnético através da peça de trabalho, visto que para a bobina de duas camadas, os campos magnéticos aplicados são superiores. Cabe ressaltar que o método de aquisição de temperatura pode ter influenciado os resultados e as temperaturas obtidas na etapa de caracterização podem estar relacionadas à temperatura da superfície ao invés da temperatura média do arame.

Com o objetivo de observar as características geométricas dos cordões de solda obtidos nos ensaios, foram retiradas amostras dos corpos de prova de referência (soldados sem aquecimento do arame) e os cordões realizados com o maior valor de corrente na bobina (120A), ainda que esta não tenha sido em todos os casos para a técnica *hot wire*, a condição de maior taxa de deposição. As macrografias dos cordões de solda se encontram na Figura 5.8.

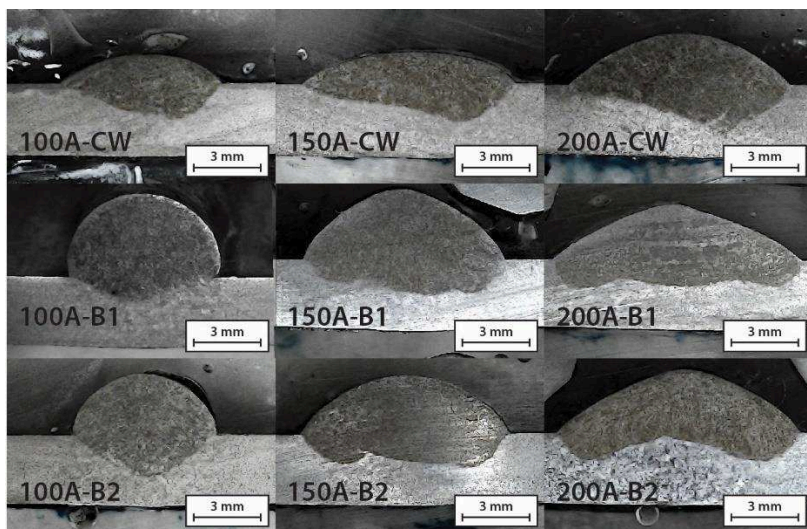


Figura 5.8– Macrografias dos cordões com *cold wire* (CW) e com o emprego das bobinas de uma e duas camadas na condição de 120A de corrente de indução. Fonte: Elaborada pela autora

Os valores de penetração (P), largura (L), reforço (R), área fundida (AF), área misturada (AM) e área depositada (AD) medidos nas macrografias da Figura 5.15 são apresentados na Tabela 5.2.

Tabela 5.2– Medidas dos cordões de solda

	P [mm]	L [mm]	R [mm]	AF [mm ²]	AM [mm ²]	AD [mm ²]
100_CW	1,5	6,7	1,2	12,2	6,3	5,9
100_B1	1,1	6,4	3,7	23,9	3,6	20,3
100_B2	1,8	6,2	2,7	19,1	6,7	12,4
150_CW	1,6	8,9	1,3	16,6	8,5	8,1
150_B1	1,6	9,0	3,1	29,2	10,2	19
150_B2	1,4	9,0	2,6	25	9,4	15,6
200_CW	2,1	9,8	2,7	25,3	10,4	14,9
200_B1	1,3	11,1	2,5	28,5	11,6	16,9
200_B2	1,2	10,5	2,7	25,4	7,4	18

Quanto ao comportamento da largura, observa-se diferentes resultados para os três níveis de corrente de soldagem empregados. Para a corrente de 100A é possível notar uma diminuição da largura, apesar de um aumento expressivo do reforço do cordão de solda. Os cordões produzidos com aquecimento do arame (independente da bobina utilizada) são convexos e promovem um incremento de 110 e 240% para a bobina de duas camadas e uma camada, respectivamente, na área depositada em relação ao cordão obtido sem aquecimento do arame. Isto, se deve principalmente ao baixo aporte de energia e elevada taxa de deposição, visto que a velocidade de alimentação de arame atingiu valores de aproximadamente três vezes o valor obtido sem aquecimento. Nestes ensaios, não se observa diferenças significativas entre os cordões de solda produzidos com as duas bobinas empregadas.

Diferentemente dos resultados utilizando corrente de soldagem de 100A, ao empregar 150A, a largura e penetração foram semelhantes para todas as três condições avaliadas. O aumento da taxa de deposição se refletiu no reforço, sendo obtido um valor maior para a bobina de uma camada visto que a mesma possibilitou uma maior velocidade de alimentação de arame. Devido ao aumento da área fundida e um mesmo patamar de área misturada, obteve-se um incremento de 135 e 93% na área depositada para a bobina de uma camada e duas camadas,

respectivamente. Em contrapartida, ao empregar corrente de soldagem de 200A, obtive-se valores de largura do cordão superiores à condição sem aquecimento de arame. Por outro lado, a penetração obtida foi significativamente menor. O reforço foi semelhante para as três condições, com um aumento para a condição em que se utilizou a bobina de duas camadas. Não obstante, para corrente de soldagem de 200A, pode ser observado que os cordões tem boa molhabilidade. Entretanto, cabe salientar que, nessa condição, o aumento da área depositada não foi tão expressivo quanto ao atingido na condição de corrente de soldagem igual a 100A e 150A.

Visto que o anulamento das correntes induzidas parece ter sido significativo para a faixa de frequência de 20kHz, procurou-se aumentar a frequência da corrente de indução no equipamento. As alterações que foram feitas na fonte de indução permitiram que esta operasse em frequências de até 100kHz. Contudo, visto que o conjunto de capacitores no circuito de saída da fonte totaliza 4 μ 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 55kHz. Tendo em vista que, operacionalmente, é necessário um comprimento mínimo de cabos de corrente, buscou-se minimizar a indutância dos mesmos. Deste modo, empregou-se o conceito de cabos virtualmente concêntricos adaptado ao material disponível. Logo, os cabos de 2,5m utilizados anteriormente para confecção da bobina adicional foram dispostos de forma a minimizar a indutância do sistema, como mostrado na Figura 5.9.

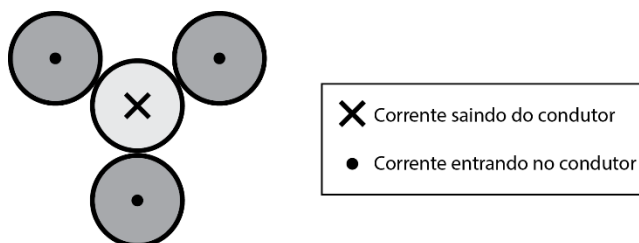


Figura 5.9– Disposição dos cabos de corrente. Fonte: Elaborada pela autora

Ao empregar os cabos assim dispostos, foi possível obter um sistema no qual as frequências de ressonância para a bobina de uma camada e de duas camadas foram 44 e 40kHz, respectivamente. Apesar das alterações na fonte terem sido realizadas de modo a permitir o emprego de frequências superiores, a corrente de indução esteve

limitada a 100A e a duração máxima possível dos ensaios foi de 120s, aproximadamente, a fim de evitar superaquecimento de certos componentes internos da fonte. A mudança na frequência de operação, de acordo com o nomograma apresentado na Figura 4.14, aponta que, apesar da diminuição da profundidade de referência, não ocorre um anulamento significativo da corrente induzida abaixo da temperatura Curie para grande parte dos campos magnéticos aplicados. De forma a comparar a profundidade de referência para as duas faixas de frequência empregadas, foi utilizado o nomograma da Figura 4.14 para a construção da Figura 5.10 para a bobina de duas camadas, tendo em vista que a mesma apresenta um maior cancelamento das correntes induzidas abaixo da temperatura Curie. Nesta é possível observar o aumento da profundidade de referência em função do aumento da temperatura do arame, isto, decorrente do aumento da resistividade do material. Como indicado pela literatura, é desejável que a profundidade de referência não ultrapasse a metade do raio da peça. Logo, foi desenhada uma linha em 0,25mm de profundidade a fim de indicar as situações em que possivelmente o anulamento das correntes induzidas é significativo. Um aumento abrupto da profundidade de referência ocorre após atingir a temperatura de Curie. Isto se deve a mudança na permeabilidade magnética, atingindo valores de profundidade de referência superiores a 3mm, logo, indicando um forte cancelamento e, possivelmente, ineficiência de aquecimento.

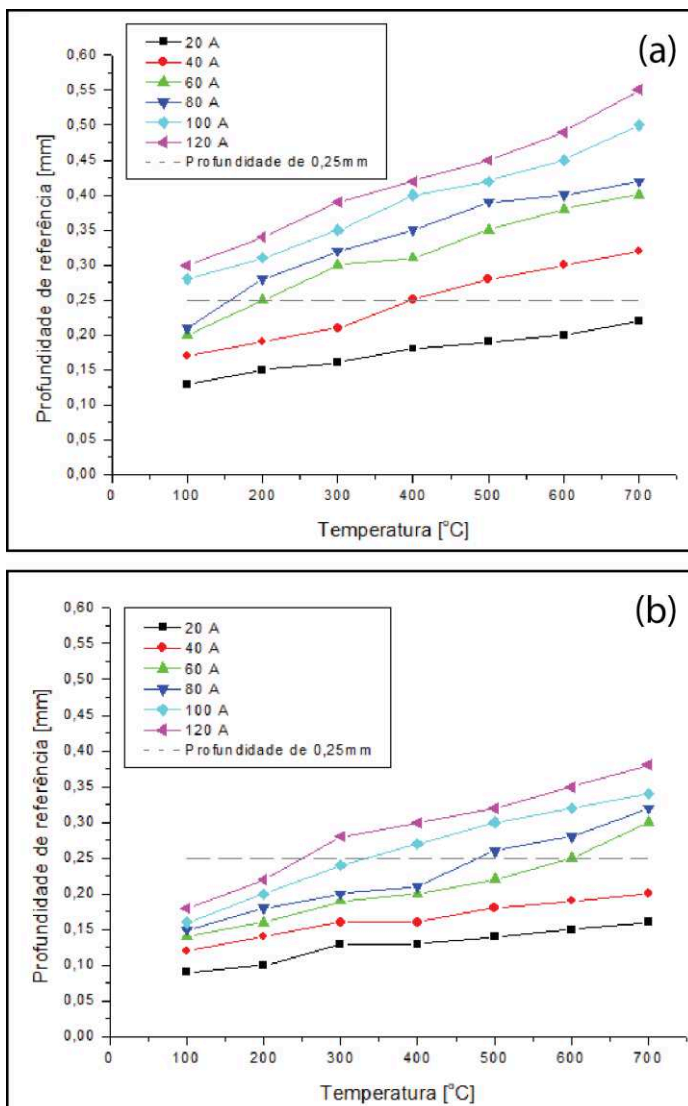


Figura 5.10– Profundidade de referência em função da temperatura para diferentes correntes na bobina e na condição de frequência de (a) 20kHz e (b) 40kHz. Fonte: Elaborada pela autora

É possível inferir que haverá uma diminuição do anulamento das correntes induzidas com o aumento da frequência de operação, mas, em contrapartida, uma diminuição da profundidade de referência. Com o

objetivo de analisar esses efeitos, foi utilizada a mesma metodologia empregada para a frequência de 20kHz, utilizando 100, 150 e 200A de corrente de soldagem e variando a corrente na bobina de 20 a 100A, com incrementos de 20A. Os resultados obtidos se encontram na Figura 5.11.

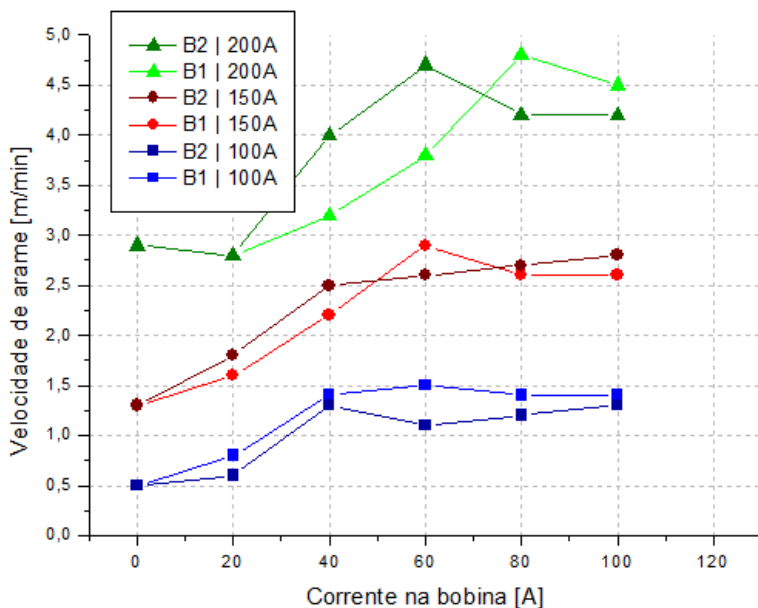


Figura 5.11– Velocidade de alimentação de arame em função da corrente na bobina para diferentes correntes de soldagem para frequência de 40kHz (B1: bobina de uma camada e B2: bobina de duas camadas). Fonte: Elaborada pela autora

Para a condição de corrente de soldagem de 100A, os resultados para a bobina de duas camadas foram muito próximos aos obtidos para frequência de 20kHz. Logo, pode-se concluir que, devido à baixa velocidade de alimentação de arame, o mesmo já atingiu a temperatura Curie na superfície e, portanto, a influência do cancelamento das correntes induzidas não é tão significativa. Para a bobina de uma camada observa-se um efeito semelhante, contudo, em comparação aos resultados obtidos anteriormente com frequência de 20kHz, nesta a velocidade de alimentação de arame estabilizou para uma condição de menor corrente de indução, sendo esta 40A, e não apenas com 60A. Isto pode estar associado ao menor cancelamento das correntes induzidas

devido ao emprego de frequência a 40kHz em comparação a 20kHz, resultando em uma maior eficiência de aquecimento de arame. A diminuição da velocidade de alimentação de arame atingida para correntes na bobina superiores a 40A pode estar associada a variabilidade inerente do processo, ou ainda, devido a diminuição da profundidade de referência em decorrência do aumento da frequência. Contudo, a diminuição não é expressiva, sendo inferior a 10%.

Semelhantemente ao observado para a corrente de soldagem de 100A, ao empregar uma corrente de soldagem de 150A observa-se uma estabilização da taxa de deposição ao empregar uma corrente na bobina inferior em comparação aos ensaios com frequência de 20kHz. A velocidade de alimentação de arame atingida com corrente na bobina de 60A e frequência de 40kHz é, inclusive, semelhante ao encontrado para a condição de corrente de indução de 80A e frequência de 20kHz. Isto, reforça a hipótese de um menor cancelamento das correntes induzidas e ganho de eficiência de aquecimento de arame. Com ambas as frequências empregadas, após as condições citadas anteriormente, observa-se um decréscimo na taxa de deposição com correntes na bobina superiores. Entretanto, novamente, acredita-se que isto se deve a variabilidade do processo e possivelmente um maior cancelamento das correntes induzidas em função do aumento da profundidade de referência. Ainda para a corrente de soldagem de 150A, mas com a utilização da bobina de duas camadas, reforça-se a ideia de ganho de eficiência, visto que os valores encontrados na Figura 5.10 mostram que para a frequência de 20kHz e correntes na bobina acima de 40A, possivelmente ocorre um forte cancelamento. Sendo este minimizado ao utilizar a frequência de 40kHz. De fato, observa-se um aumento expressivo na taxa de deposição ao empregar corrente de indução de 40A e frequência de 40kHz (semelhante ao obtido anteriormente para a corrente na bobina de 120A). É possível observar uma estabilização da taxa de deposição, indicando que se atingiu a temperatura Curie na superfície do arame.

Aos observar os resultados obtidos para a corrente de soldagem de 200A é possível notar que quanto maior a velocidade de alimentação de arame, mais evidente é o efeito do cancelamento das correntes induzidas. Em baixas velocidades (assim como para velocidade de alimentação de arame empregada para 100A de corrente de soldagem) o efeito da velocidade é mais expressivo devido ao maior tempo de aquecimento. Todavia, para corrente de soldagem de 200A, utilizando frequência de aproximadamente 20kHz para a bobina de uma camada,

só observa-se um aumento da taxa de deposição ao empregar correntes na bobina superiores a 80A. Em contrapartida, ao empregar 40kHz, o ganho na taxa de deposição ocorre quando se utilizam correntes iguais ou superiores a 40A e atinge-se valores de velocidade de alimentação de arame próximos a 4,5m/min, o que significa um aumento de 50% em relação ao arame frio. Ao empregar 40A na bobina de duas camadas, obteve-se o mesmo patamar de velocidade de alimentação de arame obtido com 80A para a frequência de 20kHz. Ao empregar maiores correntes na bobina, inclusive, obteve-se um aumento da velocidade de alimentação de arame em relação ao obtido nos ensaios anteriores com frequência de 20kHz. A diminuição da taxa de deposição ao empregar 80 e 100A em relação à obtida com corrente na bobina de 60A aponta para o efeito do cancelamento das correntes induzidas que pode ser observado na 0.

Durante a realização dos ensaios com frequência de 20 e 40kHz, não foram observadas instabilidades no arco voltaico em decorrência do aquecimento do arame por indução. Não foi observado o fenômeno do sopro magnético, como era esperado. Com o intuito de registrar o comportamento do arco voltaico, foram realizados ensaios com 150A de corrente de soldagem em chapas de 6mm de espessura. Os demais parâmetros foram os mesmos utilizados nos ensaios anteriormente apresentados. Primeiramente, como forma de evidenciar o arco voltaico, foi realizado o ajuste na câmera fotográfica buscando visualizar com clareza o mesmo. Na Figura 5.12 é apresentada uma sequência de imagens.

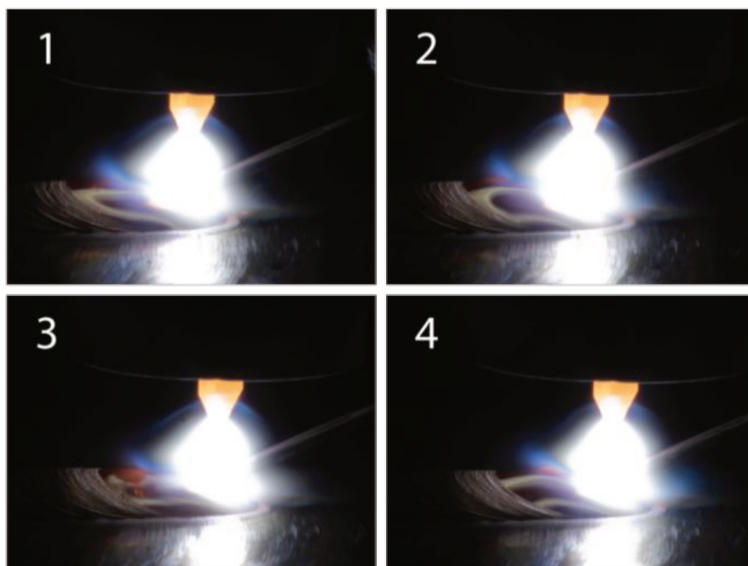


Figura 5.12– Imagens sequenciais do arco com arame sendo transferido por ponte metálica (taxa de aquisição de 3 imagens por segundo). Fonte: Elaborada pela autora

Como pode-se observar, não há alterações no comportamento nem na disposição em que o arco voltaico se encontra. Visando evidenciar o aquecimento do arame, a velocidade de alimentação de arame foi diminuída obtendo, assim, uma transferência intermitente. Na Figura 5.13(a) são apresentadas imagens do arco sem aquecimento do arame e na Figura 5.13(b), foi utilizada a bobina de uma camada, 100A de corrente de indução e 44kHz de frequência. Nestas imagens, os ajustes na câmera fotográfica buscaram evidenciar a poça de fusão e a transferência metálica do arame. Ao comparar as duas sequências de imagens, é possível inferir que houve aquecimento do arame, com base no aumento do volume das gotas e na alteração de cor do mesmo antes de adentrar no arco.

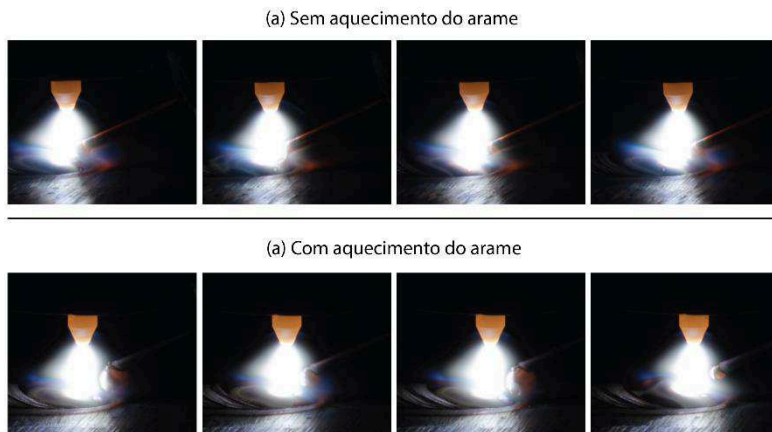


Figura 5.13– Imagens do arco sequenciais com arame sendo transferido por gotas (a) sem aquecimento e (b) com aquecimento do arame (taxa de aquisição de 3 imagens por segundo). Fonte: Elaborada pela autora

Além de evidenciar a ausência de alterações no arco devido ao aquecimento do arame, pode-se observar que não há formação de arco voltaico secundário, decorrente do modo de transferência intermitente. Baseado nisso, o processo IHW-TIG se apresenta como uma possibilidade extremamente atrativa frente as limitações das técnicas convencionais de aquecimento de arame. Visto que confere maior flexibilidade quanto aos aspectos operacionais. Conforme pode ser visto, o arame não necessita estar em constante contato com a poça de fusão, ou seja, não é necessário operar com transferência em ponte metálica. Assim, o processo IHW-TIG poderia ser empregado, por exemplo, em conjunto com a técnicas de alimentação dinâmica de arame. A técnica, ainda, pode ser utilizada para aumentar a molhabilidade do cordão, pois, para uma mesma velocidade de alimentação de arame, ao preaquecer o arame, a energia excedente é transferida à peça de trabalho. Em contrapartida, no método convencional de aquecimento é necessário o aumento da velocidade de alimentação de arame ao buscar a manutenção do curto circuito e, conseqüentemente, manutenção da ponte metálica. Visto que não apresenta problemas de sopro magnético, a técnica IHW possibilitaria, ainda, o emprego no processo TIG com alimentação tangencial de arame. Não obstante, o emprego do IHW-TIG se mostra uma alternativa aos processos convencionais no que tange à taxa de deposição, visto que obteve-se um aumento de até 220% na velocidade de alimentação de arame nas condições estudadas. Este

resultado significa uma velocidade de alimentação três vezes maior e três vezes a área depositada em comparação a técnica cold wire. Contudo, encontram-se dificuldades em comparar os ganhos em relação a processos TIG *hot wire* convencionais visto que diversos fatores estão envolvidos. Dentre estes fatores pode-se citar a posição de entrada do arame na poça, distância do eletrodo ao ponto de entrada, variações na altura da tocha e alinhamento. Além disso, a não existência de procedimentos que permitam repetir ensaios como o que acontece com o processo MIG/MAG, onde a taxa de fusão está atrelada a corrente de soldagem. Entretanto, os resultados obtidos nas condições estudadas mostram que o aquecimento por indução é uma técnica potencial visto que a literatura comenta que técnicas hot wire convencionais são capazes de superar o dobro dos valores obtidos com a técnica *cold wire* [2,3,4]. Apesar de, no contexto do trabalho, a técnica de aquecimento IHW ter sido aplicada para o processo TIG, vislumbra-se também potencial para sua aplicação em outros processos de soldagem como soldagem a laser, GMAW e SAW.

6 CONCLUSÕES

O presente estudo teve como objetivo o projeto, construção e avaliação de um sistema de aquecimento de arame por indução eletromagnética, aplicado especificamente no processo TIG *hot wire*. O mesmo atendeu as expectativas e proporcionou o entendimento das características deste método de aquecimento visando aplicação no aquecimento do arame.

A técnica proposta foi capaz de eliminar problemas associados ao sopro magnético e possibilitou o emprego de maiores velocidades de alimentação de arame para uma mesma condição operacional. Logo, as principais conclusões resultantes da realização do presente trabalho foram:

- Quanto à concepção da bancada experimental visando a medição da temperatura do arame, pode-se concluir que a mesma atendeu as expectativas, apesar do método de medição de temperatura necessitar de aprimoramento para atender de forma quantitativa, e não apenas qualitativa;
- Após diversos métodos construtivos e materiais testados, foi possível conceber duas bobinas que possibilitaram a operação e aplicação da indução eletromagnética de forma eficiente;
- Tendo em vista as particularidades do método de aquecimento estudado, um dispositivo de alimentação de arame foi projetado e construído. O mesmo se apresentou adequado à realização dos ensaios experimentais executados no presente trabalho;
- De posse de uma câmera fotográfica de baixo custo e o desenvolvimento e entendimentos dos ajustes envolvidos no registro de imagens, foi possível obter imagens satisfatórias do arco voltaico. A metodologia desenvolvida permitiu registrar a ausência de sopro magnético e abertura de arco, instabilidades estas, inerentes aos métodos convencionais de aquecimento do arame;
- Após ensaios de caracterização do aquecimento do arame sem a presença do arco voltaico, pode-se concluir que o método proposto é capaz de aquecer o arame, atendendo, assim, ao propósito do trabalho e permitindo a aplicação no processo de soldagem TIG;
- Ao aplicar a técnica IHW, obteve-se um incremento na taxa de deposição de 65, 120 e 220% para as correntes de soldagem de 200,

150 e 100A, respectivamente, em comparação ao processo TIG *cold wire*;

- Ao empregar frequência de 20kHz, a bobina de uma camada se apresentou mais eficiente em relação a bobina de duas camadas para grande parte das condições operacionais avaliadas, em especial para as correntes de soldagem de 100 e 150A;
- Com a alteração da frequência de operação de 20 para 40kHz, as mesmas velocidades de alimentação de arame máximas são atingidas para correntes de soldagem de 100 e 150A para a bobina de uma camada. Além disso, há um aumento da velocidade de alimentação de arame para a corrente de soldagem de 200A. Contudo, para as condições de 100 e 150A de corrente de soldagem, as velocidades de alimentação de arame máximas são obtidas com menores correntes na bobina, evidenciando o aumento da eficiência;
- Ao empregar frequência de 40kHz, obteve-se um aumento na eficiência de aquecimento do arame para a bobina de duas camadas. Contudo, só justificaria a sua utilização para velocidades de alimentação de arame elevadas, visto que para as demais condições, não se observou um aumento da taxa de deposição em relação aos resultados provenientes da frequência de 20kHz. Em contrapartida, esse aumento na taxa de deposição para a corrente de soldagem de 200A também foi obtido para a bobina de uma camada. Baseado nisso, conclui-se que não se justifica a utilização da bobina de duas camadas, pois, com a bobina de uma camada, obtêm-se os mesmos ganhos em termos de taxa de deposição para todas as condições operacionais avaliadas;
- A integração dos dois processos, a saber, o processo de soldagem TIG e o aquecimento por indução eletromagnética, resultou em um processo de flexibilidade superior ao TIG *hot wire* convencional. Diante disso, vislumbra-se potencial na aplicação juntamente com técnicas modernas como a alimentação dinâmica do arame e alimentação tangencial.

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

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

- Estudo da aplicação da técnica de aquecimento por indução em diferentes diâmetros de arame;
- Aplicação do IHW juntamente com outras técnicas do processo TIG como alimentação dinâmica de arame e alimentação com reduzidos ângulos entre arame e eletrodo;
- Avaliar a necessidade de proteção gasosa durante o aquecimento do arame, como descrito na literatura;
- Estudo dos efeitos do posicionamento de inserção do arame na poça de fusão como alimentação por trás e lateral;
- Desenvolver um dispositivo juntamente com a bobina de indução sob o ponto de vista tecnológico, buscando aprimorar o protótipo empregado;
- Avaliação do potencial da técnica IHW-TIG para aplicações de impressão 3D, visto que os cordões obtidos para a corrente de soldagem de 100A podem vir a ser adequados a esse tipo de aplicação.

8 REFERÊNCIAS

- [1] HENON, B. Advances in automatic hot wire GTAW (TIG) welding. **Arc Machines Inc**, 2011. Disponível em: <<http://www.arcmachines.com/news/case-studies/advances-automatic-hot-wire-gtaw-tig-welding>>. Acesso em: 4 Setembro 2017.
- [2] LUCAS, W. **TIG and Plasma Welding**. ISBN 978-1-85573-005-2. ed. [S.l.]: Abington, 1990.
- [3] LV, S. X. et al. Arc heating hot wire assisted arc welding technique for low resistance welding wire. **Science and Technology of Welding and Joining**, Vol. 12(5) 2007. 431-435.
- [4] LV, S. X. et al. Investigation on TIG cladding of copper alloy on steel plate. **Science and Technology of Welding and Joining**, Vol. 13(1) 2008. 10-16.
- [5] OLIVARES, E. A. G.; DÍAZ, V. M. V. Estudo do Processo TIG Hot-Wire com Material de Adição AISI-316L Analisando o Efeito do Sopro Magnético do Arco sobre a Diluição do Cordão de Solda. **Soldagem & Inspeção**, Vol. 21(3) 2016. 330-341.
- [6] SHINOZAKI, K. et al. Bead formation and wire temperature distribution during ULTRA-HIGH-SPEED GTA WELDING using pulse-heated hot-wire. **Welding in the World**, Vol. 55 Março 2011. 12-18.
- [7] HORI, K. et al. Development of hot wire TIG welding methods using pulsed current to heat filler wire – research on pulse heated hot wire TIG welding processes. **Welding International**, Vol. 18(6) 2004. 456-468.

- [8] SHINOZAKI, K. et al. Melting Phenomenon during Ultra-High Speed GTA Welding Method Using Pulse-heated Hot-wire. **Quarterly Journal of the Japan Welding Society**, Vol. 27(2) 2009. 22-26.
- [9] HALLIDAY, D.; RESNICK, R.; WALKER, J. **Fundamentals of Physics**. 9^a. ed. [S.l.]: Wiley, v. 1, 2010.
- [10] WEMAN, K. **Welding Process Handbook**. 2^a. ed. Stockholm: Woodhead Publishing, 2012.
- [11] REIS, R. P.; SOUZA, D.; FERREIRA FILHO, D. Arc interruptions in Tandem pulsed gas metal arc welding. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 137, n. 1, p. 011004, 2015.
- [12] SCHWEDERSKY, M. B. **Estudo e Desenvolvimento do Processo TIG Duplo Eletrodo**. Tese de Doutorado - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica - Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, p. 192. 2015.
- [13] UEGURI, S. et al. Control of deposition rates in hot wire TIG welding. **Welding International**, Vol. 1(8) 1987. 736-742.
- [14] DÍAZ, V. V. et al. **Análise Comparativa entre a Modalidade Cold-wire e Hot-wire no Processo de Soldagem TIG**. Anais do 9^o Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação. Joinville: [s.n.]. 2017.
- [15] CUNHA, T. V. D. **Desenvolvimento e Avaliação de Tecnologia para Soldagem TIG com Pulsção Ultrassônica**. Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, p. 266. 2013.
- [16] CHEN, J. S. et al. Gas Tungsten Arc Welding Using an Arcing Wire. **Welding Journal**, Outubro

2012. 216-269.
- [17] SIMION, P. et al. Controlling and Monitoring of Welding Parameters for Micro-alloyed Steel Pipes Produced by High Frequency Electric Welding. **Advanced Materials Research**, Vol. 1036 2014. 464-469.
- [18] IATCHEVA, I. et al. Analysis of Induction Heating System for High Frequency Welding. **Elec. Energ.**, Vol. 25(3) Dezembro 2012. 183-191.
- [19] DUTRA, W. T. **Soldagem a Arco Assistida pos Pré-Aquecimento Indutivo Localizado**. Trabalho de Conclusão de Curso - Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, p. 40. 2015.
- [20] CHIANG, M. F.; CHEN, C. Induction-assisted laser welding of IN-738 nickel–base superalloy. **Materials Chemistry and Physics**, 15 Março 2009. 415-419.
- [21] NEUMEYER, J.; NACKE, B. Induction assisted hybrid-welding processes to join heavy-walled steel components. **Applied Mechanics and Materials**, Vol. 698 2015. 231-236.
- [22] DAVIES, J. & S. P. **Induction Heating Handbook**. [S.l.]: McGraw-Hill Companies, 1979.
- [23] ZINN, S.; SEMIATIN, S. L. **Elements os Induction Heating - Design, Control and Applications**. [S.l.]: ASM International, 1988.
- [24] STANSEL, N. R. Induction Heating - Selection of Frequency. **Transactions Electrical Engineering**, v. 63, p. 755-759, Outubro 1944.
- [25] RUDNEV, V.; LOVELESS, D.; COOK, R. L. **Handbook of Induction Heating**. 2ª. ed. [S.l.]: CRC Press, 2017.

- [26] FAN, C. et al. High frequency induction hot wire TIG welding of aluminum alloy. **Transactions of the China Welding Institution**, Julho 2006. (Resumo).
- [27] HE, H. et al. TIG welding-brazing joint of aluminum to stainless steel with hot wire. **China Welding**, v. 22, n. 3, p. 25-30, Setembro 2013.
- [28] SOCIETY, A. W. **Welding Handbook**. [S.l.]: Welding Process, v. 2, 1991.
- [29] LANGFORD, M. **Basic photography**. 7. ed. [S.l.]: Taylor & Francis, 200.
- [30] MOTA, C. P. **Sistema de visão por infravermelho próximo para monitoramento de processos de soldagem a arco**. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica - Universidade Federal de Uberlândia. Uberlândia, p. 137. 2011.

APÊNDICE A

A maioria dos aspectos relacionados à formação de uma imagem óptica de um objeto se aplica tanto à fotografia analógica quanto à digital. Nestas, a lente está posicionada a frente de uma caixa, ou câmera fotográfica, com uma superfície sensível à luz, que no caso das câmeras analógicas é um filme fotossensível e nas câmeras digitais um sensor fotossensível (CCD). A luz é impedida de alcançar o filme ou sensor por um obturador até o momento escolhido da exposição (a fotografia de fato). A quantidade de exposição à luz no qual é submetida é frequentemente controlada por uma combinação do tempo que o obturador permanece aberto (tempo de exposição) e o diâmetro do feixe de luz que passa através da lente. Este último é alterado por uma abertura, semelhante à íris do olho. Ambos os controles têm uma influência adicional sobre os resultados visuais obtidos na imagem registrada. O tempo de exposição altera a maneira como os registros de movimento ficam desfocados ou “congelados”, por sua vez, a abertura da lente altera a profundidade do assunto que é mostrada em foco ao mesmo tempo [29].

Para avaliar os efeitos desses parâmetros sobre as imagens obtidas do arco voltaico, a câmera fotográfica foi posicionada conforme a configuração “A” (mostrada na Figura 1), na qual a câmera foi posicionada a uma distância fixa de 120 mm entre o eletrodo e a lente, com o eixo da lente posicionado em forma perpendicular ao eixo do arco voltaico, a fim de evitar distorções das imagens, possibilitando, assim, uma menor visualização do perfil do arco voltaico no que diz respeito ao espectro de luz visível. Já nos casos em que o interesse era o registro da poça de fusão, a configuração “B” foi utilizada. Nesta a câmera fotográfica foi posicionada com uma inclinação de 20° , a fim de permitir uma melhor visualização da poça de fusão.

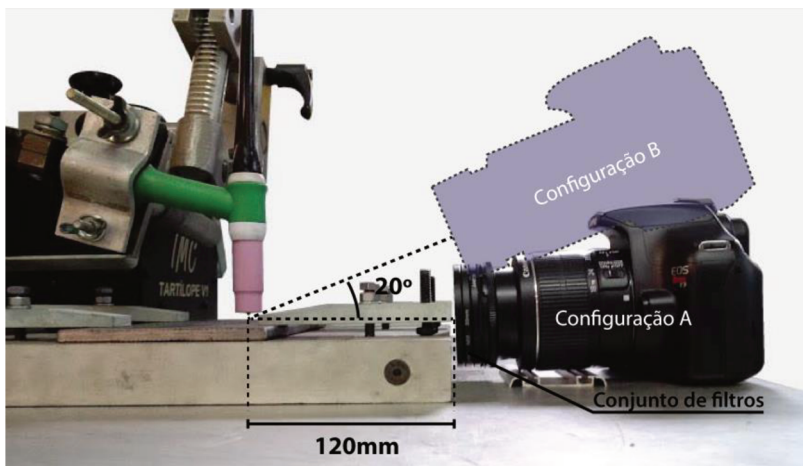


Figura 1 – Dispositivo de alimentação construído. Fonte: Elaborada pela autora

Ambas as configurações permitem apenas uma análise qualitativa das dimensões do arco voltaico, em especial, a configuração “B”, visto que a inclinação gera distorções na imagem registrada [30]. As condições de soldagem empregadas na realização dos ensaios estão descritas na Tabela 1.

Tabela 1 - Condições de soldagem utilizadas nos ensaios de registro de imagens do arco voltaico

Variável ou parâmetro	Valor
Gás de proteção	Argônio Puro
Vazão do gás [L/min]	10 l/min
Diâmetro do eletrodo	2,4 mm
Tipo do eletrodo	EWTh-2
Ângulo de afiação	45°
DEP	4 mm
Comprimento livre do eletrodo	24 mm
Bocal de cerâmica	n° 7

Em todos os ensaios realizados a distância eletrodo-peça (DEP) utilizada foi mantida em 4mm, proporcionando um arco voltaico de comprimento relativamente grande para, assim, permitir uma melhor

avaliação dos parâmetros de regulação da câmera. Quanto à distância focal da lente, ao se empregar 55mm obteve-se uma melhor visualização devido ao zoom sem a necessidade de aproximar demasiadamente a câmera fotográfica do arco voltaico e, portanto, sem expor a mesma às condições inadequadas de operação no que tange à temperatura.

Efeito das regulagens da câmera nas imagens obtidas

Abertura do Diafragma

O diafragma é composto por uma série de lâminas de metal sobrepostas, permitindo que o tamanho desta abertura seja restringido continuamente a partir do diâmetro total da lente. Uma série de configurações de abertura relativa é mostrada na 02 em uma escala de números conhecidos como números-f. Os números-f indicam o número de vezes que o diâmetro efetivo da abertura se divide na distância focal da lente. Logo, $f/2$ significa ajustar um diâmetro de abertura a metade da distância focal; $f/4$ é um quarto, e assim por diante. Quanto menor for a abertura relativa maior será o número-f, sendo tipicamente na sequência: $f/2$, $f/2.8$, $f/4$, $f/5.6$, $f/8$, $f/11$, $f/16$ [29].

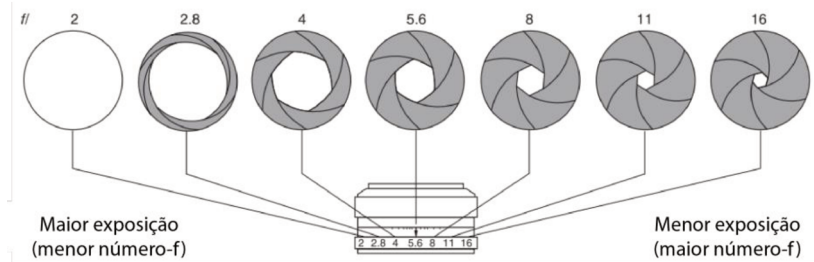


Figura 2 – Exemplo de números-f típicos [29]

O número-f, e consequentemente a abertura do diafragma, afeta diretamente a profundidade de campo, que pode ser entendida como a faixa na qual os objetos estarão focados. No caso da lente 18-55mm utilizada no presente trabalho, em razão da distância focal de 55mm empregada, a abertura do diafragma poderia ser variada somente entre $f/5.6$ e $f/36$. Deste modo, mantendo os demais parâmetros da câmera fixos, realizaram-se registros do arco voltaico estabelecido nas condições da 0empregando-se os seguintes valores de abertura do diafragma:

f/5.6, 7.1, 9, 11, 16, 18, 22, 29 e 36. O resultado destes ensaios pode ser visto na Figura 3.

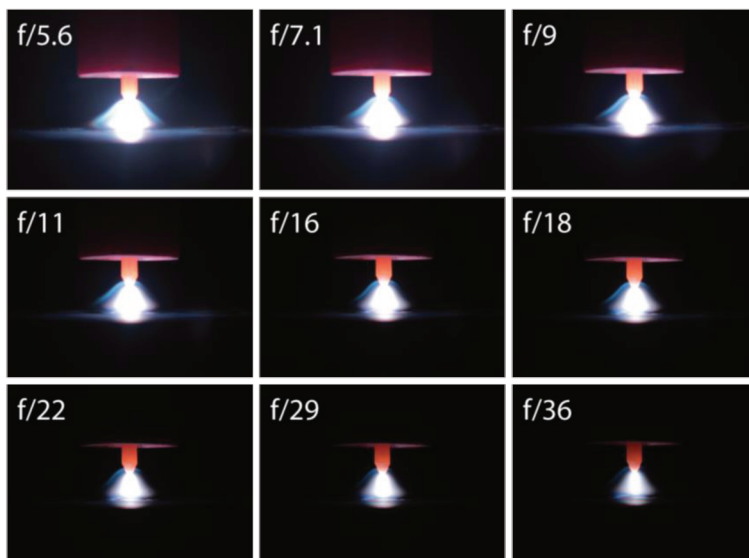


Figura 3 – Obtenção de imagens do arco voltaico para diferentes números-f e, conseqüentemente, uma menor abertura, resulta em uma menor entrada de luz para um mesmo tempo de exposição de (1/100)s. Para esta configuração de câmera para um tempo de exposição fixo de (1/100)s. Fonte: Elaborada pela autora

Na Figura 3 é possível observar que um maior número-f e, conseqüentemente, uma menor abertura, resulta em uma menor entrada de luz para um mesmo tempo de exposição de (1/100)s. Para esta configuração, o ajuste do foco deve ser feito manualmente. Conforme pode ser observado, na imagem com f/5.6 o eletrodo está desfocado, pois, a regulação do foco foi realizada manualmente para uma abertura f/36. Isto se deve ao fato que uma maior abertura (menor número f) resulta em uma menor profundidade de campo. Logo, para uma profundidade de campo maior (f/36) o eletrodo se encontra focado, mas ao reduzir o número f, o mesmo deixa de estar na área focada. Portanto, ao utilizar o foco manual, o mesmo deve ser ajustado para o número f a ser utilizado na obtenção da imagem. Para o registro de imagem do arco voltaico, é desejável uma maior profundidade de campo, de modo que o arco e sua periferia estejam focados.

Tempo de exposição

Um dos ajustes que podem ser realizados na câmera a fim de compensar a demasiada luminosidade do arco voltaico é a utilização de maiores velocidades do obturador e, conseqüentemente, menores tempos de exposição. Contudo, dependendo da energia de soldagem utilizada, visto que a câmera possui velocidade de obturação limitada, a imagem resultante pode ficar completamente saturada no que diz respeito à luz. Este aspecto evidencia a importância da utilização de filtros ND, que reduzem a incidência de luz significativamente, possibilitando a obtenção de imagens em soldagens realizadas com maior energia de soldagem. Entretanto, se os filtros não forem corretamente aplicados, podem exigir tempos de exposição altos, resultando em imagens de aspecto “borrado”, devido a isso, devem ser evitados tempos de exposição inferiores à (1/50)s. Na Figura 4 são apresentadas imagens do arco voltaico obtidas com diferentes aberturas do diafragma e com dois tempos de exposição diferentes de (1/100) e (1/200)s.

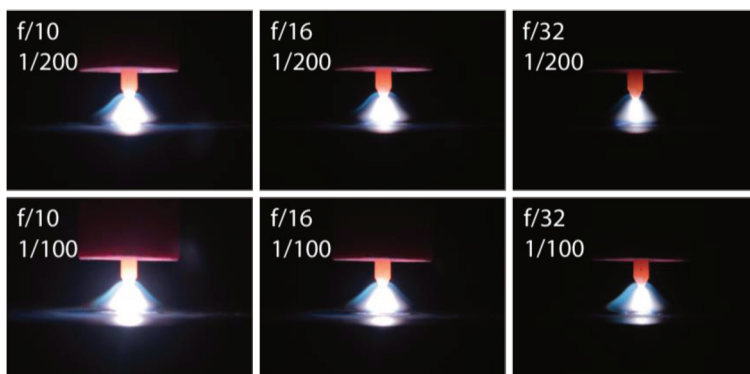


Figura 4 – Imagens do arco voltaico obtidas com diferentes aberturas do diafragma e com tempos de exposição de (1/100) e (1/200)s. Fonte: Elaborada pela autora

Com base nestes resultados, percebe-se a necessidade de um equilíbrio entre o ajuste de abertura do diafragma e tempo de exposição para que a imagem obtida não fique saturada (com demasiada luminosidade), ou muito escura, deixando de representar o que se deseja. Por exemplo, se o objeto de interesse é o eletrodo, menores tempos de exposição irão permitir uma melhor visualização do mesmo em detrimento da visualização do arco voltaico. Esta configuração também se torna interessante para aplicações onde o interesse é a visualização da transfe-

rência metálica (quando realizada numa taxa possível de ser visualizada como no caso do processo TIG).

Sensibilidade ISO

ISO é a sensibilidade do sensor à luz. Se o ISO é aumentado, a sensibilidade do sensor aumenta e, com menos luz, é possível captar a cena desejada. Com um ISO baixo pouca luz é captada e, portanto, quase não apresenta ruído e os contornos ficam mais nítidos. O emprego de elevados valores de ISO resulta em imagens com ruído perceptível, prejudicando a nitidez dos detalhes. Com o intuito de avaliar o efeito da sensibilidade ISO nas imagens do arco voltaico, manteve-se constante o ajuste da abertura do diafragma e do tempo de exposição em $f/20$ e $(1/200)s$, respectivamente. Na Figura 5 é possível observar o efeito da variação da sensibilidade ISO.

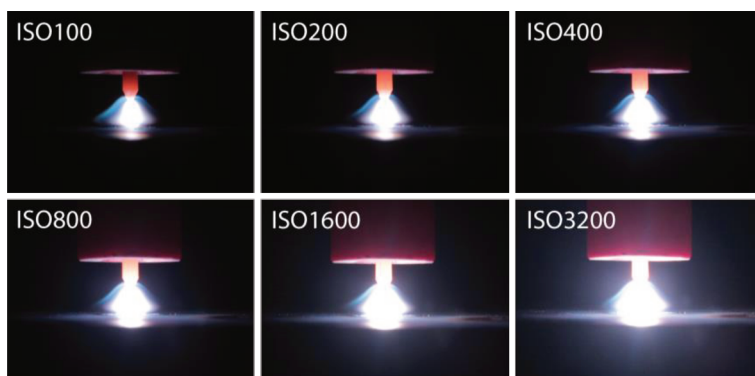


Figura 5 – Imagens do arco voltaico obtidas com diferentes valores de sensibilidade ISO com abertura do diafragma e tempo de exposição fixos em $f/20$ e $(1/200)s$, respectivamente. Fonte: Elaborada pela autora

Com base nestes resultados, verifica-se que na obtenção de imagens do arco voltaico não é necessária a utilização de elevados valores de ISO, pois, conforme pode ser verificado, o aumento do mesmo resulta em imagens de maior luminosidade em detrimento da nitidez, o que não é necessário para obtenção de imagens do arco voltaico, visto que o mesmo tem grande luminosidade.

Filtros de Densidade Neutra (ND)

Nos ensaios anteriores foi utilizado o filtro ND 16, entretanto, é possível o emprego de filtros com diferentes graduações desde que a compensação da quantidade de luz que incide no sensor seja realizada nos parâmetros de exposição da câmera apresentados. Na Figura 6 são apresentadas imagens obtidas com filtros ND 16 e 8, tempo de exposição fixo em (1/200)s e diferentes ajustes de abertura do diafragma.

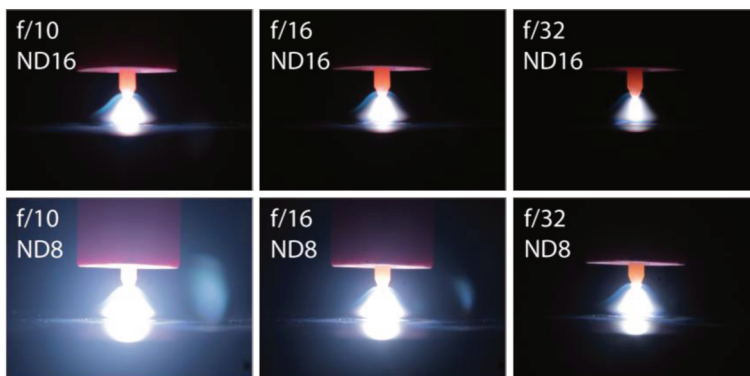


Figura 6 - Variação do número-f no emprego do filtro ND 8 e 16. Fonte: Elaborada pela autora

Conforme pode ser observado, foi obtido um resultado semelhante para as combinações $f/10$ -ND 16 e $f/32$ -ND 8. De fato, como o filtro ND 8 permite a passagem de uma maior quantidade de luz do que o filtro ND 16, a imagem pode ser equilibrada ao ajustar o diâmetro de abertura do diafragma. Neste caso, visto que a lente utilizada possui um limite de fechamento do diafragma em $f/36$, não seria possível reduzir a luminosidade significativamente apenas alterando o número f. Logo, neste caso, seria necessário ajustar também um menor tempo de exposição.

Corrente de Soldagem

Com maiores correntes de soldagem, para uma mesma condição operacional, obtêm-se maiores potências do arco. Um arco de maior potência tem maior intensidade luminosa. Por causa desse efeito da corrente sobre a luminosidade, pretendeu-se encontrar um conjunto de parâmetros de exposição que permitisse visualizar o arco em diferentes correntes de soldagem de interesse. Na Figura 7 é possível observar imagens

do arco com correntes de soldagem de 50, 100 e 150A, obtidas com tempo de exposição de (1/200)s e diferentes aberturas do diafragma.

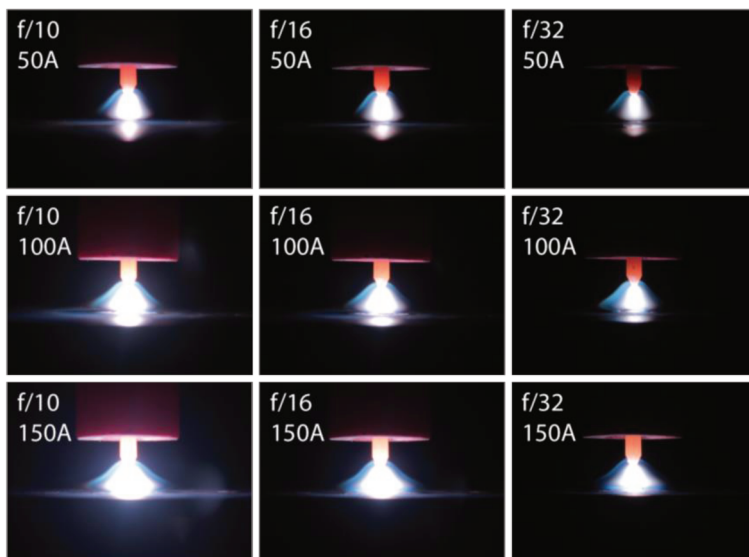


Figura 7 – Imagens do arco voltaico com correntes de soldagem de 50, 100 e 150A obtidas com tempo de exposição de (1/200)s e diferentes aberturas do diafragma. Fonte: Elaborada pela autora

Partindo do pressuposto que a imagem obtida com abertura do diafragma $f/16$ para a corrente de 100A seja a mais adequada à aplicação de interesse, neste caso, com esta configuração de exposição, obtém-se uma imagem saturada para a corrente de soldagem de 150A e uma intensidade reduzida de luminosidade para 50A. Buscando obter imagens similares em termos de luminosidade, a configuração com abertura do diafragma $f/32$ seria a mais adequada para a corrente de soldagem de 150A. De forma análoga, uma abertura do diafragma de $f/10$ para 50A. Ao empregar diferentes correntes de soldagem, faz-se necessário, portanto, o ajuste das configurações da câmera separadamente. Contudo, ao utilizar a corrente pulsada em baixa frequência, a luminosidade do arco varia entre dois patamares muito distintos, conforme esteja estabelecida a corrente de pulso ou a de base. Para este tipo de aplicação, cabe, portanto, ao pesquisador o ajuste dos parâmetros de exposição de modo que o momento de interesse (pulso ou base) seja melhor evidenciado. É possível, não obstante, o registro em uma configuração de exposição intermediária, ou então, como alternativa, a realização de dois conjuntos

de aquisições. Em um conjunto, os parâmetros de exposição seriam ajustados com o foco no período de pulso da corrente de soldagem e, em um segundo conjunto, no período de base.

É importante salientar que, com essa solução de registro de imagens do arco, duas condições distintas de corrente de soldagem podem resultar em imagens do arco semelhantes. Para uma comparação qualitativa, portanto, é necessário fixar os parâmetros de exposição, permitindo, assim, visualizar as alterações no arco voltaico decorrentes das diferentes condições de soldagem, ainda que limitadas ao espectro visível.