

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

Tiago Vieira da Cunha

**DESENVOLVIMENTO E AVALIAÇÃO DE TECNOLOGIA
PARA SOLDAGEM TIG COM PULSAÇÃO ULTRASSÔNICA**

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Mecânica.
Orientador: Prof. Dr. Carlos Enrique Niño Bohórquez

Florianópolis
2013

Catálogo na fonte elaborada pela biblioteca da
Universidade Federal de Santa Catarina

Cunha, Tiago Vieira da

DESENVOLVIMENTO E AVALIAÇÃO DE TECNOLOGIA PARA SOLDAGEM
TIG COM PULSAÇÃO ULTRASSÔNICA / Tiago Vieira da Cunha ;
orientador, Carlos Enrique Niño Bohórquez - Florianópolis,
SC, 2013.

266 p.

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

Inclui referências

1. Engenharia Mecânica. 2. Soldagem. 3. Processo de
soldagem TIG. 4. Equipamentos de soldagem. 5. Pulsação
ultrassônica da corrente. I. Bohórquez, Carlos Enrique Niño.
II. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

Tiago Vieira da Cunha

**DESENVOLVIMENTO E AVALIAÇÃO DE TECNOLOGIA
PARA SOLDAGEM TIG COM PULSAÇÃO ULTRASSÔNICA**

Esta Tese foi julgada adequada para obtenção do Título de Doutor em Engenharia Mecânica, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina.

Florianópolis, 02 de Agosto de 2013.

Prof. Dr. Armando Albertazzi Gonçalves Jr.,
Coordenador do Curso
Universidade Federal de Santa Catarina

Banca Examinadora:

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

Dr. Eng. Régis Henrique Gonçalves e Silva,
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Dr. Augusto José de Almeida Buschinelli,
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Dr. Hélio Ormeu Ribeiro,
Instituto Federal de Educação Tecnológica

Prof. Dr. Américo Scotti,
Universidade Federal de Uberlândia

Prof. Dr. Milton Evangelista de Oliveira Filho,
Universidade Federal de Santa Catarina

À minha família.

AGRADECIMENTOS

Um trabalho da magnitude de um doutorado necessariamente requer a colaboração de várias pessoas, especialmente no meu caso, em que este trabalho não representa apenas quatro anos de estudos e dedicação, mas, a consolidação de quinze anos de atuação em soldagem. Durante esse período, pude contar com a colaboração direta ou indireta de muitas pessoas. A todas elas, que de alguma forma colaboraram para a concretização deste trabalho, expresso os meus sinceros agradecimentos.

Naturalmente, listar o nome de todos não seria uma tarefa fácil, nem tampouco, esta página seria suficiente para comportar tantos nomes. Contudo, não posso deixar de prestar o meu especial agradecimento às pessoas que foram fundamentais nesta caminhada. Primeiramente gostaria de agradecer a minha família, em especial, aos meus pais Abelardo e Neide, pelo exemplo de honestidade e dedicação, e a minha esposa Edoarda, pela paciência e companheirismo. Em seguida gostaria de agradecer ao grande mestre que tive Raul Gohr Júnior, pela sua amizade e ensinamentos que por mais de uma década tem contribuído significativamente para com a minha formação profissional, e ao meu orientador, Carlos Enrique Niño Bohórquez, pela orientação e disponibilidade durante a realização deste trabalho.

Gostaria de agradecer também a toda equipe do LABSOLDA (grupo de processos e de metalurgia da soldagem), pela colaboração e apoio desde 1998, quando iniciei minhas atividades, na ocasião, como estagiário de curso técnico em eletrônica. A IMC Soldagem e toda sua equipe, pelo imenso apoio no desenvolvimento da fonte de soldagem. Ao curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, que além de me receber como aluno, propicia condições para que tenhamos um ensino de extrema qualidade. A Universidade Federal de Santa Catarina, que além de me acolher como aluno, também me dá o privilégio de poder fazer parte do seu quadro de funcionários. A Embraco e ao CEM – Centro de Engenharias da Mobilidade, por oportunizar a continuidade e conclusão deste trabalho, respectivamente. Aos amigos da equipe AndarIlha, pela amizade e os bons momentos que passamos juntos. E por fim, ao povo brasileiro, que apesar das adversidades e dificuldades gera a riqueza deste país e nos oportuniza um ensino público, gratuito e de qualidade. A todos, o meu muito obrigado.

"Navigare necesse; vivere non est
necesse" - latim

Frase de Pompeu, general romano,
106-48 aC., dita aos marinheiros,
amedrontados, que recusavam viajar durante a
guerra.

RESUMO

O processo de soldagem TIG é caracterizado pela sua excelente estabilidade do arco, o que confere soldas com elevado grau de qualidade. Esta característica faz deste processo a escolha ideal para aquelas aplicações cujo propósito é a realização de soldas de compromisso. Entretanto, sua relativa baixa capacidade de produção o torna muitas vezes insatisfatório nas aplicações industriais. Neste contexto, diversos métodos vêm sendo constantemente desenvolvidos com o objetivo de elevar os níveis de produtividade conseguidos associado à qualidade da junta soldada. Com o avanço na tecnologia dos transistores de potência, uma nova possibilidade tem sido alvo recentemente de estudos (os primeiros trabalhos publicados datam de 1999) que consiste na excitação ultrassônica do arco mediante a pulsação da corrente em frequências acima de 20 kHz. Os estudos mostram melhorias quanto à produtividade, à penetração da solda e às características metalúrgicas e propriedades mecânicas das soldas, dentre outras. Diante do potencial que se vislumbra a partir dos resultados desses estudos, foi projetada e, construída, uma fonte de soldagem dotada de características especiais capaz de realizar a pulsação da corrente com diversos formatos de onda (a saber, senoidal, retangular e triangular), em frequências que podem ser variadas entre 20 e 80 kHz. Também foi desenvolvido um sistema capaz de medir com elevada repetitividade a pressão do arco nos processos com eletrodos não consumíveis. Com a bancada assim constituída, foram realizados ensaios que permitiram determinar as seguintes alterações quando do uso da pulsação da corrente em frequências ultrassônicas: aumento substancial da pressão do arco, cujo valor depende da frequência utilizada; aumento da estabilidade do arco, ao ponto de permitir a manutenção do arco com baixíssimos valores de corrente; aumento do rendimento de fusão, mas sem uma variação significativa da relação entre a penetração e a largura do cordão; um aumento da dureza do metal de solda, que parece estar associado ao aumento da taxa de resfriamento e este, por sua vez, associado a um aumento da condução térmica; transição mais suave entre a dureza do metal de solda e zona afetada pelo calor, que tem benefícios potenciais quanto ao desempenho da junta soldada.

Palavras-chave: Corrente de excitação ultrassônica; Fonte de energia para soldagem; Modulação da corrente; U-TIG.

ABSTRACT

The TIG welding process is characterized by its excellent arc stability, giving high quality welds. This feature makes this process an ideal choice for those applications whose purpose is to perform commitment welds. However, its relatively low productivity makes often unsatisfactory in meeting the productivity required in industrial applications. In this context, several methods are being constantly developed with the aim of raising standards in productivity associated with the quality of the welded joint. With the progress in the power transistors' technology, a new possibility has been the subject of recent studies (the first published works date from 1999) which consists of arc ultrasonic excitation by pulse current at frequencies above 20 kHz. Studies show improvements in terms of productivity, the weld penetration and the metallurgical characteristics and mechanical properties of welds, among others. Given the potential that one sees from the results of these studies has been designed and built a welding source endowed with special features capable of performing the pulse current with different waveforms (ie, sinusoidal, rectangular, triangular), at frequencies that can be varied between 20 and 80 kHz. In addition, it was developed a system capable of accurately measuring the pressure in the arc processes with non-consumable electrodes. With the thus constituted bench, tests were performed which allowed to determine the following changes when using the pulse current at ultrasonic frequencies: substantial increase arc pressure whose value depends on the frequency used, increased stability of the arc, to the point of allowing maintaining the arc current with extremely low values; increasing the yield of fusion, but without a significant change in the relationship between penetration and bead width, an increase in the hardness of the weld metal that appears to be associated with increased cooling rate and this, in turn, associated with an increase of the thermal conductivity; smoother transition between the hardness (and one can infer that in yield stress) of the weld metal and heat affected zone that has potential benefits for the welded joint performance.

Keywords: Ultrasonic current excitation; Power source for welding; Current modulation; U-TIG.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Esquema original do aparato proposto por P. K. Devers.....	37
Figura 2 - Esquema original do aparato proposto por Russel Meredith.....	37
Figura 3 – Visão esquemática para as dimensões do arco.	39
Figura 4 – Valores obtidos das isotermas e do raio óptico para um arco TIG estabelecido em argônio puro com 100 A.....	40
Figura 5 – Dimensões de um arco TIG estabelecido em Ar puro com 150 A, com base no raio óptico, saturação iônica (j_{sat}), saturação eletrônica (j_e) e a condição flutuante (F.C.)	40
Figura 6 – Distribuição de potencial elétrico no arco de acordo com Bramhall e Conrad.....	42
Figura 7 – Modelos para a região catódica. Em (a) região catódica dividida em regiões e em (b) região catódica contínua	44
Figura 8 – Relação entre a extensão da região catódica e a densidade de corrente segundo (a) Rethfeld <i>et al.</i> [35] e (b) Morrow e Lowke [36].....	45
Figura 9 – Variação da tensão com a (a) corrente, (b) densidade de corrente, (c) temperatura do cátodo e (d) temperatura dos elétrons	46
Figura 10 – Diagrama esquemático da região anódica.	48
Figura 11 – Variação da queda de tensão anódica com o percentual de hélio no gás de proteção	49
Figura 12 – Fluxo de calor total (q) no ânodo e seus componentes: Contribuição do fluxo de elétrons (q_e), condução do plasma (q_c) e radiação do plasma (q_r), proposto por Bini <i>et al.</i>	51
Figura 13 – Variação do (a) fluxo de calor e (b) densidade de corrente na região anódica para várias correntes de soldagem	51
Figura 14 – Isotermas para arco em atmosfera de argônio, corrente de 200 A, pressão atmosférica e DEP igual a 10 mm.....	53
Figura 15 – Condutividade elétrica dos gases em função da temperatura.....	54
Figura 16 – Distribuição de corrente na coluna de plasma apresentado por (a) Hsu <i>et al.</i> e (b) Wu <i>et al.</i> para corrente de soldagem de 200 A e comprimento do arco de 10 mm	55
Figura 17 – Característica estática de arco TIG com DEP = 5 mm e gás argônio.....	56
Figura 18 – Influência da composição do gás (a) hélio e (b) Hidrogênio, misturados em volume ao argônio, na tensão do arco para corrente de 153 A	57
Figura 19 – Velocidade axial do jato de plasma	59
Figura 20 – Distribuição da pressão do arco para argônio e hélio	61
Figura 21 – Diagrama esquemático das forças que promovem a convecção da poça de fusão no processo TIG.....	62
Figura 22 – Diagrama esquemático mostrando a influência da tensão superficial no fluxo convectivo do metal líquido e na geometria da poça de fusão	63

Figura 23 – Tensão superficial de uma liga de aço em função da temperatura e teor de oxigênio	64
Figura 24 – Fluxo de fluido sob efeito da (a) força eletromagnética, (b) tensão superficial e (c) força eletromagnética e tensão superficial	65
Figura 25 – Relação D/W em função do ângulo de afiação do eletrodo. Resultados reportados por Key [89], Se doped [92], S doped [92], Savage <i>apud</i> [88], Spiller <i>apud</i> [88] e Glickstein [93] e para metal de base com baixo teor de enxofre	68
Figura 26 - Efeito da forma de onda pulsada sobre o cordão de solda	71
Figura 27 - Face (a) e raiz (b) de uma solda com corrente contínua constante. $I=36$ A e $V_s=2,5$ mm.s ⁻¹ (15 cm.min ⁻¹)	72
Figura 28 - Face (a) e raiz (b) de uma solda em corrente contínua pulsada. $I_p=62$ A, $I_b=10$ A, $t_p=0,5$ s, $t_b=0,5$ s e $V_s=2,5$ mm.s ⁻¹ (15 cm.min ⁻¹)	72
Figura 29 - Micrografia da face (região central) do cordão de solda realizado com corrente contínua constante	73
Figura 30 – Micrografia da face do ponto de solda realizado com corrente contínua pulsada. (a) Região central e (b) periférica.....	74
Figura 31 - Face (a) e raiz (b) a solda em corrente contínua pulsada onde a raiz encontra-se no limite de sua continuidade. $I_p=62$ A, $I_b=10$ A, $t_p=0,5$ s, $t_b=0,5$ s e $V_s=3$ mm.s ⁻¹ (18 cm.min ⁻¹).....	75
Figura 32 - Influência da frequência de pulsação da corrente no aspecto da face (a) e do verso (b) da solda. $I_p=62$ A, $I_b=10$ A, $t_p=0,2$ s, $t_b=0,2$ s e $V_s=3$ mm.s ⁻¹ (18 cm.min ⁻¹)	75
Figura 33 - Micrografia da face do cordão de solda realizado com corrente contínua pulsada a 2,5 Hz	76
Figura 34 - Face (a) e raiz (b) do cordão de solda realizado com razão cíclica de 25%. $I_p=114$ A, $I_b=10$ A, $t_p=0,1$ s, $t_b=0,3$ s e $V_s=3$ mm.s ⁻¹ (18 cm.min ⁻¹)	77
Figura 35 - Micrografia da face do cordão de solda realizado com corrente contínua pulsada a 2,5 Hz e razão cíclica de 25%.....	78
Figura 36 – Face (a) e raiz (b) do cordão de solda realizado com corrente contínua constante. $I=54$ A e $V_s=5$ mm.s ⁻¹ (30 cm.min ⁻¹).....	79
Figura 37 – Face (a) e raiz (b) do cordão de solda realizado com frequência de 2,5 Hz e razão cíclica de 25%. $I_p=186$ A, $I_b=10$ A, $t_p=0,1$ s, $t_b=0,3$ s e $V_s=5,8$ mm.s ⁻¹ (35 cm.min ⁻¹)	79
Figura 38 – Micrografia da face (região central) do cordão de solda realizado com corrente constante	80
Figura 39 - Micrografia da face do cordão de solda realizado com corrente contínua pulsada. (a) Região central e (b) periférica.....	81
Figura 40 – Penetração da solda em função da frequência para arco pulsado senoidalmente com DEP igual a 4 mm	84
Figura 41 - Largura da solda em função da frequência para arco pulsado senoidalmente com DEP igual a 4 mm	85
Figura 42 – Nível de ruído gerado pelo arco em função da frequência de pulsação da corrente.....	86

Figura 43 – Diagrama esquemático do sistema de vibração ultrassônica proposto por Su <i>et al.</i>	88
Figura 44 – Macrografia da seção transversal das soldas realizadas em AISI 304 com corrente de (a) 100 A sem ultrassom, (b) 100 A com ultrassom, (c) 150 A sem ultrassom e (d) 150 A com ultrassom.....	89
Figura 45 - Diagrama esquemático do sistema de vibração ultrassônica empregado por Dong <i>et al.</i>	90
Figura 46 - Diagrama esquemático do sistema de vibração ultrassônica empregado por Watanabe <i>et al.</i>	91
Figura 47 – Diagrama esquemático do sistema de vibração ultrassônica proposto por Watanabe <i>et al.</i>	92
Figura 48 – Diagrama esquemático do sistema de vibração ultrassônica proposto por Cui <i>et al.</i>	92
Figura 49 – Fração da microestrutura colunar dendrítica no metal de solda em função da vibração ultrassônica	93
Figura 50 - Diagrama esquemático do sistema de vibração ultrassônica proposto por Fan <i>et al.</i>	94
Figura 51 – Frequências de curto circuito para diferentes tensões de arco	95
Figura 52 – Diagrama esquemático do método com excitação ultrassônica pela modulação da corrente de soldagem	98
Figura 53 – Diagrama esquemático da forma de onda da corrente pulsada alternada com pulso híbrido ultrassônico.....	99
Figura 54 – Diagrama esquemático do método duplo cátodo com excitação ultrassônica	99
Figura 55 – Macroestrutura da junta Ti-6Al-4V soldada (a) sem ultrassom e (b) com ultrassom	104
Figura 56 – Influência da frequência de pulsação ultrassônica no tamanho da zona afetada pelo calor	105
Figura 57 – Organograma do trabalho	109
Figura 58 – Diagrama esquemático da fonte de soldagem desenvolvida por Morisada <i>et al.</i>	111
Figura 59 – Formas de onda da corrente e tensão obtidas por Morisada <i>et al.</i> [192] para frequência de pulsação de (a) 60 Hz e (b) 20 kHz	112
Figura 60 – Diagrama esquemático da fonte de soldagem proposta por Zeng <i>et al.</i>	112
Figura 61 – Oscilogramas da tensão e corrente de soldagem obtidos por Zeng <i>et al.</i> para frequência de pulsação de 20 kHz.....	113
Figura 62 – Exemplos de correntes de soldagem obtidas por Onuki <i>et al.</i> ao empregar a fonte de soldagem desenvolvida	114
Figura 63 – Diagrama de blocos da fonte de soldagem	115
Figura 64 – Autoajuste da corrente média de soldagem realizada pela fonte de soldagem.....	116

Figura 65 – Aquisições de corrente obtidos na carga para diferentes frequências de pulsação, ao utilizar módulo de potência analógico e forma de onda retangular	119
Figura 66 – Unidade de potência desenvolvida. (a) Módulo de alimentação DC, (b) módulo de potência da corrente principal de soldagem, (c) módulo de potência da corrente pulsada com forma de onda retangular e (d) módulo de potência analógico	120
Figura 67 – (a) Retificador trifásico com ponto médio concebido inicialmente e (b) retificador trifásico de onda completa implementado posteriormente .	122
Figura 68 – Módulo de alimentação DC desenvolvido	123
Figura 69 – Faces inferior e superior do módulo de potência analógico desenvolvido	124
Figura 70 – Circuito elétrico do módulo de potência analógico.....	125
Figura 71 – Aquisições da tensão Vce dos transistores de potência.....	126
Figura 72 - Circuito snubber desenvolvido	127
Figura 73 – Circuito elétrico do módulo de potência chaveado da corrente principal de soldagem.	129
Figura 74 - Módulo de potência chaveado da corrente de excitação ultrassônica retangular desenvolvido	131
Figura 75 – Circuito elétrico do módulo de potência com: (a) chaveamento em paralelo e (b) chaveamento em série	133
Figura 76 - Circuito elétrico do módulo de potência chaveado da corrente de excitação ultrassônica retangular	133
Figura 77 – Unidade de controle desenvolvida	135
Figura 78 – Diagrama de blocos da placa analógica. Os números identificam as formas de onda nos respectivos pontos do circuito.....	136
Figura 79 – Placa de controle microcontrolada.....	138
Figura 80 – Diagrama esquemático da placa de controle microcontrolada..	139
Figura 81 – Diagrama de blocos da placa de controle PWM e o seu papel na malha de controle da corrente	141
Figura 82 – Rotinas básicas de controle do processo de soldagem TIG com excitação ultrassônica da corrente. Rotina (a) “EnviaCorrenteUltrassom” e (b) “DesligaCorrenteUltrassom”	144
Figura 83 – Lógica de controle do processo de soldagem U-TIG Normal...	146
Figura 84 – Forma de onda da corrente no processo de soldagem U-TIG Normal	147
Figura 85 - Lógica de controle do processo de soldagem U-TIG Pulsado...	148
Figura 86 – Possibilidade de obtenção de forma de onda da corrente no processo de soldagem U-TIG Pulsado	149
Figura 87 - Lógica de controle do processo de soldagem U-TIG Avançado	150
Figura 88 – Forma de onda da corrente no processo de soldagem U-TIG Avançado. Execução de rampa na amplitude da corrente de excitação ultrassônica	151
Figura 89 - Aparato desenvolvido para a medição da pressão do arco	152

Figura 90 – Estrutura mecânica do aparato para a medição da pressão do arco	153
Figura 91 – Estrutura do sensor	154
Figura 92 – Tensão de saída versus pressão diferencial.....	155
Figura 93 – Circuito de condicionamento de sinal. (a) Face dos componentes e (b) face da solda.....	156
Figura 94 – Diagrama esquemático do circuito de condicionamento de sinal	157
Figura 95 – Bancada de ensaios. (a) Fonte de soldagem desenvolvida, (b) sistema de deslocamento de tocha, (c) unidade de refrigeração, (d) circuito de gás de proteção, (e) instrumentação, (f) mesa e (g) tocha de soldagem	161
Figura 96 – Tocha de soldagem concebida para o presente trabalho	162
Figura 97 – Estrutura de medição desenvolvida	165
Figura 98 – Circuito de condicionamento do sinal de leitura da corrente	166
Figura 99 – Estrutura de validação da fonte de soldagem desenvolvida.....	167
Figura 100 – Interface homem máquina da fonte de soldagem desenvolvida: (a) tela de variáveis a serem definidas pelo usuário; (b) tela apresentada durante o processo de desligamento do equipamento; e (c) durante a inicialização do mesmo.....	168
Figura 101- Interface homem máquina da fonte de soldagem desenvolvida, com a mensagem de proteção ativada.....	169
Figura 102 – Lógica de controle do processo de soldagem realizada pela fonte de soldagem desenvolvida	171
Figura 103 – Resposta da corrente principal de soldagem	173
Figura 104 – Característica estática do processo TIG obtida com a fonte de soldagem desenvolvida	174
Figura 105 – Aquisições da corrente de excitação ultrassônica com forma de onda senoidal	176
Figura 106 – Configuração empregada na aquisição da corrente de excitação ultrassônica quando utilizada a ponteira de corrente Tektronix	177
Figura 107 – Aquisições da corrente de excitação ultrassônica com forma de onda triangular.....	178
Figura 108 – Aquisições da corrente de excitação ultrassônica com forma de onda retangular	179
Figura 109 – Aquisições da taxa de (a) subida e (b) descida da corrente de excitação ultrassônica retangular	181
Figura 110 - Resposta da frequência de pulsação da corrente de excitação ultrassônica.....	183
Figura 111 – Transformada rápida de Fourier da corrente de excitação ultrassônica para as três formas de onda disponíveis no equipamento.....	184
Figura 112 – Aquisições de corrente média e eficaz da corrente principal de soldagem.....	187
Figura 113 – Aquisição da corrente de soldagem composta apenas pela corrente de excitação ultrassônica retangular	190

Figura 114 – Circuito de geração do sinal de referência da frequência de pulsação desenvolvido exclusivamente para a realização dos ensaios com corrente de base igual a zero	192
Figura 115 – Aquisições da tensão do arco para o diâmetro de eletrodo de 2,4 mm e corrente de pulso de 20 A.....	194
Figura 116 – Aquisições da tensão do arco para o diâmetro de eletrodo de 1,6 mm e corrente de pulso de 20 A.....	196
Figura 117 – Aquisições de tensão do arco para o diâmetro do eletrodo de 1,6 mm e correntes de pulso de (a) 20 A, (b) 10 A e (c) 5 A	197
Figura 118 – Relação entre a corrente de pulso e o tempo de base (tb) com corrente (Ib) igual a zero	198
Figura 119 – Tensão média do arco em função da frequência de pulsação da corrente de excitação ultrassônica retangular.....	201
Figura 120 – Tensão média do arco Vs. corrente de excitação ultrassônica	202
Figura 121 – Aquisições da (a) tensão e (b) corrente do arco	203
Figura 122 – Pressão do arco Vs. frequência de pulsação da corrente de excitação ultrassônica (a) senoidal, (b) triangular e (c) retangular.....	206
Figura 123 – Influência de DEP sobre a pressão do arco na soldagem TIG com corrente constante (TIG), com pulsação ultrassônica da corrente (U-TIG) e sobre a relação Rp entre as pressões U-TIG e TIG	209
Figura 124 – Influência do bocal de gás sobre a pressão do arco na soldagem TIG com corrente constante (TIG) e com pulsação ultrassônica da corrente (U-TIG) para DEP igual a 4 mm.....	211
Figura 125 – Desenho esquemático da configuração de soldagem empregada nos ensaios com (a) bocal N°4 e (b) N°8, com todas as dimensões em escala	212
Figura 126 – Distribuição radial de pressão do arco na soldagem TIG com corrente constante (TIG) e com pulsação ultrassônica da corrente (U-TIG)	213
Figura 127 - Distribuição radial de pressão do arco normalizada	213
Figura 128 – Corpo de prova preparado para a realização do ensaio de soldagem.....	217
Figura 129 – Metodologia empregada na a realização dos ensaios de obtenção dos cordões de solda: em (a) ensaio de varredura da frequência de pulsação; e em (b) da amplitude da corrente de excitação	219
Figura 130 – Cordões de solda com as respectivas posições de onde foram retiradas as amostras para análises	222
Figura 131 – Esquema de medição da largura e penetração das soldas obtidas	224
Figura 132 – (a) Largura e (b) penetração dos cordões de solda em função da frequência de pulsação da corrente de excitação ultrassônica com amplitude de 50 A e formas de onda senoidal, triangular e retangular	225
Figura 133 – Macrografias dos cordões de solda realizados em (a) corrente constante e com corrente de excitação ultrassônica (50 A) com formas de onda (b) senoidal, (c) triangular e (d) retangular.....	227

Figura 134 – (a) Largura e (b) penetração dos cordões de solda em função da amplitude da corrente de excitação ultrassônica com frequência de 20 kHz e formas de onda senoidal, triangular e retangular	228
Figura 135 – Macrografias dos cordões de solda obtidos em (a) corrente constante e com corrente de excitação ultrassônica de 50 A/20 kHz com forma de onda (b) senoidal, (c) triangular e (d) retangular. Ampliação de 50X	231
Figura 136 - Micrografia da região central do cordão de solda obtido em (a) corrente constante e com corrente de excitação ultrassônica de 50 A/20 kHz com forma de onda (b) senoidal, (c) triangular e (d) retangular. Ampliação de 200X	232
Figura 137 – Ensaio de microdureza realizado na amostra obtida em corrente constante	233
Figura 138 – Perfis de microdureza obtidos para as quatro amostras da Figura 135	234

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Características do transformador utilizado no módulo de alimentação DC	121
Tabela 2 – Variáveis de soldagem utilizadas nos ensaios de validação da lógica de controle dos processos de soldagem	170
Tabela 3 – Condições de soldagem utilizadas nos ensaios de caracterização da corrente principal de soldagem	172
Tabela 4 – Variáveis relativas à corrente de excitação ultrassônicas empregadas nos ensaios	175
Tabela 5 – Variáveis de soldagem utilizadas nos ensaios de caracterização da resposta dinâmica da corrente de excitação ultrassônica	181
Tabela 6 – Resultados teóricos para a corrente eficaz de soldagem (Isef) mediante a modulação da corrente de excitação ultrassônica com forma de onda retangular	188
Tabela 7 – Condições de soldagem utilizadas nos ensaios com corrente de base igual a zero	191
Tabela 8 – Condições de soldagem utilizadas nos ensaios relativos aos efeitos das variáveis de excitação ultrassônica sobre a tensão e a pressão do arco .	200
Tabela 9 – Diâmetro e área de saída do gás de proteção para diferentes tamanhos de bocal de gás.....	210
Tabela 10 – Condições de soldagem utilizadas na realização dos cordões de solda.....	218
Tabela 11 – Variáveis relativas à corrente de excitação ultrassônicas empregadas nos ensaios de obtenção dos cordões de solda	221
Tabela 12 – Dimensões médias dos cordões de solda para diferentes formas de onda da corrente de excitação ultrassônica	226

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

A – Constante de Richardson
AC3 – Temperatura de transformação
ADC - Analog-to-Digital Converter
Ae – Área do núcleo
AISI - American Iron and Steel Institute
Ar – Argônio
Ar⁺ – Íon positivo de argônio
ARM7 – Geração de processadores baseada na família RISC
Aw – Área do carretel
B – Densidade de fluxo máximo
CEM – Centro de Engenharias da Mobilidade
CERTI - Fundação Centros de Referência em Tecnologias Inovadoras
CP – Corpo de prova
CPU - Central Processing Unit (Unidade de processamento)
D/W – Relação penetração/largura
DAC - Digital-to-Analog Converter
DC – Direct Current (Corrente contínua)
de – diâmetro do eletrodo
DEP – Distância entre eletrodo-peça
di/dt – Variação da corrente no tempo
e – Carga do elétron
e⁻ – Elétron
Er – Tensão de barramento DC
EWTh-2 – Eletrodo de tungstênio com 2% de óxido de tório
f – Frequência
F.C. – Condição flutuante
Fc – Frequência de chaveamento
f_{final} – Frequência final
FFT – Fast Fourier Transform
f_{inicial} – Frequência inicial
FREF_UC – Sinal de referência da frequência de pulsação da corrente de excitação ultrassônica chaveada
fultra – Frequência de pulsação da corrente de excitação ultrassônica
GMAW – Gas Metal Arc Welding
GTAW – Gas Tungsten Arc Welding
I – Corrente
I_Hall – Sinal de corrente do sensor Hall
i⁺ – Íon positivo
I²C - Multimaster Serial Single-Ended Computer Bus

Ib – Corrente de base
Icc – Corrente de curto circuito
If – Corrente de finalização
IGBT – Insulated Gate Bipolar Transistor
IHM – Interface Homem-Máquina
Im – Corrente média
IMC – Empresa que atua no ramo da soldagem desde 1993
INMETRO - Instituto Nacional de Metrologia, Qualidade e Tecnologia
Ip – Corrente de pulso
Ipri – Corrente principal de soldagem
Iprief - Corrente principal de soldagem (valor eficaz)
IREF – Sinal de referência de corrente
IREF_P – Sinal de referência da corrente principal de soldagem
IREF_UA – Sinal de referência da corrente de excitação ultrassônica analógica
IREF_UC – Sinal de referência da corrente de excitação ultrassônica chaveada
Is – Corrente de soldagem
Isef – Corrente de soldagem (valor eficaz)
Isméd – Corrente de soldagem (valor médio)
Iultra – Corrente de excitação ultrassônica
Iultrafinal – Corrente de excitação ultrassônica final
Iultra inicial – Corrente de excitação ultrassônica inicial
J – Densidade de corrente
J_e – Saturação eletrônica
J_{isat} – Saturação iônica
k – Constante de Boltzmann
K – Fator de enrolamento
L – Comprimento do arco
La – Comprimento do arco
LABSOLDA – Laboratório de soldagem da UFSC
Lo – Indutância de saída
LPA – Sinal de liga potência do módulo analógico
LPC – Sinal de liga potência do módulo chaveado
LTE – Equilíbrio Termodinâmico Local
MB – Metal de base
MIG/MAG – Metal Inert Gas / Metal Active Gas
MOSFET – Metal Oxide Semiconductor Field Effect Transistor
MTE – Ministério do Trabalho e Emprego
N^o - Tamanho do bocal de gás

P – Potência
P1 – Conexão de leitura de pressão
P2 – Conexão de pressão de vácuo
posgas – Tempo de pós gás
pregas – Tempo de pré gás
PWM – Pulse Width Modulation
q – Fluxo de calor total
 q_c – Fluxo de calor devido à condução do plasma
 q_e – Fluxo de calor devido ao fluxo de elétrons
 q_r – Fluxo de calor devido à radiação do plasma
 R^2 – Coeficiente de correlação
RAM - Random-Access Memory
RBC – Rede Brasileira de Calibração
Rcd – Resistência térmica entre a carcaça do transistor e dissipador
Re – Resistência de emissor
Rp – Relação entre as pressões obtidas com e sem a excitação ultrassônica do arco
SAE - Society of Automotive Engineers
SPI - Serial Peripheral Interface Bus
SUS - System Usability Scale
T – Temperatura
t – Tempo
tb – Tempo de base
Tct – Temperatura da carcaça do transistor
Tc – Temperatura do cátodo
tc – Tempo de condução do transistor
Td – Temperatura no dissipador
td – Tempo de rampa de descida da corrente principal de soldagem
tf – Tempo de atuação da corrente de finalização
Th-W – Eletrodo de tungstênio toriado
TIG – Tunsten Inert Gas
TJB – Transistor de Junção Bipolar
tp – Tempo de pulso
ts – Tempo de rampa de subida da corrente principal de soldagem
tsoldagem – Tempo de atuação da corrente de excitação ultrassônica
TTL - Transistor-Transistor Logic
Ua – Tensão do arco
UART - Universal Asynchronous Receiver/Transmitter
Ucc – Tensão de curto circuito
UFSC – Universidade Federal de Santa Catarina

U-GMAW – Processo de soldagem GMAW com excitação ultrassônica do arco
U-MIG/MAG – Processo de soldagem MIG/MAG com excitação ultrassônica do arco
USB - Universal Serial Bus
U-TIG – Processo de soldagem TIG com excitação ultrassônica do arco
 $V_{(\text{mostrador})}$ – Tensão de saída do circuito de condicionamento de sinal
 $V_{(\text{sensor})}$ – Tensão de saída do sensor de pressão
VAC – Voltage Alternate Current (Tensão alternada)
 V_b – Tensão aplicada na base do transistor
 V_{be} – Tensão base-emissor
 V_{cc} – Tensão de alimentação
 V_{ce} – Tensão coletor-emissor
 V_s – Velocidade de soldagem
 V_{se} – Queda de tensão na zona de carga espacial
ZAC – Zona Afetada pelo Calor
ZF – Zona fundida
ZPD – Zona Parcialmente Diluída
ZPF – Zona Parcialmente Fundida
 ΔI – Ondulação da corrente de soldagem
 $\partial y / \partial T$ – Variação da tensão superficial com a temperatura
 μ_0 – Permeabilidade no vácuo
 \emptyset – Função trabalho termiônico
 \emptyset_e – Ângulo de afiação do eletrodo

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	33
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	35
2.1 PROCESSO DE SOLDAGEM TIG	35
2.1.1 Breve histórico do processo.....	35
2.1.2 Características físicas do processo.....	38
2.1.2.1 Dimensões do arco.....	38
2.1.2.2 Regiões físicas do arco	41
2.1.2.3 Região catódica.....	43
2.1.2.4 Região anódica.....	47
2.1.2.5 Coluna de plasma.....	52
2.1.2.6 Pressão do arco	58
2.1.2.7 Poça fundida	61
2.2 PULSAÇÃO DA CORRENTE NO PROCESSO TIG E SUA INFLUÊNCIA NAS CARACTERÍSTICAS OPERACIONAIS E METALÚRGICAS	69
2.2.1 Soldagem TIG com pulsação em baixas frequências (inferiores a 20 Hz).....	70
2.2.2 Soldagem TIG com pulsação em altas frequências (entre 20 Hz e 20 kHz).....	82
2.3 ULTRASSOM NA SOLDAGEM A ARCO.....	86
2.3.1 O emprego de transdutores mecânicos	87
2.3.1.1 Soldagem TIG.....	88
2.3.1.2 Soldagem com eletrodo revestido	92
2.3.1.3 Soldagem MIG/MAG	94
2.3.1.4 Considerações práticas acerca do emprego de transdutores mecânicos	96
2.3.2 O emprego da pulsação da corrente em frequências ultrassônicas .	97
2.3.2.1 Variantes da aplicação do método da pulsação ultrassônica	98
2.3.2.2 Efeitos da introdução do ultrassom na soldagem a arco devido à oscilação da corrente.....	100
2.3.2.3 Considerações práticas acerca da pulsação da corrente em frequências ultrassônicas	105
3 OBJETIVOS E JUSTIFICATIVAS	107
3.1 OBJETIVOS	107
3.2 JUSTIFICATIVAS	108
4 DESENVOLVIMENTO	109
4.1 FONTE DE SOLDAGEM	110
4.1.1 Contextualização tecnológica.....	110
4.1.2 Escopo do projeto	115
4.1.3 Unidade de potência.....	118
4.1.3.1 Módulo de alimentação DC	121

4.1.3.2 Módulo de potência analógico	123
4.1.3.3 Módulo de potência chaveado da corrente principal de soldagem	128
4.1.3.4 Módulo de potência chaveado da corrente de excitação ultrassônica retangular	130
4.1.4 Unidade de controle	134
4.1.4.1 Placa analógica.....	135
4.1.4.2 Placa de controle microcontrolada	137
4.1.4.3 Placa de controle PWM.....	140
4.1.4.4 Demais circuitos.....	142
4.1.5 Software de controle	143
4.1.5.1 Processo U-TIG Normal	145
4.1.5.2 Processo U-TIG Pulsado	147
4.1.5.3 Processo U-TIG Avançado	149
4.2 APARATO PARA A MEDIÇÃO DA PRESSÃO DO ARCO	151
4.2.1 Estrutura mecânica.....	153
4.2.2 Sensor.....	154
4.2.3 Circuito de condicionamento de sinal.....	155
4.2.4 Considerações acerca da calibração do instrumento	157
5 BANCADA DE ENSAIOS	161
5.1 TOCHA DE SOLDAGEM	162
5.2 SISTEMA DE DESLOCAMENTO DE TOCHA	163
5.3 INTEGRAÇÃO DA BANCADA	163
5.4 INSTRUMENTAÇÃO.....	164
6 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	167
6.1 AVALIAÇÃO DE DESEMPENHO DA FONTE DE SOLDAGEM DESENVOLVIDA	167
6.1.1 Lógica de controle do equipamento	167
6.1.2 Lógica de controle dos processos de soldagem.....	169
6.1.3 Caracterização da corrente principal de soldagem	172
6.1.4 Caracterização da corrente de excitação ultrassônica	174
6.1.4.1 Resposta dinâmica da corrente de excitação ultrassônica	180
6.1.4.2 Caracterização da frequência de pulsação.....	182
6.1.5 Caracterização da corrente de soldagem modulada	185
6.1.6 Análise dos resultados.....	189
6.2 ESTUDO DA PULSAÇÃO COM CORRENTE DE BASE IGUAL À ZERO.....	189
6.2.1 Materiais e métodos	191
6.2.1.1 Adequação do equipamento	192
6.2.2 Resultados.....	193
6.2.3 Análise dos resultados.....	198
6.3 ESTUDO PRELIMINAR DOS EFEITOS DAS VARIÁVEIS DE EXCITAÇÃO ULTRASSÔNICA SOBRE AS CARACTERÍSTICAS FÍSICAS DO ARCO.....	199
6.3.1 Materiais e métodos	200

6.3.2	Efeito das variáveis ultrassônicas sobre a tensão do arco.....	201
6.3.3	Efeito das variáveis ultrassônicas sobre a pressão do arco.....	205
6.3.4	Análise dos resultados	208
6.4	ESTUDO PRELIMINAR DA PRESSÃO DO ARCO	208
6.4.1	Influência de DEP sobre a pressão do arco	209
6.4.2	Influência do bocal de gás sobre a pressão do arco.....	210
6.4.3	Distribuição radial de pressão do arco.....	212
6.4.4	Análise dos resultados	214
6.5	ESTUDO PRELIMINAR DOS EFEITOS DAS VARIÁVEIS DE EXCITAÇÃO ULTRASSÔNICA SOBRE AS CARACTERÍSTICAS DA SOLDA.....	215
6.5.1	Materiais e métodos	216
6.5.1.1	Preparação dos corpos de prova.....	216
6.5.1.2	Condições de soldagem	217
6.5.1.3	Realização dos ensaios.....	219
6.5.1.4	Obtenção, preparação e análise das amostras.....	221
6.5.2	Aspectos dimensionais da zona fundida.....	224
6.5.2.1	Análise dos resultados	229
6.5.3	Aspectos Macroestruturais e Mecânicos das soldas.....	230
6.5.3.1	Ensaio de dureza.....	233
6.5.3.2	Análise dos resultados	235
7	CONCLUSÕES	237
8	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	239
9	REFERÊNCIAS	243

1 INTRODUÇÃO

O advento do arco voltaico no início do século XIX possibilitou o surgimento dos processos de soldagem a arco a partir do momento em que o calor deste pode ser utilizado para promover a fusão de metais. A partir disso, a história mostra que a evolução dos processos de soldagem ocorreu de forma lenta e gradativa até chegar às várias concepções que são utilizadas hoje.

O processo TIG surgiu num contexto industrial, impulsionado pela demanda da indústria aeronáutica em soldar alumínio e magnésio. Conceitualmente, o TIG se caracteriza como um processo de excelente estabilidade do arco, em função da utilização de eletrodos refratários, aliado a um elevado grau de pureza da solda, devido ao uso de gases inertes para a sua proteção. Estas características colocam o processo TIG em posição de destaque, como solução para as aplicações mais delicadas e onde há requisitos de pureza e bom acabamento do cordão. Por outro lado, sua relativa baixa produtividade e velocidade de soldagem, o torna muitas vezes insatisfatório no atendimento à produtividade exigida nas aplicações industriais. Neste contexto, diversos métodos vêm sendo desenvolvidos e aprimorados com o objetivo de elevar os níveis de produtividade conseguidos e o de obter características metalúrgicas que se refletirão em propriedades mecânicas da junta soldada mais favoráveis.

Os avanços na área da microeletrônica permitiram o controle cada vez mais apurado da corrente de soldagem, possibilitando, entre outras coisas, o desenvolvimento de um método bastante difundido no processo TIG baseado na pulsação da corrente. A pulsação da corrente pode ser classificada quanto à sua frequência. Neste trabalho são adotadas três faixas distintas para fazer a classificação: a primeira delas corresponde às frequências de pulsação inferiores a 20 Hz, a segunda às frequências de pulsação entre 20 Hz e 20.000 Hz, e a terceira às frequências de pulsação superiores a 20.000 Hz, conhecidas como ultrassônicas.

Conceitualmente, na soldagem pulsada em baixa frequência ($f < 20$ Hz) um nível alto de energia é regulado durante o período de pulso, com o intuito de promover a adequada formação de uma poça fundida de tamanho adequado, enquanto que nos períodos de base, a energia é mantida em níveis baixos para possibilitar o resfriamento da poça fundida enquanto que a corrente é apenas suficiente para garantir que não ocorra a extinção do arco. Desse modo, o cordão de solda é

formado por uma série de pontos de solda sobrepostos, sendo que a sobreposição entre os pontos depende da frequência de pulsação e da velocidade de soldagem.

Com a pulsação da corrente de soldagem em altas frequências ($20 \text{ Hz} < f < 20.000 \text{ Hz}$), tipicamente da ordem de alguns kHz, o efeito térmico da pulsação da energia não é mais presente. De fato, não se espera que nestas frequências (que estão dentro do campo audível) a poça fundida apresente a mesma dinâmica de fusão e solidificação que acontecem nos períodos de pulso e de base em baixas frequências de pulsação. Todavia, existem na literatura alguns trabalhos que mostram evidências de que a corrente pulsada em altas frequências exerce efeitos benéficos sobre as características do arco voltaico.

Acima de 20.000 Hz as frequências são conhecidas como ultrassônicas. Atualmente, a oscilação em frequências ultrassônicas é empregada em diversos segmentos industriais, inclusive na união de materiais, mas não especificamente na soldagem a arco, apesar de que a ideia de empregar a oscilação ultrassônica com o intuito de aumentar o desempenho de processos ou modificar a estrutura dos materiais é antiga. Já na década de 1920 estudos eram realizados com o intuito de verificar os efeitos do ultrassom na atomização de líquidos, mudanças na estrutura de substâncias orgânicas cristalizadas e emulsificação de líquidos imiscíveis. Estes efeitos estão associados com a capacidade do som em se propagar através de um meio elástico como um gás, líquido ou sólido e, assim, transferir energia acústica da fonte geradora sônica para o material que está sendo processado [1]. Por outro lado, o emprego do ultrassom na soldagem a arco tem sido estudado intensamente na última década. Diversos são os trabalhos que abordam os efeitos resultantes da introdução de energia ultrassônica na poça fundida, não só do ponto de vista operacional de processo, mas, principalmente, em relação aos aspectos metalúrgicos das soldas resultantes. Os resultados que são apresentados nestes estudos evidenciam o potencial intrínseco presente na aplicação do presente método na soldagem a arco. Baseado nisso, o presente trabalho visa desenvolver infraestrutura tecnológica e realizar um estudo preliminar acerca da aplicação desta técnica no processo de soldagem TIG.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo aborda as características do processo TIG, envolvendo principalmente os aspectos físicos do arco e o método da pulsação da corrente.

Inicialmente é apresentado um breve histórico do processo, sendo na sequência abordadas as características físicas do processo, com base nos fenômenos e efeitos presentes no arco e na poça fundida. Este conteúdo inicial tem por intuito fundamentar o entendimento das seções seguintes deste capítulo, que trata especificamente do emprego do método da pulsação da corrente na soldagem TIG em várias faixas de frequências, com o objetivo de melhorar as características operacionais e metalúrgicas das soldas resultantes. Nesta, a pulsação da corrente é classificada quanto a sua frequência, onde são abordados os efeitos da pulsação sobre as características do arco e das soldas resultantes, tanto do ponto de vista de processo quanto metalúrgico.

2.1 PROCESSO DE SOLDAGEM TIG

2.1.1 Breve histórico do processo

Um olhar na história da soldagem nos revela a necessidade de suprir a demanda do progresso industrial como sendo a força motriz no desenvolvimento dos processos de soldagem. De fato, esta máxima prevalece até os dias atuais, porém, diferentemente do que ocorre hoje, no início do século passado a soldagem ensaiava seus primeiros passos. O desenvolvimento dos diversos processos de soldagem a arco, entre eles o TIG (denominado GTAW nos EUA), permeavam um campo ainda de descobertas, relativo ao entendimento e domínio do arco elétrico e suas propriedades, para atender aos interesses da soldagem.

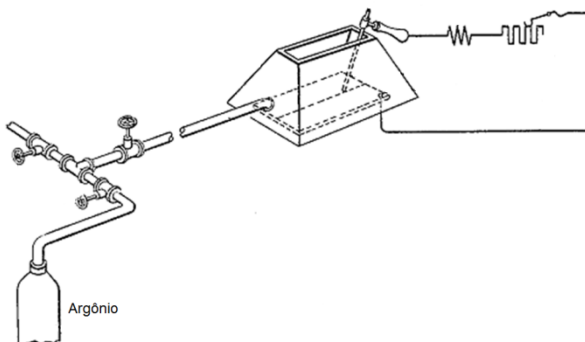
O crédito relativo à descoberta do arco elétrico é algo controverso. No início do século XIX, o fenômeno do arco elétrico foi relatado por muitos cientistas que realizavam seus experimentos no ar, ou a baixa pressão, com metais ou eletrodos de carvão. Contudo, de acordo com Maecker *et al.* [2], em 1801 Humphry Davy, um cientista britânico, foi o primeiro a descrever claramente o fenômeno da descarga elétrica e empregar a palavra “arco”, ao estabelecer um arco

elétrico entre dois eletrodos de carvão [3,4]. Em contraste a esta afirmação, encontra-se na literatura referências que atribui a Vasily Vladimirovich Petrov, um cientista russo, os créditos relativos à descoberta do arco elétrico em 1802, descrevendo-o como um “fluido especial com propriedades elétricas” [5]. Independente dos créditos desta descoberta, que parece ter ocorrido de forma simultânea por ambos os cientistas [6], foi somente a partir dela que a soldagem pôde se desenvolver.

Após a descoberta do arco elétrico a soldagem passou a desenvolver-se lentamente. Neste contexto, os avanços significativos precursores da soldagem TIG datam somente de meados de 1890 quando o francês Auguste de Méritens utilizou o calor gerado por um arco elétrico, estabelecido entre um eletrodo de carvão e a peça de trabalho, para unir placas de chumbo. O processo foi patenteado pelo seu assistente russo, Nikolay N. Benardos, com o nome de Carbon-Arc Welding [7]. Alguns anos depois, Charles L. Coffin registrou a primeira patente americana [8] de um processo de soldagem, intitulada de “Process of welding metals electrically” [9], no qual utilizava um metal como eletrodo. Fundamentalmente, a única característica que difere o trabalho de Coffin em relação ao de Benardos está centrada no fato de que neste o eletrodo era fundido e adicionado à junta de solda [10].

Na década de 1920, como resposta à demanda por produção de armamentos potencializada pela Primeira Guerra Mundial, a soldagem desenvolveu-se com base no trabalho de Coffin, ou seja, com o desenvolvimento de vários tipos de eletrodos consumíveis com revestimento autoprotetor. Entretanto, com a utilização de eletrodos revestidos não se conseguia a proteção satisfatória da solda contra a contaminação do ar. Baseado nisso, nesta mesma época pesquisas foram conduzidas buscando proteger a solda mediante gases aplicados externamente. No entanto, somente em 1930, H. M. Hobart e P. K. Devers, ambos da General Electric Company, propuseram a utilização de gases inertes na soldagem. Essencialmente, as patentes de Hobart [11] e Devers [12] descrevem o processo Carbon-Arc Welding, proposto por Benardos, sendo executado num ambiente quase fechado preenchido por gás argônio (na patente de Devers) e Hélio (na patente de Hobart), conforme mostra a Figura 1. Contudo, devido ao elevado custo desses gases inertes o processo não foi utilizado comercialmente na época [13].

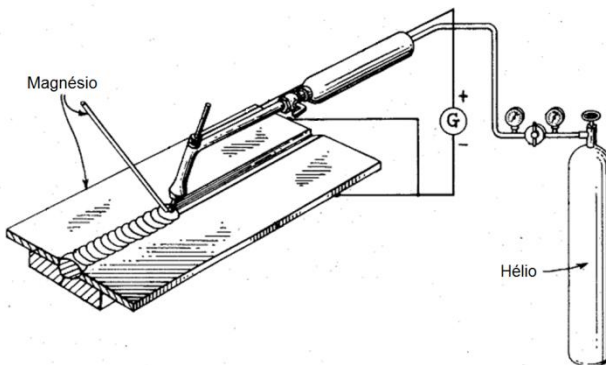
Figura 1 - Esquema original do aparato proposto por P. K. Devers



Fonte: Adaptado de [12].

Com a Segunda Guerra Mundial, houve a necessidade crescente em soldar alumínio e magnésio para atender a indústria aeronáutica. Neste contexto, tendo como pano de fundo os desenvolvimentos de 1930, Russell Meredith, da Northrup Aircraft Inc., patenteou em 1942 um processo de soldagem que utilizava um eletrodo não consumível de tungstênio, chamado inicialmente de Heliarc, devido à utilização de hélio como gás de proteção [14]. Nesta patente, foi proposta a primeira tocha prática de soldagem TIG capaz de permitir a correta fixação do eletrodo e, ao mesmo tempo, conduzir o gás inerte para proteger o eletrodo, a poça de fusão e o metal base adjacente a esta [15], conforme mostra a Figura 2.

Figura 2 - Esquema original do aparato proposto por Russel Meredith



Fonte: Adaptado de [16].

Como pode ser visto no esquema da Figura 2, Meredith propôs a conexão elétrica do eletrodo ao terminal positivo da fonte de energia. Naturalmente, isto resultou no aquecimento excessivo do eletrodo que ao se deteriorar contaminava a solda, sendo este problema resolvido ao alterar a polaridade do eletrodo para negativa. Contudo, isso tornava o processo impróprio para a soldagem de vários materiais não ferrosos, quando finalmente o desenvolvimento de fontes de energia de corrente alternada viabilizou a sua utilização para a obtenção de soldas de alumínio e magnésio de alta qualidade [17]. Desde então, o processo TIG tem evoluído sensivelmente, principalmente em decorrência aos avanços tecnológicos na área de eletrônica que têm propiciado um controle cada vez mais apurado da corrente de soldagem.

2.1.2 Características físicas do processo

Na soldagem TIG o arco pode ser estabelecido fazendo-se uso de corrente contínua ou alternada. Entretanto, neste trabalho a abordagem está focada no emprego da corrente contínua, com o eletrodo de tungstênio conectado ao terminal negativo da fonte de soldagem, correspondendo assim ao cátodo, enquanto que a peça a ser soldada é conectada ao terminal positivo (ânodo).

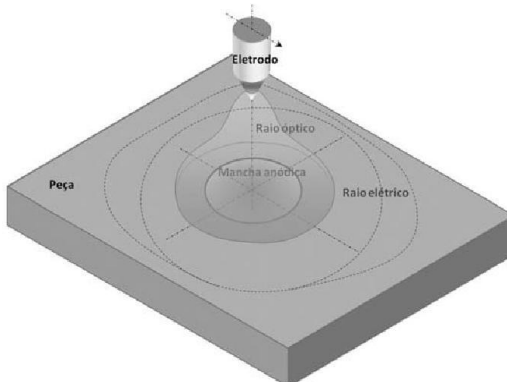
2.1.2.1 Dimensões do arco

O arco na soldagem TIG corresponde a uma região relativamente pequena, caracterizada por elevadas temperaturas (que atingem cerca de 20.000 K), forte radiação luminosa, intenso fluxo de matéria e elevados gradientes de propriedades físicas. Devido a isso, o estudo do arco, teórico e experimental, é extremamente complexo e, embora existam na literatura muitos trabalhos a respeito, diversos aspectos relacionados às características do arco e seu comportamento ainda permanecem obscuros [18].

Usualmente, na soldagem há uma preocupação quanto à seleção e controle do comprimento do arco, que no processo TIG corresponde aproximadamente à distância entre a ponta do eletrodo e a peça (DEP). Contudo, não apenas a comprimento do arco é importante, mas também o seu raio, curvatura e dimensões gerais são relevantes no sentido de se estabelecer condições geométricas favoráveis, na preparação de juntas, de modo que interfiram de forma adequada na formação do arco. Neste contexto, Vilarinho [18] propõe como

principais características dimensionais de um arco elétrico o raio óptico, raio elétrico, posição de saturação iônica e eletrônica, condição flutuante e mancha (ou raiz) anódica (Figura 3)

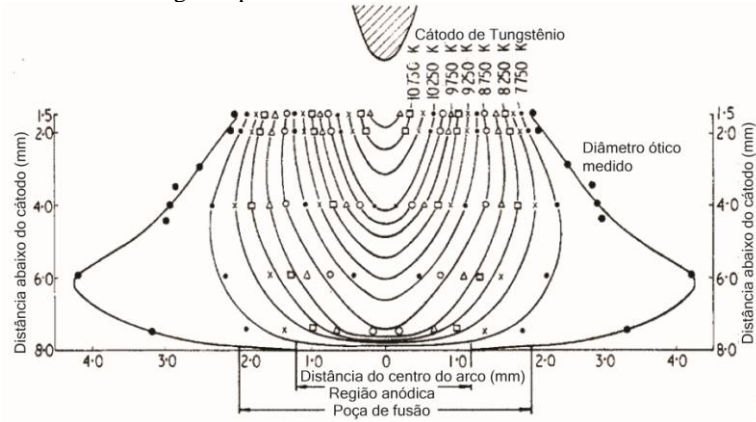
Figura 3 – Visão esquemática para as dimensões do arco.



Fonte: Vilarinho [18].

Uma das primeiras e mais complexas observações referente às dimensões do arco data da década de 1970 [18]. Apesar dos experimentos terem sido realizados para uma distância eletrodo-peça diferente dos utilizados na prática ($DEP = 10 \text{ mm}$) [19], devido às limitações tecnológicas da época, os resultados foram positivos, uma vez que os autores mapearam as isoterms da coluna do arco. Assim, o raio óptico (Figura 4) pode ser determinado pelo grau de ionização definido pela curva de densidade de partículas em função da temperatura. Para o caso do argônio, admitindo-se que se tem arco elétrico a partir da formação de íons Ar^+ , esta temperatura seria em torno de 7.000 K [18]. Já Lancaster, afirma que a região visível (a olho nu) do arco, deve-se provavelmente a uma isoterma de cerca de 10.000 K [20].

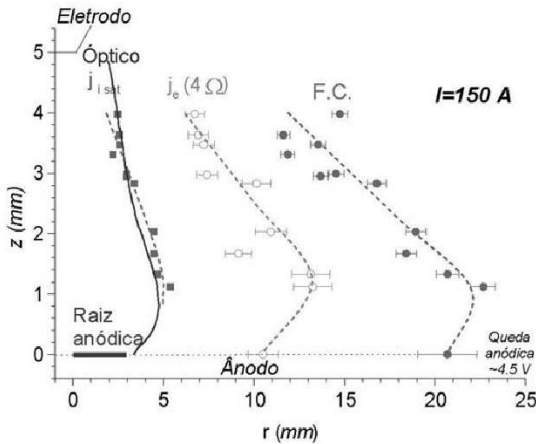
Figura 4 – Valores obtidos das isothermas e do raio óptico para um arco TIG estabelecido em argônio puro com 100 A



Fonte: Adaptado Gick *et al.* [19].

Dados mais recentes são mostrados na Figura 5, resultado da compilação das informações obtidas nos trabalhos de Vilarinho e Fanara [21,22]. Como se pode ver, Vilarinho e Fanara [22] expandem as dimensões do arco ao propor como limites a saturação eletrônica e a condição flutuante (F.C.).

Figura 5 – Dimensões de um arco TIG estabelecido em Ar puro com 150 A, com base no raio óptico, saturação iônica (j_{isat}), saturação eletrônica (j_e) e a condição flutuante (F.C.)



Fonte: Vilarinho [18].

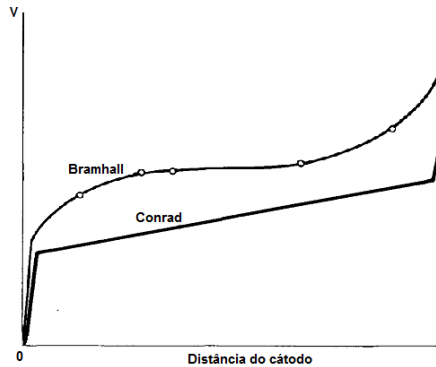
A maior dimensão, a condição flutuante, é retratada pela distância a partir do centro do arco no qual se consegue medir o potencial do plasma e, portanto, a região onde seu campo eletromagnético é “sentido” por outro condutor. Do ponto de vista prático esta informação é importante quando se consideram os efeitos de sopro magnético ou quando se deseja a interação de um campo magnético externo com o arco para promover a oscilação do mesmo, por exemplo. A região de contorno intermediária, chamada de saturação eletrônica (J_e), é aquela aonde os íons ainda conduzem a corrente elétrica, porém, sem energia suficiente para promover a emissão de radiação luminosa visível significativa [22].

A emissão de fótons devido à alteração do estado energético dos átomos ocorre na região mais próxima ao centro do arco, tendo o seu limite na saturação iônica. Como pode ser visto na Figura 5, os limites obtidos para a saturação iônica (J_{isat}) concordam com o obtido por tratamento de imagens de filmadora de alta velocidade para o raio óptico, reforçando assim os resultados de Gick *et al.* [19]. Além disso, apesar das diferentes condições no qual os ensaios foram realizados, ambos os resultados convergem a um raio óptico máximo de cerca de 5 mm.

2.1.1.2 Regiões físicas do arco

A queda de tensão ao longo do eixo axial no centro do arco não é uniforme. Isto pode ser verificado pela distribuição do potencial elétrico, usualmente medido utilizando-se, por exemplo, a técnica da ponteira de Langmuir discutida em detalhes nas referências [23,24]. No entanto, trabalhos já da década de 1930 mostram resultados conflitantes em relação à distribuição do potencial elétrico no arco. Enquanto alguns autores encontraram uma distribuição quase contínua do potencial entre os eletrodos, outros encontraram uma queda acentuada do potencial nas regiões imediatamente adjacentes aos eletrodos, e com um gradiente do potencial elétrico uniforme ao longo da coluna de plasma [25] (Figura 6).

Figura 6 – Distribuição de potencial elétrico no arco de acordo com Bramhall e Conrad



Fonte: Adaptado de Lancaster [25].

Matsunawa *et al.* [26] mostram uma distribuição do potencial elétrico similar à proposta por Bramhall. Os resultados de Evans *et al.* [27] também indicam que a distribuição do potencial ao longo do arco TIG em atmosfera de argônio está em concordância com Bramhall. Ambos os trabalhos são de meados da década de 1970. Não obstante, em trabalhos mais recentes ainda encontra-se divergências em relação à distribuição de potencial elétrico. Vilarinho *apud* [28] propõe uma distribuição do potencial elétrico contínua para correntes de soldagem próximas a 100 A. Wendelstorf *et al.* [29] em seu modelo do arco também propõem uma curva de distribuição do potencial muito semelhante à de Bramhall. Por outro lado, Modenesi [30] afirma a existência de quedas abruptas de tensão junto aos eletrodos, conforme proposto por Conrad. Vilarinho e Scotti [31] também indicam queda abrupta de tensão, ao analisar os resultados obtidos por simulação numérica, mas somente na região próxima ao cátodo. Ainda, segundo estes autores, o comportamento típico esperado para a distribuição de potencial elétrico ao longo do eixo do arco deve ser compatível com o encontrado por Conrad.

Apesar das divergências apresentadas, todos os perfis de distribuição de potencial elétrico evidenciam a existência de três macro-regiões distintas no arco. Estas regiões correspondem à região anódica, coluna de plasma e região catódica, discutidas em detalhes a seguir. Elas desempenham papéis fundamentais na formação e na manutenção do arco, sendo o seu estudo de grande importância na compreensão dos fenômenos físicos envolvidos na soldagem.

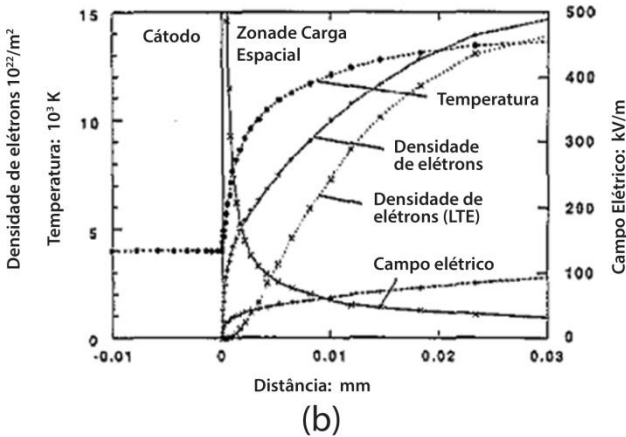
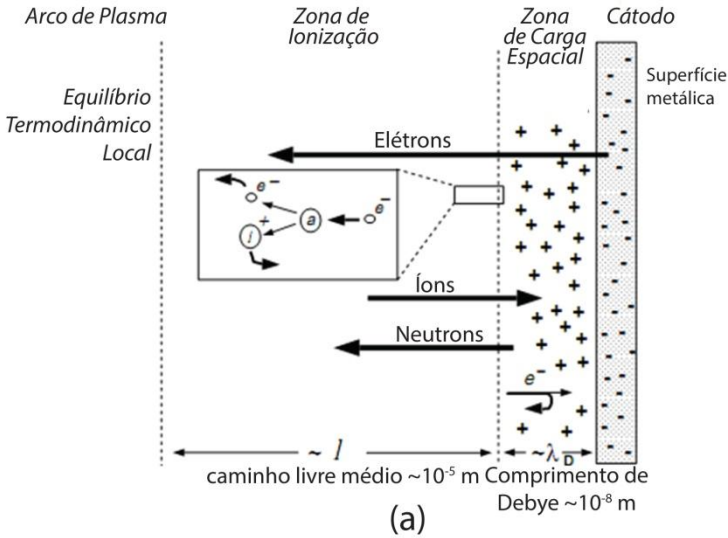
2.1.2.3 Região catódica

O cátodo é uma região que desempenha papel importante na estabilidade do arco e, portanto, do ponto de vista prático, nas características operacionais do processo de soldagem. O material do cátodo na soldagem TIG é geralmente constituído de tungstênio ativado com óxido de Tório, visto que a utilização de tungstênio puro resulta na fusão da ponta do eletrodo, causando a movimentação do ponto de emissão catódica sobre esta superfície fundida e, conseqüentemente, conduz à instabilidade da coluna de plasma. Deste modo, a adição de óxido de tório, ao reduzir a função trabalho do material [32], também reduz a temperatura de emissão termiônica e, assim, a fusão do eletrodo, permitindo a formação de uma região de emissão catódica estável e simétrica [33]. Outros óxidos, incluindo os de cério, lantânio, magnésio, ítrio e zircônio são também adicionados ao material do cátodo com o mesmo propósito [20,25].

Devido à complexidade de definir a região catódica experimentalmente, em função da sua pequena extensão, associada a elevadas temperaturas e gradientes de campo elétrico, grande parte dos trabalhos encontrados na literatura são de cunho teórico (Richardson *apud* [34]) e apresentam diversos modelos para a região catódica. Segundo Wendelstorf *et al.* [29], um modelo bem aceito consiste na divisão da região catódica em duas, conforme mostra a Figura 7a. Neste modelo, os elétrons emitidos termiõnicamente pela superfície do cátodo são acelerados pela diferença de potencial presente na zona de carga espacial (“Sheath”). Esses elétrons (e^-), ao entrar na zona de ionização (“Presheath”), trocam energia, por mecanismos de colisão, com os átomos do gás de proteção (a), promovendo a sua ionização. Como resultado tem-se o fluxo de elétrons em direção à coluna de plasma e íons positivos (i^+) em direção ao cátodo [29].

Como pode ser visto na Figura 7a, a extensão da região catódica é determinada predominantemente pelo tamanho da zona de ionização. Rethfeld *et al.* [35] mostram a relação da extensão dessa zona com a densidade de corrente (Figura 8a), de modo que o seu tamanho calculado é de 7×10^{-5} m ao assumir densidade de corrente de 1.2×10^8 A.m⁻² a pressão atmosférica.

Figura 7 – Modelos para a região catódica. Em (a) região catódica dividida em regiões e em (b) região catódica contínua

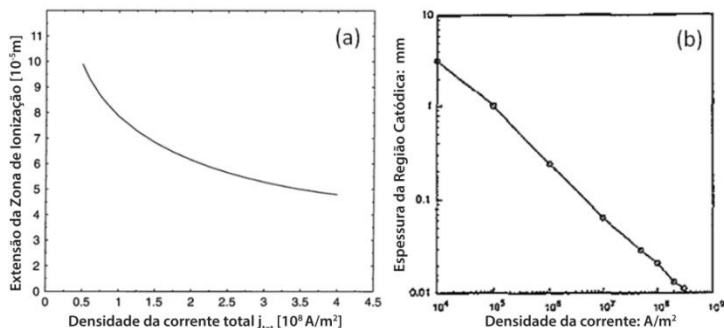


Fonte: Adaptado de (a) Wendelstorf [29] e (b) Morrow e Lowke [36].

Já em outra linha de estudo, são propostos modelos nos quais é atribuída à região catódica uma única região de acoplamento entre a coluna de plasma e o cátodo. Um exemplo desses modelos é o apresentado por Morrow e Lowke [36] (Figura 7b), segundo o qual a extensão da região catódica é arbitrada como sendo a região, a partir

do eletrodo, no qual se tem 80% de elétrons produzidos termicamente, cujo valor obtido é de 1×10^{-5} m em condições semelhantes ao modelo anterior. Além disso, esses autores também propõem uma estimativa da espessura da região catódica em função da densidade de corrente, porém para uma ampla faixa de densidades de corrente (Figura 8b). Já Vilarinho [34], afirma que a região catódica se estende para fora da superfície do cátodo a uma distância cerca de 10^{-6} m.

Figura 8 – Relação entre a extensão da região catódica e a densidade de corrente segundo (a) Rethfeld *et al.* [35] e (b) Morrow e Lowke [36]



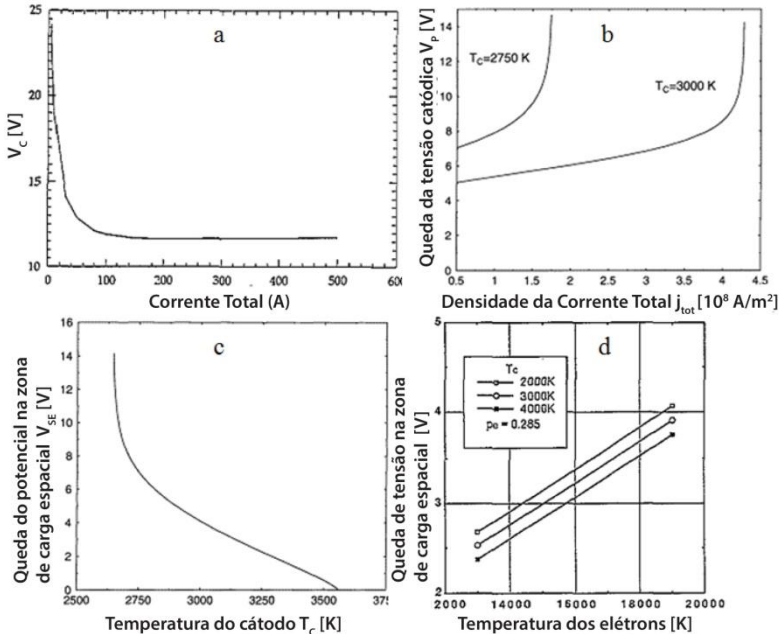
Fonte: Adaptado de (a) Rethfeld *et al.* [35] e (b) Morrow e Lowke [36].

Pelo que foi visto até aqui, verifica-se que é conhecida a existência de uma queda acentuada de tensão na região catódica. Para um cátodo termiônico, especialmente em elevadas correntes, a temperatura do cátodo é suficiente para a emissão de elétrons sem a necessidade de assistência de elevados campos elétricos. Neste caso, o potencial elétrico junto ao cátodo pode ter um efeito importante ao realizar um trabalho sobre os elétrons emitidos no sentido de aumentar a sua entalpia até o nível da região de ionização e, assim, sustentar a corrente do arco [37].

Para uma densidade de corrente de 2.8×10^8 A.m⁻², Morrow e Looke [36] calcularam quedas de tensão catódica de 2,1 V e 1,3 V, de acordo com a condição de contorno adotada para a densidade de elétrons na superfície catódica. Resultados experimentais em configurações semelhantes apontam valores de cerca de 6,5 V [38] e 8,5 V [39]. Ushio *et al.* [37] estimam valores entre 2 V e 4,5 V para arcos estabelecidos com eletrodos Th-W em atmosfera de argônio. Vilarinho *et al.* [31] calcularam por meio de métodos numéricos uma queda de tensão catódica de 3,62 V para arcos com DEP de 4 mm e

corrente de 100 A. Zhou *et al.* [40] demonstram a relação entre a queda de tensão catódica e a corrente do arco (Figura 9a). Por outro lado, Wendelstorf *et al.* [29] mostram a dependência da queda de tensão catódica com a densidade de corrente para duas temperaturas (T_c) do cátodo (Figura 9b). Esta grande influência da temperatura pode ser atribuída à variação da tensão na zona de carga espacial (V_{se}) com a temperatura do cátodo (Figura 9c) proposta por Rethfeld *et al.* [35] e confirmada por Ushio *et al.* [37] ao relacionar a queda de tensão catódica com a temperatura dos elétrons para diferentes temperaturas catódicas (Figura 9d).

Figura 9 – Variação da tensão com a (a) corrente, (b) densidade de corrente, (c) temperatura do cátodo e (d) temperatura dos elétrons



Fonte: Adaptado de (a) Zhou e Heberlein [40], (b) Wendelstorf [29], (c) Rethfeld *et al.* [35] e (d) Ushio *et al.* [37].

A densidade de corrente no cátodo é uma variável importante ao se considerar a queda de tensão do cátodo e a extensão da região catódica. A densidade de corrente resultante do efeito termiônico pode ser estimada pela equação empírica de Richardson-Dushman [30] (Equação 1).

$$J = AT^2 e^{-\frac{e\phi}{kT}} \quad (1)$$

Onde A é a constante de Richardson, cujo valor encontra-se entre $6-7 \times 10^5 \text{ A.m}^2 \cdot \text{K}^2$ para a maioria dos metais, T é a temperatura do cátodo (K), e a carga do elétron ($1,6 \times 10^{-19} \text{ C}$), ϕ a função trabalho termiônica do metal (eV) e k a constante de Boltzmann ($1,38 \times 10^{-23} \text{ J.K}^{-1}$). Portanto, considerando a função trabalho do óxido de Tório igual a 3,4 V, a máxima densidade de corrente na ponta do eletrodo calculada será cerca de $1,35 \times 10^7 \text{ A.m}^{-2}$ [41]. Embora a densidade de corrente do catodo não varie significativamente com o material do eletrodo [20], Wood *et al. apud* [25] mediram densidades de corrente média para pontos catódicos de tungstênio puro, toriado e zirconiado e obtiveram densidades de corrente entre $7,5 \times 10^6 \text{ A.m}^{-2}$ e $3,8 \times 10^7 \text{ A.m}^{-2}$. Hsu *et al.* [39] levaram em consideração nos cálculos, pela primeira vez, a distribuição de densidade de corrente na superfície do cátodo. Assumindo uma distribuição exponencial, eles obtiveram uma densidade de corrente máxima de $1,2 \times 10^8 \text{ A.m}^{-2}$ através da aquisição de imagens do arco na ponta do eletrodo. A partir de simulação, Lee *et al.* [41], chegaram a densidade de corrente máxima de $1,36 \times 10^7 \text{ A.m}^{-2}$ no centro da ponta do eletrodo. Meckelliget *apud* [41] admite densidades de corrente de $6,5 \times 10^6 \text{ A.m}^{-2}$ para correntes de soldagem de 200 A. Em condições semelhantes, Bini *et al.* [42] apontam resultados diferentes ao apresentarem, a partir de dados numéricos, valores de $1,32 \times 10^8 \text{ A.m}^{-2}$, $1,54 \times 10^8 \text{ A.m}^{-2}$ e $1,65 \times 10^8 \text{ A.m}^{-2}$ para correntes de soldagem de 100 A, 150 A e 200 A, respectivamente. Enquanto que Wood *et al. apud* [25] afirmam que a densidade de corrente aumenta com a pressão atmosférica e decresce com a corrente de soldagem.

2.1.2.4 Região anódica

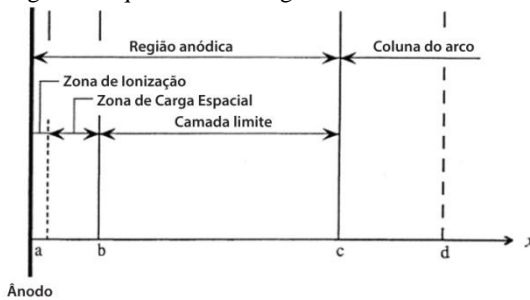
A superfície da poça de fusão não está em contato direto com o plasma quente. O acoplamento entre a superfície anódica e a coluna do arco se dá por intermédio de uma fina camada conhecida como região (de queda de tensão) anódica¹. Para arcos de solda, Wendelstorf *et al.* [29] afirmam que esta região possui espessura da ordem de 0,1 mm. Wu *et al.* [43] encontraram o valor aproximado de 0,24 mm

¹ Para TIG em corrente contínua.

para arcos com corrente de 150 A e DEP de 10 mm. Estes valores concordam com os de Lancaster [25], que ao assumir densidades de corrente constantes, chegou a uma faixa de espessura de 0,1 a 0,5 mm. Assim, parece haver um consenso na literatura a respeito da extensão desta região, embora seja comum encontrar trabalhos que discordem em relação à subdivisão desta região.

Lancaster [25], ao propor um modelo unidimensional, divide a região anódica em duas zonas. Uma zona neutra, na qual a neutralidade, ou quase neutralidade, tende a ser mantida pela difusão de íons para o ânodo, e outra zona junto à superfície do ânodo chamada de zona de carga espacial. Já Wu *et al.* [43] sugerem que a região anódica é formada por três subzonas, conforme representado pela Figura 10

Figura 10 – Diagrama esquemático da região anódica.



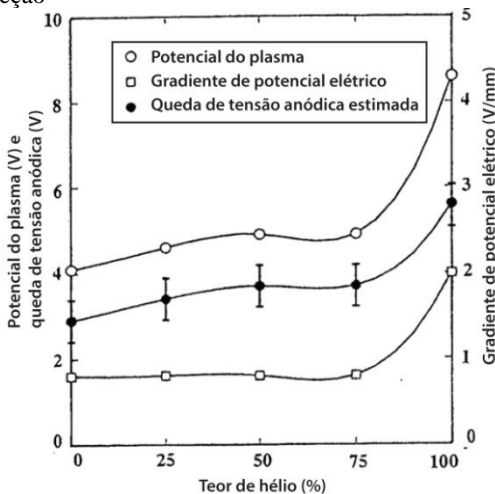
Fonte: Adaptado de Wu *et al.* [43].

A camada limite (em inglês, Boundary Layer) é caracterizada por elevados gradientes de temperatura e densidades de partículas. Por ter extensão consideravelmente maior do que as zonas “Sheath” e “Presheath” é ela que determina predominantemente a extensão da região anódica. Além disso, diferentemente do que ocorre nas zonas “Sheath” e “Presheath”, na zona “Boundary Layer” o gás ionizado pode ser tratado como contínuo, assim como ocorre na coluna de plasma, onde a neutralidade pode ser admitida [44,45]. Entretanto, na zona “Sheath”, formada imediatamente na frente do ânodo, esta neutralidade é quebrada dando origem a fortes campos elétricos e com isso à queda abrupta de potencial [43]. Em geral, a queda de tensão anódica é identificada como a queda de potencial ao longo da zona “Sheath” [29].

Estimativas de queda de tensão anódica para arcos em argônio encontram-se dentro de 1 a 3 V [25]. Para arcos com ânodo de cobre refrigerado a água, Lancaster *apud* [25] obteve valores de queda de tensão anódica de 3 V, enquanto que Morrow *et al.* [36] obtiveram tensões de 2,3 V e 3,0 V. Em condições semelhantes, Nestor [46] concluiu que a tensão anódica varia radialmente, tendo um valor entre 2,8 V e 3,9 V, e chegando a zero a uma distância radial em torno de 3 mm na superfície do ânodo. Vilarinho [31] a partir de resultados numéricos apresenta 4,13 V de queda de tensão anódica para uma distância de 0,5 mm do ânodo.

Apesar de se encontrar informações na literatura de que a tensão anódica varia pouco com a corrente [30], trabalhos experimentais revelam uma variação entre 4,5 V e 6,3 V para correntes entre 50 A e 150 A [21,22,47], e entre 1,4 V e 2,1 V para correntes entre 100 A e 250 A [29]. Além disso, a queda de tensão anódica depende de outros fatores, tendendo a aumentar com a condutibilidade térmica do material do ânodo [30], diminuir com o aumento da temperatura do ânodo, no caso do ânodo de cobre [25], e aumentar com o teor de hélio no gás de proteção, conforme mostra a Figura 11.

Figura 11 – Variação da queda de tensão anódica com o percentual de hélio no gás de proteção



Fonte: Adaptado de Johan e Hiraoka [48].

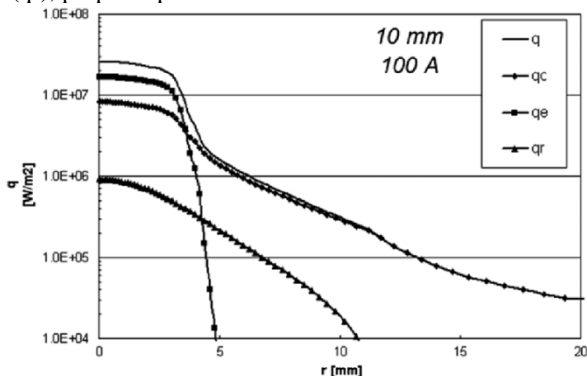
Neste caso, valores típicos estão entre 2 V [30] a 3 V [48] para arcos com proteção gasosa de argônio puro e 4 V [30] a 5 V [48] para hélio puro. Estes resultados estão de acordo com os de outros autores, conforme sumarizado no trabalho de Hajjossy *et al.* [49].

Embora essencial para a continuidade do arco, a região anódica não é tão importante para a manutenção do mesmo quanto à região catódica [30]. Por outro lado, do ponto de vista prático, a região anódica é de grande importância para o processo de soldagem, uma vez que ela governa a distribuição de densidade de corrente e a transferência de calor para a superfície da peça [21,50,51].

No arco TIG, a transferência de calor para a peça ocorre por um complexo mecanismo de convecção do plasma, fluxo de elétrons devido à corrente, radiação do plasma e vaporização do ânodo [41]. Empregando os valores de todas as propriedades do plasma na região próxima ao ânodo, Wu *et al.* [50] calcularam o fluxo de calor total, e de seus componentes, para a superfície do ânodo admitindo DEP = 4,5 mm e corrente de 120 A. Como resultado, eles estimaram que nessas condições cerca de 69% do calor é transferido ao ânodo devido ao fluxo de elétrons e 28% por convecção do plasma. Bini *et al.* [42] mostram resultados semelhantes para arcos com DEP = 10 mm e corrente de 100 A. Contudo, ao invés da transferência de calor ocorrer por convecção eles afirmam que ocorre por condução² do plasma. Além disso, eles vão além ao apresentarem os resultados para uma ampla faixa radial, deixando evidente que o fluxo de calor devido ao fluxo de elétrons é mais importante na região central do ânodo, enquanto que para distâncias radiais acima de 5 mm a transferência de calor ocorre por condução do plasma (Figura 12). Comportamento semelhante a este é apresentado por Zhu *et al.* [52] com base nos resultados de seus cálculos para arcos com DEP = 5 mm e corrente de 200 A.

² Acredita-se que isto se deve a um erro de digitação e que na verdade os autores se referem a convecção.

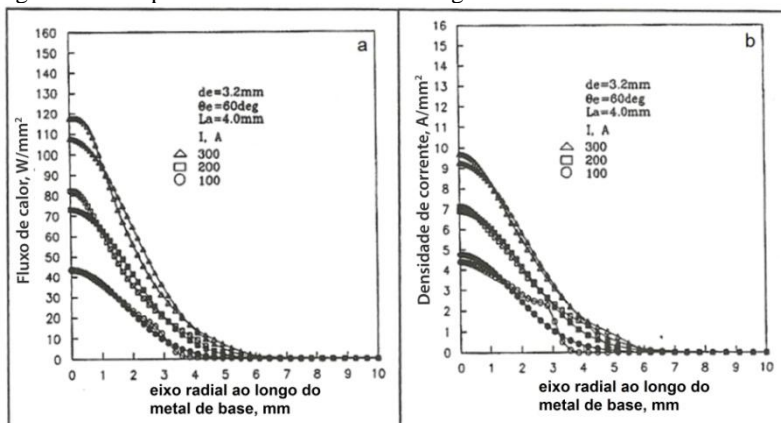
Figura 12 – Fluxo de calor total (q) no ânodo e seus componentes: Contribuição do fluxo de elétrons (q_e), condução do plasma (q_c) e radiação do plasma (q_r), proposto por Bini *et al.*



Fonte: Bini *et al.* [42].

Considerando que, do ponto de vista prático, a poça de fusão na soldagem TIG, para correntes entre 100 A e 200 A, possui dimensões radiais da ordem de 5 mm, pode-se admitir assim que o fluxo de calor na região anódica seja determinado predominantemente pelo fluxo de elétrons [53]. Logo, a distribuição de fluxo de calor é similar com a correspondente distribuição de densidade de corrente [41], conforme mostra a Figura 13.

Figura 13 – Variação do (a) fluxo de calor e (b) densidade de corrente na região anódica para várias correntes de soldagem



Fonte: Adaptado de Lee e Na [41].

As distribuições de densidade de corrente e fluxo de calor no ânodo apresentadas na Figura 13 revelam ainda que estas duas grandezas dependem da corrente de soldagem. Além disso, trabalhos também são encontrados na literatura mostrando que a densidade de corrente e o fluxo de calor na região anódica dependem do comprimento do arco e da composição do gás de proteção. O efeito do comprimento do arco foi avaliado por Nestor [46], Lee *et al.* [41] e Wu *et al.* [50] para correntes de soldagem de 100 a 200 A. Todos os resultados mostram que na medida em que o comprimento do arco aumenta diminui a densidade de corrente e o fluxo de calor no ânodo. Nestor [46] também investigou o efeito da composição do gás de proteção. Os resultados obtidos mostram que a adição de hidrogênio ao argônio produziu um fluxo de calor mais concentrado, enquanto que a adição de hélio resultou num fluxo de calor mais amplamente distribuído. O fluxo de calor ao adicionar nitrogênio ao argônio foi similar àquele com argônio puro.

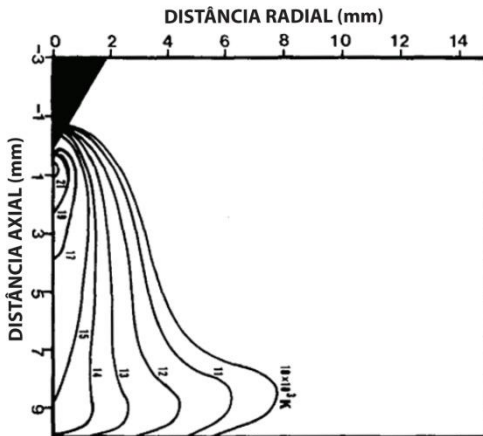
2.1.2.5 Coluna de plasma

O arco elétrico é caracterizado por elevadas temperaturas, de tal modo que o gás de proteção seja suficientemente ionizado para dar origem ao plasma e, portanto, à condução de corrente elétrica. Um aspecto que caracteriza o plasma é a temperatura cinética dos elétrons, íons e átomos, sendo que se for assumido que essas três temperaturas são aproximadamente a mesma, então diz-se o plasma está em equilíbrio termodinâmico local (LTE) [34].

Existe na literatura uma infinidade de trabalhos acerca do estudo da coluna de plasma. Estes trabalhos possuem, de modo geral, uma abordagem exclusivamente teórica ou experimental. Só em alguns casos é possível encontrar trabalhos teóricos com validação experimental, utilizando para essa validação geralmente dados disponíveis na literatura. Dentro deste contexto, a maioria dos trabalhos é conduzida considerando arcos em atmosfera de argônio puro, no qual tem a vantagem de promover condições relativamente estáveis por um período considerável de tempo. Independente da abordagem dos trabalhos, todos apresentam como resultado um contorno isotérmico externo para a coluna de plasma que muito se aproxima da forma de sino, conforme é mostrado na Figura 14. Geralmente nos trabalhos teóricos esta isoterma possui temperatura próxima a 10000 K. De acordo com Fan *et al.* [54] e Hsu *et al.* [39],

isto se deve às grandes divergências encontradas abaixo desta temperatura quando as condições da LTE são assumidas.

Figura 14 – Isotermas para arco em atmosfera de argônio, corrente de 200 A, pressão atmosférica e DEP igual a 10 mm



Fonte: Adaptado de Hsu *et al.* [39].

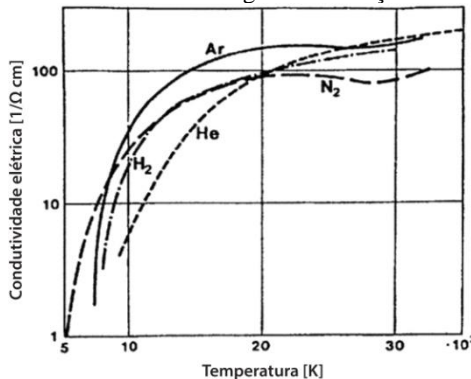
Por outro lado, tem-se a isoterma central mais próxima ao cátodo. Do ponto de vista térmico, a temperatura nesta região é de maior interesse por apresentar as maiores temperaturas da coluna de plasma, constituindo-se assim na fonte de calor do arco.

Para arcos estabelecidos em atmosfera de argônio com correntes de 200 A e distância eletrodo-peça de 10 mm, Hsu *et al.* [39] e Goodarzi *et al.* [55] apresentam uma isoterma próximo ao cátodo de 21000 K. Para as mesmas condições, porém com DEP igual a 5 mm, Zhu *et al.* [52] apontam um valor de 23000 K, enquanto que Fan *et al.* [54] de 22000 K. Kim *et al.* [56] também apresentam um valor de 22000 K, entretanto, para um modelo mais elaborado que leva em consideração uma depressão de 1 mm formada no ânodo, e, portanto, DEP igual a 6 mm. Já para arcos mais longos, com distância eletrodo-peça igual a 10 mm, Wu *et al.* [57] encontraram isotermas da ordem de 17000 K para correntes de 100 A. Resultado que concorda com os de Bini *et al.* [42], que além de apresentar dados para estas condições, mostram também para correntes de 150 A e 200 A, onde as temperaturas obtidas foram de 19000 K e 21000 K, respectivamente. Diferentes temperaturas também são apresentadas por Tanaka *et al.* [58] para diferentes gases de proteção em arcos com 150 A e DEP de

5 mm. Neste caso, as temperaturas obtidas para os gases Ar, He, N₂ e H₂, foram de 17000 K, 19000 K, 25000 K e 27000 K, respectivamente. Em condições semelhantes Lu *et al.* [59] obtiveram para arcos com gás nitrogênio temperaturas de 24000 K, assim como de 21000 K para arcos com gás argônio. Lowke *et al.* [60] estudaram a influência do teor de hidrogênio em argônio na temperatura para arcos com 200 A e DEP de 3 mm. Seus resultados mostram que nestas condições, para argônio puro, tem-se uma temperatura próxima ao catodo de 22000 K, enquanto que para argônio com 10%H₂ nas mesmas condições esta temperatura sobe para 24000 K. Em condições semelhantes para arco em argônio, Lu *et al.* [61] obtiveram temperaturas de 20000 K. Por fim, Lee *et al.* [41] mostram o comportamento da temperatura próximo ao cátodo para diferentes ângulos de afiação de eletrodo. De acordo com seus resultados, essa temperatura varia entre 21000 K e 23000 K, sendo este valor máximo encontrado para ângulos de 60°.

É conhecido que a distribuição de temperatura do arco tem efeito na condutividade elétrica dos gases [59,60] (Figura 15), e afeta diretamente a distribuição de densidade de corrente do arco na soldagem [61].

Figura 15 – Condutividade elétrica dos gases em função da temperatura

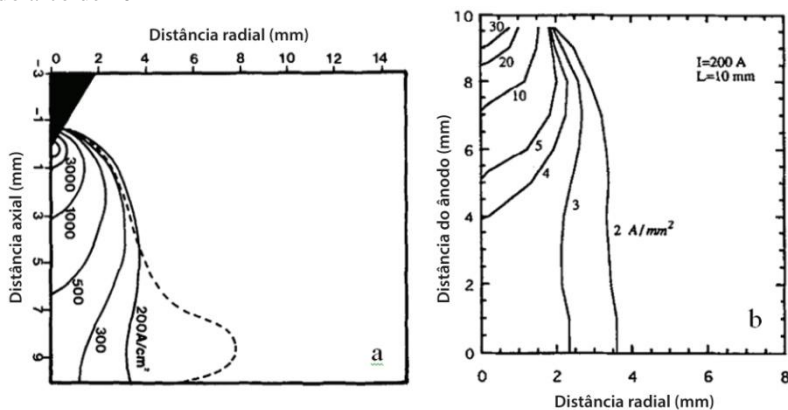


Fonte: Adaptado de Tusek e Suban [62].

A densidade de corrente é extremamente elevada próximo ao cátodo devido à pequena área catódica e, conforme mostrado anteriormente, às elevadas temperaturas na região próxima à superfície deste eletrodo. Seu valor decresce rapidamente na medida em que a distância axial a partir do cátodo aumenta. Isto é confirmado

por Hsu *et al.* [39] e Wu *et al.* [57] ao apresentarem a distribuição de corrente para arco em argônio à pressão atmosférica a partir de dados numéricos (Figura 16).

Figura 16 – Distribuição de corrente na coluna de plasma apresentado por (a) Hsu *et al.* e (b) Wu *et al.* para corrente de soldagem de 200 A e comprimento do arco de 10 mm

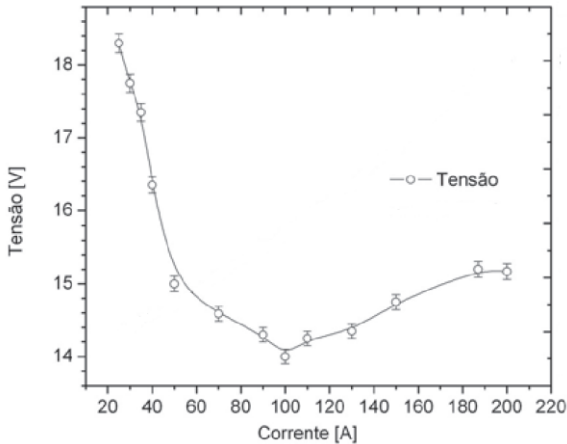


Fonte: Adaptado de (a) Hsu *et al.* [39] (b) Wu *et al.* [57].

Esta figura mostra que a corrente deixa a poça de fusão em direção à coluna de plasma, entrando perpendicularmente na superfície do eletrodo (ponto catódico). Devido à geometria difusa do arco, a densidade de corrente próxima a região anódica é, em média, consideravelmente baixa e difícil de determinar, além disso, os resultados de Kim *et al.* [56] dão a entender que a corrente também sai perpendicularmente do ânodo, mesmo nos casos onde a superfície anódica não é plana.

Em soldagem, a relação entre a tensão do arco e a corrente de soldagem é conhecida como característica estática do arco. Esta relação, necessária para indicar o ponto de operação do processo é vital para determinar a configuração da fonte de soldagem a ser utilizada. A característica estática do arco TIG apresenta um comportamento peculiar, pois nela é encontrado um valor mínimo de tensão para um determinado valor de corrente, conforme mostra a Figura 17.

Figura 17 – Característica estática de arco TIG com DEP = 5 mm e gás argônio



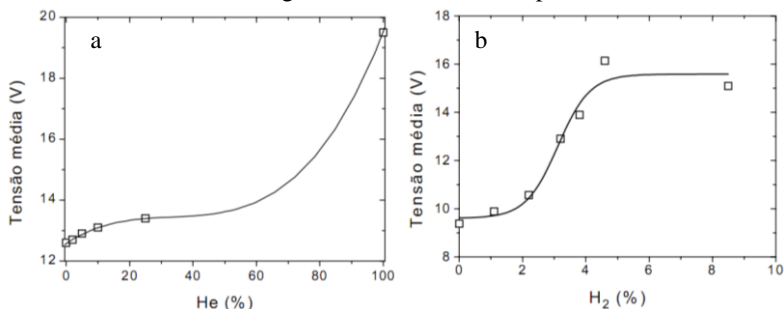
Fonte: Vilarinho [28].

Segundo Lancaster [25] este valor mínimo de tensão se encontra para correntes entre 100 A e 300 A. Dentro desta faixa, Vilarinho [28] apresenta valor mínimo de tensão para corrente de 100 A para arcos com DEP = 5 mm e gás argônio. Contudo, em condições semelhantes, Cunha [63] e Modenesi [30] apresentam valores mínimo de tensão para correntes próximos a 50 A e comprimentos de arco de 1 a 6 mm com gás argônio. Já Allum [64], afirma que este comportamento não é observado para arcos com gás hélio para correntes inferiores a 150 A, onde a característica estática se apresenta com inclinação sempre negativa. Comportamento semelhante também foi encontrado por Cunha [63] para arcos com gás hélio e correntes inferiores a 120 A. Por outro lado, Fanara *et al. apud* [28] apresentam para misturas de argônio com até 10% de gás hélio o mesmo perfil característico da curva encontrado para o argônio puro.

Independente do efeito que o gás de proteção exerce sobre a característica estática do arco, é consenso na literatura o modo como a sua composição influi na tensão do arco. Conforme pode ser visto na Figura 18 a utilização de hidrogênio ou de hélio aumenta significativamente a queda de tensão no arco. A maior tensão conseguida com o gás hélio se deve ao seu maior potencial de ionização e sua condutividade térmica. Por outro lado, o potencial de ionização do gás H₂ é semelhante ao do argônio [65], de modo que a

maior tensão do arco se deve somente à maior condutividade térmica do hidrogênio [62].

Figura 18 – Influência da composição do gás (a) hélio e (b) Hidrogênio, misturados em volume ao argônio, na tensão do arco para corrente de 153 A



Fonte: Marques e Modenesi [66].

Do mesmo modo que a tensão do arco aumenta com o teor de gases como H₂, He e N₂, a mesma também aumenta com a pressão ambiente. De acordo com os resultados de Suga *et al.* [67], para uma mesma distância eletrodo-peça a tensão do arco aumenta linearmente com o aumento da pressão ambiente, estando este aumento de tensão diretamente associado com o comprimento da coluna de plasma. Esta afirmação está fundamentada nas observações de que há um incremento maior na tensão para maiores comprimentos de arco, considerando uma mesma variação de pressão ambiente. Este resultado concorda com os apresentados por Allum [64], no qual chama a atenção para o fato de haver, na característica estática para argônio, um deslocamento do valor mínimo de tensão em direção às correntes mais baixas com o aumento da pressão ambiente.

Além disso, ainda há a relação entre a tensão do arco e o comprimento do mesmo. Esta talvez seja a mais importante de todas, uma vez que por intermédio do monitoramento da tensão do arco é possível controlar o comprimento do mesmo no sentido de manter constante a distância entre o eletrodo e a peça fazendo uso de sistemas conhecidos como AVC. Isto possibilita um maior controle sobre as condições de aporte de calor e geometria da poça de fusão. Modenesi [30] afirma que esta relação entre a tensão do arco e o seu comprimento é praticamente linear ao apresentar dados para DEP entre 2 e 6 mm. Esta afirmação está de acordo com os dados obtidos experimentalmente por Lancaster [25] e apresentados no Welding

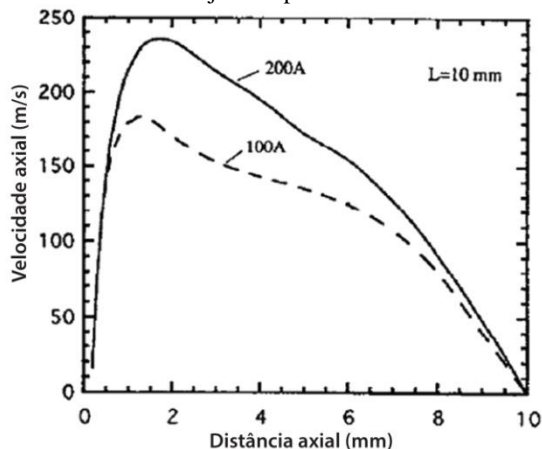
Handbook [68] para arcos de 2 a 4 mm e com resultados de simulação apresentados por Goodarzi *et al.* [55] para comprimentos de 2 a 5 mm. Além disso, Allum [64] afirma que a relação tensão-comprimento do arco para distâncias eletrodo-peça inferiores a 4 mm em atmosfera de argônio é linear, com constante de proporcionalidade tipicamente de $0,7-0,8 \text{ V}\cdot\text{mm}^{-1}$, mas não é linear para comprimentos de arco maiores. Por outro lado, segundo Allum, arcos em atmosfera de hélio possuem características lineares, mesmo para distâncias eletrodo-peça relativamente grandes, da ordem de 10 mm.

2.1.2.6 Pressão do arco

Quando uma corrente percorre um condutor elétrico, é gerado um campo magnético circunferencial com centro coincidente ao centro do condutor. A interação entre a corrente e este campo magnético autoinduzido resulta numa força conhecida como força de Lorentz (ou força eletromagnética), cuja direção é radial orientada para o centro do condutor.

Em soldagem o condutor é um gás ionizado. Assim, a força de Lorentz que causa a constrição do mesmo é equilibrada pelo gradiente de pressão radial do arco agindo no sentido oposto. Conforme, comentado anteriormente, o arco possui uma distribuição divergente, com densidade de corrente na região próxima ao eletrodo maior do que na região próxima a peça de trabalho. Isto faz com que a pressão estática do gás próximo ao cátodo seja maior do que a pressão do gás próximo ao ânodo. Como resultado, esta diferença de pressão da origem a um jato de plasma em direção ao ânodo [20,29,30,43,69]. A velocidade do jato de plasma em direção ao ânodo é da ordem de centenas de metros por minuto [20,30]. A Figura 19 mostra a velocidade axial do jato de plasma para um arco com distância eletrodo-peça de 10 mm. Como pode ser visto, o plasma adquire valores máximos de velocidade próximo ao cátodo e vai decrescendo à medida que se aproxima do ânodo.

Figura 19 – Velocidade axial do jato de plasma



Fonte: Adaptado de Wu *et al.* [57].

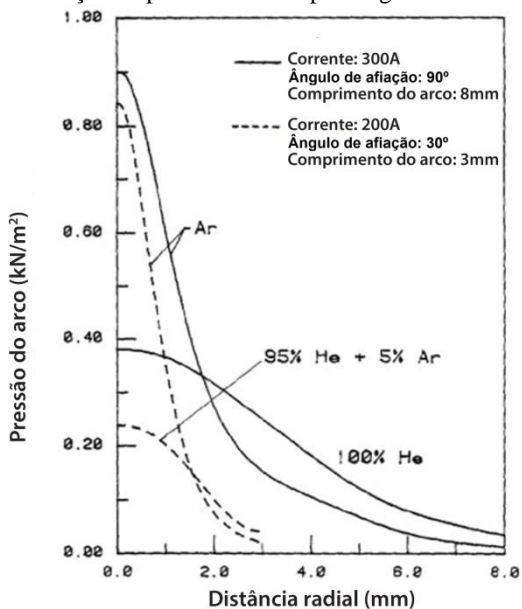
Este comportamento do jato de plasma está de acordo com os dados apresentados por Hsu *et al.* [39], que em condições semelhantes obteve uma velocidade máxima do jato de plasma de cerca de 280 m.s^{-1} para corrente de 200 A e com os de Bini *et al.* [42], que para distâncias eletrodo-peça de 10 mm e 20 mm, mostram um evidente deslocamento do ponto de velocidade máxima do jato de plasma na medida em que a corrente cresce. Já Lee *et al.* [41], para corrente de 200 A, obtiveram valores máximos de velocidade superiores a 300 m.s^{-1} para arcos em argônio com distâncias eletrodo-peça entre 3 mm e 10 mm. Por outro lado, nas mesmas condições, porém com corrente de 300 A, seus resultados mostram um comportamento diferente da velocidade axial do plasma. Segundo eles, esta aumenta rapidamente próximo ao cátodo, mantendo-se praticamente constante ao longo da coluna de plasma, até que, ao se aproximar do ânodo diminui rapidamente.

Quando o jato de plasma colide com a poça de fusão o mesmo dá origem a uma pressão, chamada de pressão de estagnação. Assim, na soldagem, o arco não é somente uma fonte de calor, mas também uma fonte de força. A pressão exercida pelo arco sobre a poça de fusão é um dos parâmetros que determina, por exemplo, a penetração da solda, daí sua importância do ponto de vista prático. Radialmente a pressão do arco apresenta uma distribuição que muito se assemelha de uma distribuição gaussiana e, portanto, tem seu valor máximo no centro do arco.

O efeito dos diferentes níveis de corrente de soldagem (100 A, 150 A e 200 A) na distribuição da pressão do arco para DEP igual a 6,3 mm foi estudado por Fan *et al.* [54]. Segundo estes autores a pressão máxima do arco aumenta com o acréscimo da corrente de soldagem, enquanto que para distâncias radiais superiores a 2 mm as pressões tendem a ser similares, não importando a corrente. Resultado semelhante é apresentado por Lee *et al.* [41] para correntes de 200 A e 300 A e por Lin *et al.* [69] para correntes de 300 a 600 A. Além disso, estes últimos mostram que a pressão máxima do arco aumenta linearmente com a corrente para um mesmo ângulo de afiação do eletrodo. Para corrente de 300 A e distância eletrodo-peça de 6 mm, Lee *et al.* [41] mostram que a pressão máxima do arco para ângulo de afiação do eletrodo de 30° é superior a 200% do que a obtida com ângulo de 120°. Lin *et al.* [69], em seu estudo teórico verificaram o efeito do ângulo do eletrodo para valores de 30°, 60° e 90° e constataram que em determinadas condições a pressão máxima do arco para ângulos de 30° pode ser superior a três vezes a obtida com ângulo de 90°. Fan *et al.* [54] mostram através de simulação numérica e técnicas experimentais que para correntes de 200 A, o ângulo de afiação do eletrodo de 60° resulta num pico de pressão máxima do arco extremamente elevado quando comparado com o obtido com ângulos de 90° e 120°. Apesar de influenciar fortemente na pressão máxima do arco, a variação do ângulo de afiação do eletrodo apresenta um pequeno efeito na distribuição de pressão do mesmo [41,54,69].

A pressão do arco é mais afetada pelo ângulo de afiação do eletrodo do que pelo comprimento do arco, sendo que para elevadas correntes, da ordem de 300 A, a pressão do arco é quase independente do comprimento do arco [41]. No mesmo sentido, os dados teóricos de Fan *et al.* [54], mostram que para corrente de 300 A e gás argônio, a distribuição da pressão do arco se mostra inalterada para comprimentos de arco entre 2 e 8 mm. Lin *et al.* [69] mostram que para arcos com argônio, a pressão máxima se mantém praticamente constante, enquanto que para arcos com gás hélio a pressão máxima diminui linearmente com o aumento do comprimento do arco. Segundo eles, este comportamento é devido ao fato do arco com hélio possuir uma distribuição de pressão mais espalhada e com valores menores do que o arco com argônio (Figura 20), como resultado da menor densidade e maior viscosidade do hélio em elevadas temperaturas.

Figura 20 – Distribuição da pressão do arco para argônio e hélio

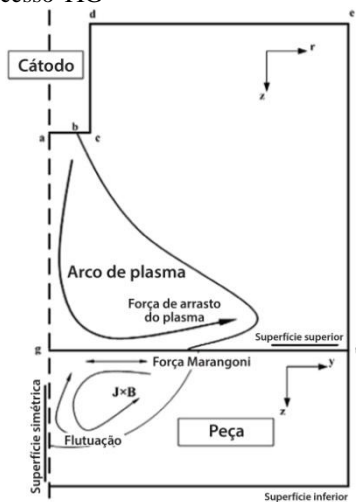


Fonte: Adaptado de Lin e Eagar [69].

2.1.2.7 Poça fundida

A fonte de calor proveniente do arco de solda conduz a uma elevada taxa de aquecimento da peça a ser soldada. Isto resulta numa rápida fusão do metal de base, que dá origem a uma vigorosa convecção do metal líquido na poça fundida. A transferência de calor resultante e a convecção do metal líquido afetam o tamanho e a geometria da poça fundida, a taxa de resfriamento e a cinética/extensão de várias reações de transformação no estado sólido na zona fundida e na zona afetada pelo calor [70]. A convecção na poça fundida ocorre pela combinação de quatro forças: as devidas à tensão superficial, as forças de flutuação, as forças eletromagnéticas e a força de arraste do plasma [71-79], que atuam conforme mostra esquematicamente a Figura 21.

Figura 21 – Diagrama esquemático das forças que promovem a convecção da poça de fusão no processo TIG

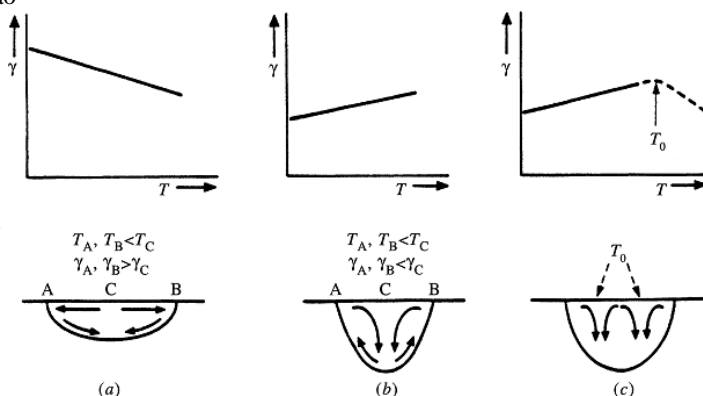


Fonte: Adaptado de Dong [80].

Na década de 1960, Ishizaki sugeriu que a variação da tensão superficial com a temperatura ($\partial\gamma/\partial T$) poderia afetar o fluxo convectivo do material fundido [81]. Heiple *et al.* [82] desenvolveram esta teoria e postularam que a variação no fluxo do fluido devido às forças termocapilares (efeito Marangoni), exerce vital influência na direção da convecção do metal líquido e, como resultado, na penetração da solda (Figura 22).

De acordo com Mills e Keene [83] existem três fatores principais relacionados com os procedimentos de soldagem que afetam fortemente as forças que agem sobre a poça de fusão. São eles: o gradiente de tensão superficial do metal líquido da poça fundida, a área da raiz anódica e a pressão do arco.

Figura 22 – Diagrama esquemático mostrando a influência da tensão superficial no fluxo convectivo do metal líquido e na geometria da poça de fusão

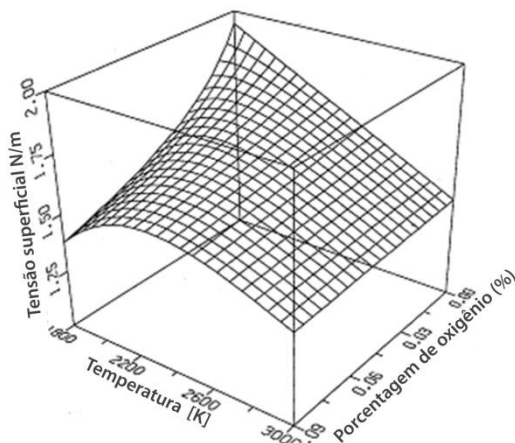


Fonte: Heiple e Roper [82].

Elementos ativos presentes no metal líquido, como o enxofre e o oxigênio, podem afetar o gradiente da tensão superficial do metal líquido ($\partial\gamma/\partial T$), alterando assim, o fluxo convectivo na poça de fusão [82,84-86]. Conforme mostra Mills *et al.* [81] pequenas diferenças na concentração de elementos ativos na superfície da poça de fusão causam substanciais mudanças na tensão superficial. Isto está de acordo com DebRoy [70], que mostra o comportamento da tensão superficial em função da temperatura e da concentração do elemento ativo oxigênio (Figura 23).

Como pode ser observado na Figura 23, para uma determinada concentração de oxigênio a tensão superficial cresce até um valor máximo e decresce em seguida na medida em que a temperatura aumenta. Isto implica que numa poça de fusão com concentração elevada de elementos ativos, neste caso o oxigênio, $\partial\gamma/\partial T$ pode apresentar um ponto de inflexão, sendo que nestas condições, o fluxo de fluido na poça de fusão é mais complexo do que uma simples recirculação. De acordo com Heiple *et al.* [82] este ponto de inflexão surge quando a concentração de oxigênio ou enxofre excede certo valor crítico, cerca de 50 ppm. Já para pequenas concentrações de elementos ativos, os resultados de DebRoy [70] mostram que a tensão superficial decresce com o aumento da temperatura. Isto está de acordo com os dados de Dong *et al.* [80] e confirmado por Sahoo *et al.* [87], que mostra a variação do gradiente da tensão superficial em função da temperatura para Fe com baixo teor de enxofre.

Figura 23 – Tensão superficial de uma liga de aço em função da temperatura e teor de oxigênio



Fonte: Adaptado de DebRoy [70].

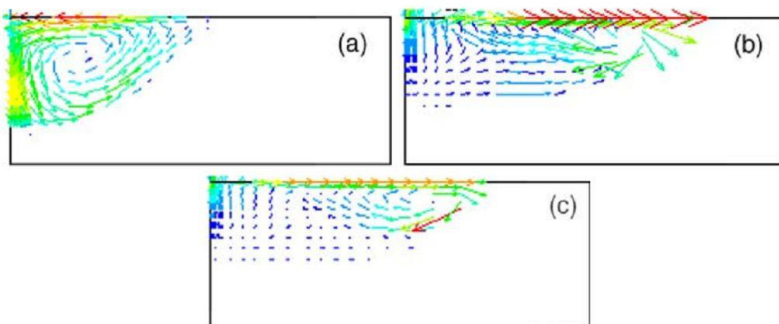
Boa penetração da solda pode ser obtida quando a concentração de enxofre for superior a 80 ppm (segundo Binard *et al. apud* [83]) ou 90 ppm (segundo Bussel *apud* [83]). Dentro deste contexto, Keene *apud* [83] afirma que nos aços o oxigênio possui uma atividade similar à do enxofre e também dá origem a coeficientes positivos de $\partial\gamma/\partial T$ em concentrações maiores que 40 ppm. Não obstante, Tanaka *et al.* [58] apresentam dados experimentais de cordões realizados em aço inox AISI 304 com teores de enxofre de 40 ppm e 220 ppm, utilizando atmosferas de argônio e hélio. Seus resultados mostram que para concentrações de 40 ppm os cordões obtidos foram mais largos e com pouca penetração, enquanto que para 220 ppm foram mais estreitos e sensivelmente mais profundos, independentemente do gás de proteção utilizado. Resultados semelhantes também são apresentados por Zacharia *et al.* [86] para concentrações de 90 ppm e 240 ppm de enxofre.

De acordo com o exposto acima, a variação da penetração produzida na soldagem autógena de diferentes lotes de materiais comerciais com composições dentro de intervalos consideravelmente amplos, requer especial atenção, principalmente nas operações automatizadas, devido à variação da tensão superficial e dos aspectos sobre os quais ela influi.

A área da raiz anódica determina a densidade de corrente e, portanto, a magnitude da força eletromagnética que, por sua vez, afeta

as forças termocapilares discutidas anteriormente. De acordo com DebRoy [70] a existência de fluxo de fluido na poça de fusão sendo conduzido por forças eletromagnéticas foi primeiramente proposto por Woods and Milner no início da década de 70. De acordo com Goodarzi *et al.* [88] a magnitude do fluxo promovido pelas forças eletromagnéticas é muito menor que o devido à tensão superficial. Lu *et al.* [61] utilizaram o método de elementos finitos para avaliar, de forma isolada, o efeito da força eletromagnética e da tensão superficial na geometria da poça fundida (Figura 24). Seus resultados mostram que no caso em que somente a força eletromagnética atua, o fluxo de metal líquido na poça fundida adquire sentido de rotação anti-horário. Esta direção conduz o fluxo de fluido em alta temperatura diretamente para o fundo da poça fundida, de modo que a penetração do cordão de solda se torna significativamente grande. Por outro lado, quando somente a tensão superficial atua na poça fundida, o fluxo de metal líquido adquire sentido de rotação horário. Neste caso, o metal líquido flui radialmente para fora com alta energia, resultando numa poça fundida pouco profunda e bastante larga. Já sob efeito das duas forças, o metal líquido flui nas duas direções, mas com os efeitos da tensão superficial como sendo de fato mais significativos do que os devidos às forças eletromagnéticas. Lu *et al.* [61] afirmam ainda que a maior velocidade do fluxo sob ação de forças eletromagnéticas é de $0,08 \text{ m.s}^{-1}$. Este resultado está de acordo com Wang *et al. apud* [70] que afirmam que este valor é tipicamente reportado na literatura entre $0,02 \text{ m.s}^{-1}$ a $0,2 \text{ m.s}^{-1}$.

Figura 24 – Fluxo de fluido sob efeito da (a) força eletromagnética, (b) tensão superficial e (c) força eletromagnética e tensão superficial



Fonte: Lu *et al.* [61].

A força eletromagnética também é afetada pela corrente de soldagem e a natureza do gás de proteção [83]. Burgardt *et al. apud* [83] propuseram que a densidade de potência, ou a densidade de fluxo de calor, constitui-se no fator chave que influencia a penetração da solda. Assim, um aumento na corrente de soldagem resultará num aumento do aporte de calor e gradiente de temperatura e, conseqüentemente, na convecção devido à força termocapilar. Com isso, seria esperada uma maior penetração ao soldar aços com elevado teor de elementos ativos. Contudo, ao aumentar a corrente aumenta também a força eletromagnética. E isso tende a aumentar a penetração da solda, mas, ao mesmo tempo, aumenta a força de arraste do gás, o que tende a produzir um fluxo para fora e causar o alargamento da poça de fusão. Assim, uma maior corrente de soldagem pode produzir mudanças nas forças que se opõem aos fluxos produzidos pelos vários mecanismos de convecção que operam na poça de fusão [83]. Shirali *et al.* [85] estudaram experimentalmente o efeito da corrente de soldagem na penetração da solda para valores de correntes de 150 a 275 A. Seus resultados mostram que para velocidades de soldagem de $2,5 \text{ mm.s}^{-1}$ (15 cm.min^{-1}), o aumento da corrente resulta num aumento da penetração para aços com alto teor de enxofre, enquanto que a penetração decresce para aços com pequenos teores deste elemento. Já para velocidades de soldagem superiores $3,75 \text{ mm.s}^{-1}$ ($22,5 \text{ cm.min}^{-1}$) o aumento da corrente apresenta um pequeno efeito na penetração da solda para ambos os aços, independente do teor de elementos ativos. Dong *et al.* [80] em seu trabalho teórico estudaram o efeito da corrente de soldagem sobre a poça fundida para alta (80 ppm) e baixa (20 ppm) concentração de oxigênio, velocidade de soldagem de 2 mm.s^{-1} (6 cm.min^{-1}) e correntes de 100 a 250 A. Seus resultados mostraram que para elevados teores de oxigênio o aumento da corrente resulta num aumento da penetração, enquanto que para baixos teores a penetração decresce.

Key [89] investigou o efeito da adição de hélio ao argônio na geometria das soldas obtidas para correntes de 150 A. Seus resultados mostram que para ângulos de afiação do eletrodo de cerca de 30° , a penetração da solda aumenta com o aumento da concentração de hélio no gás de proteção. Contudo, na medida em que o ângulo de afiação aumenta este comportamento não se mostra mais presente, sendo que a penetração da solda fica praticamente constante para ângulos próximos a 180° , independente do teor de hélio. Schwedersky *et al.* [90] investigaram o efeito do teor de hidrogênio (0 a 15%) ao argônio para correntes de 200 A, 300 A e 400 A. Como resultado eles

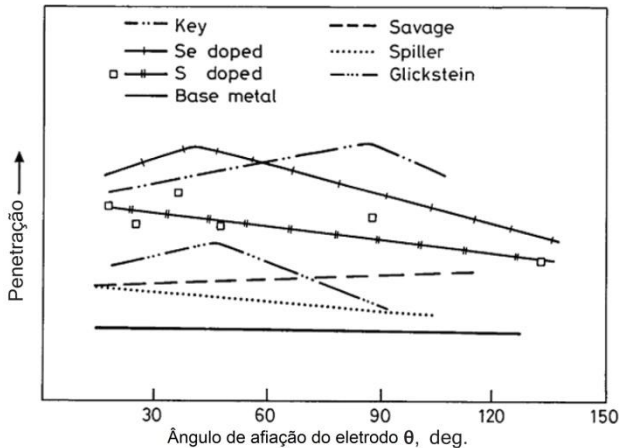
obtiveram que a penetração da solda aumenta quase que linearmente com o teor de hidrogênio, sendo este comportamento idêntico para as três correntes pesquisadas. Tusek *et al.* [62] experimentalmente e Lowke *et al.* [60] através de cálculos teóricos, avaliaram a geometria das soldas com argônio puro e Ar+10%H₂ para correntes de 200 A, obtendo resultados semelhantes, que indicam um maior volume e penetração da poça fundida para a mistura com H₂. Durgutlu [91] em condições semelhantes, também verificou o mesmo comportamento quanto à penetração da solda resultante para teores de hidrogênio de até 5%. Estes resultados apresentados para o hidrogênio e hélio são atribuídos à maior condutividade térmica [60,89] e calor específico [89] desses gases em comparação com o argônio.

Provavelmente o efeito mais importante do acréscimo do comprimento do arco é o aumento produzido na força de arraste do gás de proteção, sendo esta apontada como a força predominante agindo na poça de fusão em elevados comprimentos de arco [83]. De forma geral, a relação D/W (penetração/largura) da poça fundida diminui com o aumento do comprimento do arco [83,85], exceto no caso onde um leve aumento é notado para aços com baixo teor de enxofre [83]. Dong *et al.* [80], em seu estudo teórico, verificaram a influência do comprimento do arco na penetração da solda para correntes de 160 A e DEP variando de 1 a 5 mm, e constataram que a relação D/W da solda diminui com o aumento do comprimento do arco, tanto para altos (90 ppm) quanto para baixos (30 ppm) teores de elementos ativos como o oxigênio.

Nos trabalhos que abordam os aspectos geométricos da poça fundida é comum encontrar a relação D/W. De acordo com Shirali e Mills [85] este é um critério de medida amplamente utilizado na literatura por se constituir na medida mais confiável para a penetração da solda.

Os efeitos do ângulo de afiação do eletrodo sobre a poça de fusão foi estudado por vários pesquisadores e uma descrição qualitativa dos resultados é sumarizada na Figura 25.

Figura 25 – Relação D/W em função do ângulo de afiação do eletrodo. Resultados reportados por Key [89], Se doped [92], S doped [92], Savage *apud* [88], Spiller *apud* [88] e Glickstein [93] e para metal de base com baixo teor de enxofre



Fonte: Adaptado de Burgardt e Heiple [92].

O efeito do ângulo de afiação do eletrodo foi estudado por Savage *et al. apud* [88] para um aço carbono comum com 220 ppm de enxofre e por Key [89] para aço inox AISI 304. No caso de Savage *et al. apud* [88] o comprimento do arco utilizado no estudo foi de 1,27 mm e o ângulo do eletrodo variado de 30° a 120°. Eles observaram que com o aumento do ângulo do eletrodo diminuiu a largura da poça de fusão em cerca de 50% e a penetração da poça de fusão aumentou cerca de 45%. Por outro lado, Key [89] usando correntes de 150 A, comprimento de arco de 1,0 mm e ângulos do eletrodo entre 15° e 180°, encontrou um aumento na relação D/W da poça de fusão para ângulos de eletrodo de até 60°, enquanto que para ângulos maiores um decréscimo foi observado. Resultados mais recentes [85], conduzidos em aços com alto teor de enxofre (95ppm) e ângulos de afiação do eletrodo variando entre 15° a 100°, mostram que a relação D/W aumenta linearmente com o aumento do ângulo de afiação, não sendo encontrada a existência de um valor máximo na relação D/W para ângulos próximos a 45°. Dados semelhantes são apresentados por Goodarzi *et al.* [88], que estudaram o efeito do ângulo de afiação do eletrodo para ângulos entre 10° a 130° aproximadamente. De acordo com seu modelo matemático, a relação

D/W aumenta com o aumento do ângulo do eletrodo, sendo este comportamento mais acentuado para ângulos superiores a 60°.

Como pode ser visto, não existe um consenso na literatura em relação às tendências nas relações entre D/W e o ângulo de afiação do eletrodo. De fato a influência do ângulo de afiação do eletrodo sobre o comportamento da poça de fusão é algo complexo e controverso. Se for aceito que o alargamento da raiz anódica é a principal consequência do aumento do ângulo do eletrodo, é de se esperar que a relação D/W varie com o teor dos elementos ativos, pois isso muda o balanço entre as forças eletromagnéticas e termocapilar. Entretanto, continua sendo difícil de explicar o pico máximo encontrado na relação D/W por esta teoria [83].

2.2 PULSAÇÃO DA CORRENTE NO PROCESSO TIG E SUA INFLUÊNCIA NAS CARACTERÍSTICAS OPERACIONAIS E METALÚRGICAS

Este capítulo aborda a pulsação da corrente no processo TIG, com foco nas características operacionais do processo, como produtividade, eficiência de fusão e geometria do cordão, e nos aspectos metalúrgicos das soldas resultantes, como microestrutura e refino dos grãos.

Num primeiro momento, é realizada uma análise dos efeitos resultantes da pulsação, da razão cíclica e da amplitude da corrente de pulso sobre as características dimensionais e metalúrgicas das soldas, com base nos resultados experimentais obtidos pelo presente autor para a pulsação da corrente em baixas frequências (menores que 20 Hz). Na sequência, são abordados os mesmos efeitos, porém, para altas frequências de pulsação, na faixa de 20 Hz a 20.000 Hz.

Por último, têm-se uma seção que trata especificamente do emprego da oscilação ultrassônica na soldagem a arco, com base numa ampla revisão bibliográfica atualizada. Num primeiro momento são abordados exclusivamente os métodos que visam à introdução do ultrassom na soldagem a arco fazendo uso dos tradicionais transdutores do tipo mecânico. Ao longo do texto são descritos os diversos métodos existentes na literatura pesquisada, cuja aplicação se dá em diferentes processos de soldagem, ao mesmo tempo, em que são apresentados os seus respectivos efeitos de ordem operacional e metalúrgicos na soldagem. Na sequência é apresentado um novo método destinado à introdução de energia ultrassônica na soldagem a arco, que consiste em síntese, no emprego de uma corrente pulsada

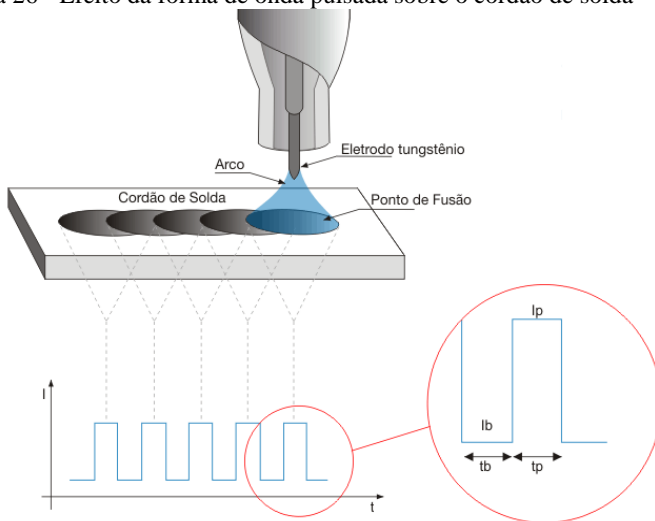
cuja frequência de pulsação encontra-se acima dos 20 kHz. Por fim, são descritos os respectivos efeitos atribuídos à aplicação do referido método na soldagem de diferentes materiais empregando diversos processos de soldagem.

2.2.1 Soldagem TIG com pulsação em baixas frequências (inferiores a 20 Hz)

Nas últimas décadas houve avanços notáveis no campo da microeletrônica. Isto fez com que as soluções baseadas em eletrônica embarcada se expandissem vertiginosamente nas mais diversas aplicações. Esta tecnologia aplicada às fontes de soldagem permitiu o desenvolvimento de fontes eletrônicas capazes de realizar o controle mais eficiente das variáveis de soldagem, em especial da corrente. Este controle, além de resultar em valores de corrente com menores erros associados, possibilitou o desenvolvimento de novas técnicas de soldagem, entre elas a soldagem com corrente pulsada de onda retangular. Nesta, a corrente varia entre dois níveis bem definidos de energia numa dada frequência. Conceitualmente, um nível alto de energia é regulado durante o período de pulso, com o intuito de promover a adequada formação de uma poça fundida, enquanto que nos períodos de base, a energia é mantida em níveis baixos, apenas suficientes para garantir que não ocorra a extinção do arco, permitindo o resfriamento da poça fundida. Isto permite que a energia do arco seja utilizada eficientemente para produzir cordões de solda, cujo resultado é uma série de pontos de solda sobrepostos, sendo que a sobreposição entre esses pontos depende da frequência de pulsação e da velocidade de soldagem (Figura 26) (Cornu *apud* [94]) [95,63].

Na literatura são encontrados inúmeros trabalhos que abordam as características da pulsação da corrente no processo TIG em baixas frequências. De um modo geral, as vantagens relatadas para este método incluem o maior controle sobre as características dimensionais do cordão de solda [96,97], maior tolerância às variações na dissipação de calor [98], menor aporte de calor [99,100] e redução de tensões residuais e distorções da peça (Vishnu *apud* [95]) [100,101]. Já do ponto de vista metalúrgico, as vantagens relatadas na literatura referem-se ao refino de grão obtido na zona fundida [102], redução da largura da ZAC [103] e controle de segregação (Gokhale *et al. apud* [95]) [104].

Figura 26 - Efeito da forma de onda pulsada sobre o cordão de solda



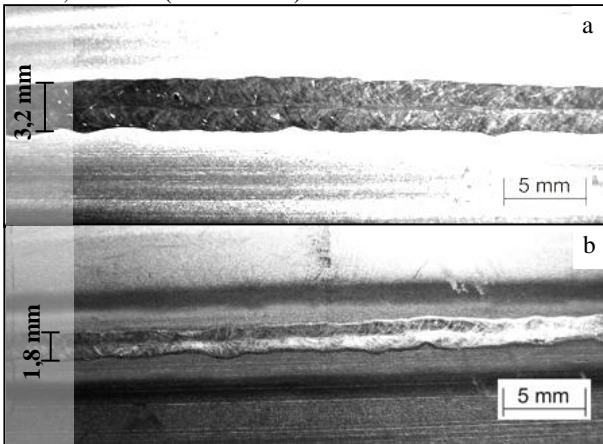
Fonte: Cunha [63].

No texto a seguir são apresentados resultados experimentais obtidos pelo presente autor [105], com o intuito de verificar alguns desses efeitos relatados na literatura, atribuídos à pulsação da corrente em baixas frequências. Neste trabalho foram conduzidas soldagens de topo em chapas de aço inox AISI 304 com 1,2 mm de espessura, argônio puro como gás de proteção (na face e na raiz) e eletrodo EWTh-2 de 2,4 mm com ângulo de afiação de 30°.

Na soldagem TIG de chapas finas de aço inox, é estabelecida uma regra prática que consiste em utilizar uma corrente de 30 A para cada milímetro de espessura. Deste modo, foram realizados inicialmente experimentos com corrente contínua constante com o objetivo de determinar a maior velocidade de soldagem que produzisse soluções satisfatórias sob o ponto de vista da produtividade (Figura 27).

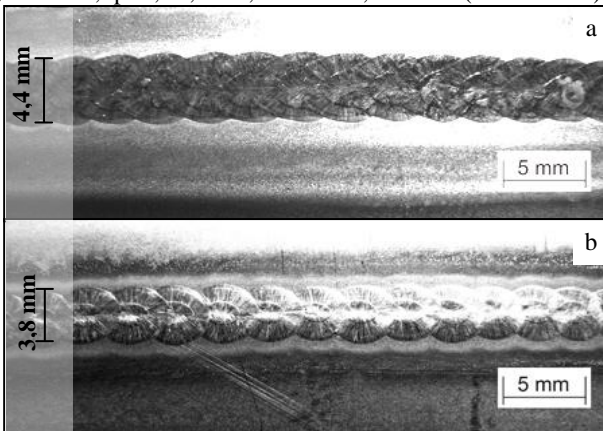
Como resultado, se obteve uma largura média na face de 3,2 mm e na raiz de 1,8 mm. Com a mesma corrente média e velocidade de soldagem da solda apresentada na Figura 27, foi realizado um cordão de solda com corrente contínua pulsada (Figura 28), utilizando corrente de base de 10 A, apenas suficiente para manter o arco aberto.

Figura 27 - Face (a) e raiz (b) de uma solda com corrente contínua constante.
 $I=36\text{ A}$ e $V_s=2,5\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ ($15\text{ cm}\cdot\text{min}^{-1}$)



Fonte: Cunha e Dutra [105].

Figura 28 - Face (a) e raiz (b) de uma solda em corrente contínua pulsada.
 $I_p=62\text{ A}$, $I_b=10\text{ A}$, $t_p=0,5\text{ s}$, $t_b=0,5\text{ s}$ e $V_s=2,5\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ ($15\text{ cm}\cdot\text{min}^{-1}$)

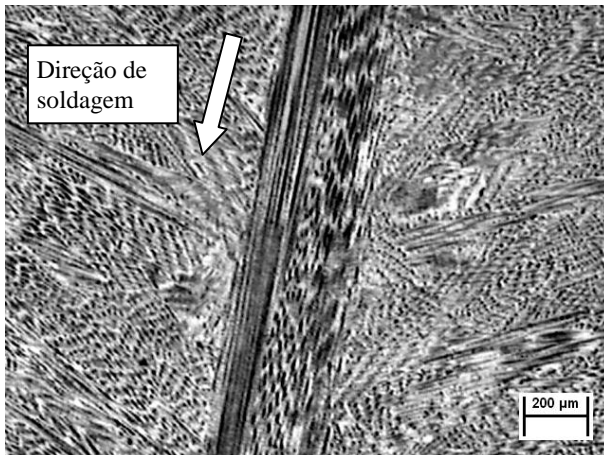


Fonte: Cunha e Dutra [105].

Esta solda revelou uma largura média na face de 4,4 mm e na raiz de aproximadamente 3,8 mm, portanto, com dimensões maiores (em ambas as faces) do que as obtidas com corrente contínua constante. Deste modo, com o conjunto de resultados obtidos pode-se, então, assumir que a eficiência de fusão para o caso da corrente contínua pulsada é maior, o que coincide com as afirmações de

[95,99,106,107] e os resultados de [108]. Além disso, os aspectos metalúrgicos de ambas as soldas foram avaliados, conforme mostram as micrografias da Figura 29 e Figura 30.

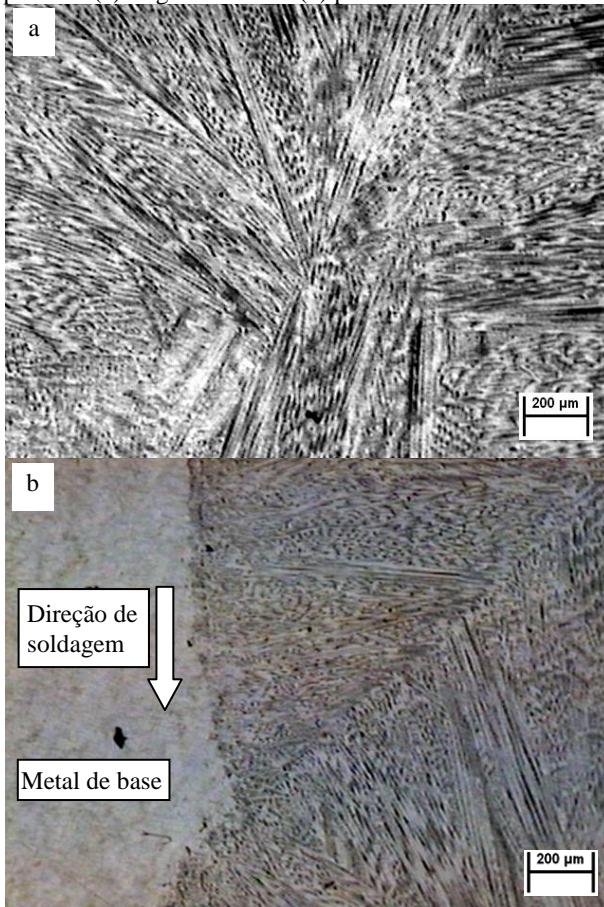
Figura 29 - Micrografia da face (região central) do cordão de solda realizado com corrente contínua constante



Fonte: Cunha e Dutra [105].

Conforme pode ser visto, na soldagem com corrente contínua constante o resfriamento contínuo resultou num cordão de solda com uma estrutura característica das obtidas em baixas velocidades de soldagem [109], com crescimento na região central do cordão de grãos epitaxiais colunares paralelos à direção de soldagem. Segundo a literatura, esta estrutura geralmente está associada a defeitos como trincas de solidificação (Gokhale *et al. apud* [101]) [110] e propriedades mecânicas resultantes inferiores [107](Gokhale *et al. apud* [111]). Por outro lado, na soldagem com corrente contínua pulsada esta orientação dos grãos epitaxiais colunares foi quebrada pelos efeitos da pulsação. Isto é demonstrado pela clara mudança na direção dos grãos no limite dos pontos de solda (Figura 30b) e o crescimento dos grãos na região central do cordão de solda orientados radialmente (Figura 30a), possivelmente devido ao gradiente térmico radial presente na poça fundida durante o período de base da corrente e pela natureza do processo de crescimento competitivo de grãos.

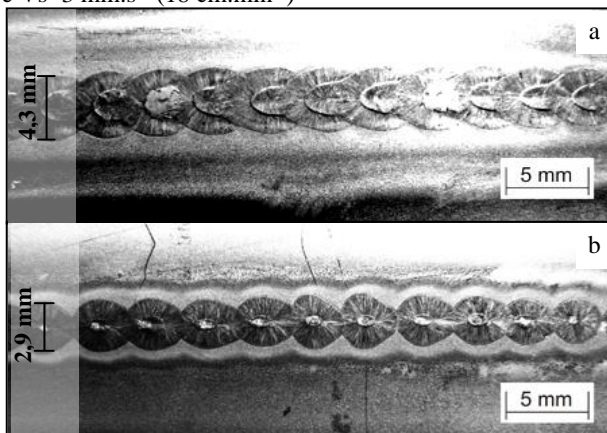
Figura 30 – Micrografia da face do ponto de solda realizado com corrente contínua pulsada. (a) Região central e (b) periférica



Fonte: Cunha e Dutra [105].

Tendo em vista que na soldagem anterior com corrente contínua pulsada a penetração foi maior que a necessária, buscou-se aumentar a produtividade com o incremento da velocidade de soldagem. Entretanto, quando a velocidade de soldagem atingiu 3 mm.s^{-1} (18 cm.min^{-1}) a solda já se encontrou no limite da aceitabilidade, pois, embora a face ainda fosse aceitável, a raiz apresentou-se no limite de sua continuidade uma vez que a sobreposição entre as poças fundidas é quase nula (Figura 31).

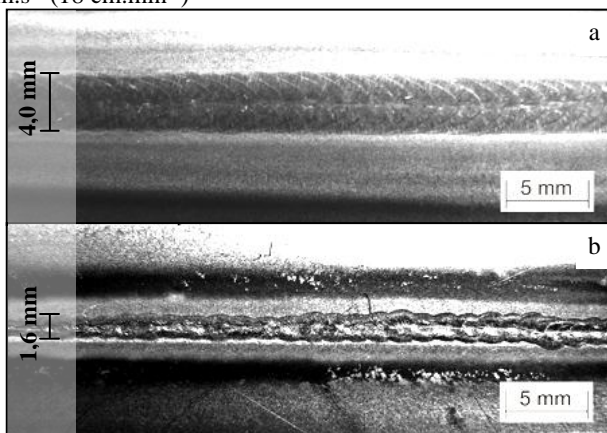
Figura 31 - Face (a) e raiz (b) a solda em corrente contínua pulsada onde a raiz encontra-se no limite de sua continuidade. $I_p=62$ A, $I_b=10$ A, $t_p=0,5$ s, $t_b=0,5$ s e $V_s=3$ mm.s⁻¹ (18 cm.min⁻¹)



Fonte: Cunha e Dutra [105].

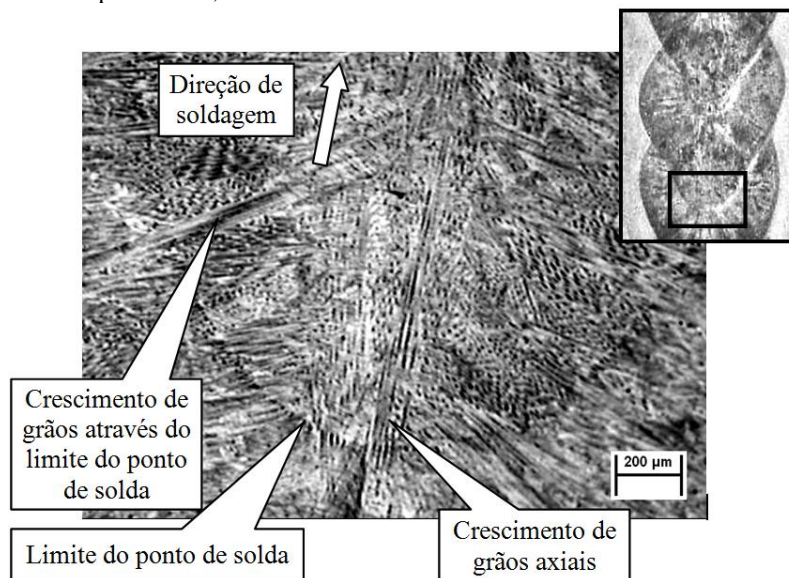
Assim, para manter a continuidade do cordão na raiz sem alterar a respectiva velocidade de soldagem, a solução encontrada foi a de aumentar a frequência de pulsação. Isto foi realizado para 2,5 Hz com tempos de pulso e de base iguais a 0,2 s. Como resultado, se obteve um cordão de solda aceitável do ponto de vista de processo, com largura na face de 4,0 mm e na raiz de 1,6 mm (Figura 32).

Figura 32 - Influência da frequência de pulsação da corrente no aspecto da face (a) e do verso (b) da solda. $I_p=62$ A, $I_b=10$ A, $t_p=0,2$ s, $t_b=0,2$ s e $V_s=3$ mm.s⁻¹ (18 cm.min⁻¹)



A micrografia da face da solda da Figura 32 é apresentada na Figura 33, onde é possível visualizar o efeito gerado pela imposição de sucessivos pulsos de energia sem, entretanto, interromper o crescimento dos grãos. Além disso, na região central do cordão há evidências da presença de alguns grãos colunares axiais.

Figura 33 - Micrografia da face do cordão de solda realizado com corrente contínua pulsada a 2,5 Hz

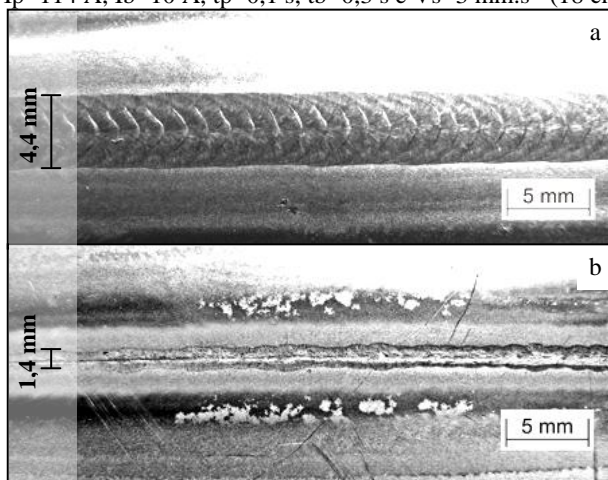


Fonte: Cunha e Dutra [105].

Uma explicação plausível para este fato é que, à medida que a frequência de pulsação aumenta a cinética de fusão e solidificação do material não tem mais condições de acompanhar as variações de temperatura decorrentes da pulsação. Por exemplo, os períodos de base podem ser tão curtos que não há tempo para que se complete a solidificação da poça fundida antes do próximo pulso de energia. Deste modo, o efeito térmico na poça fundida tende a se aproximar ao que é obtido com corrente contínua constante. Por outro lado, a eficiência de fusão do arco pulsado mais uma vez foi confirmada, tendo em vista que nas mesmas condições de corrente média e velocidade de soldagem apresentadas na Figura 32, o cordão de solda com corrente contínua constante apresentou largura na raiz de apenas 0,9 mm e na face de 2,6 mm.

Com o objetivo de adequar a cinética de solidificação do material a esta maior frequência de pulsação (2,5 Hz), e assim, obter a quebra dos grãos no limite de cada ponto de solda, atuou-se na razão cíclica, que é a relação entre o tempo de pulso e o período de pulsação da corrente. Deste modo, com o intuito de proporcionar um maior tempo para que ocorra a solidificação da poça fundida sem, entretanto, alterar a corrente média, utilizou-se um conjunto de parâmetros com maior corrente de pulso atuando num menor tempo de pulso e maior tempo de base. Nesta condição, o resultado apresentado na Figura 34 mostra uma solda também robusta, com largura da face de 4,4 mm e da raiz de 1,4 mm.

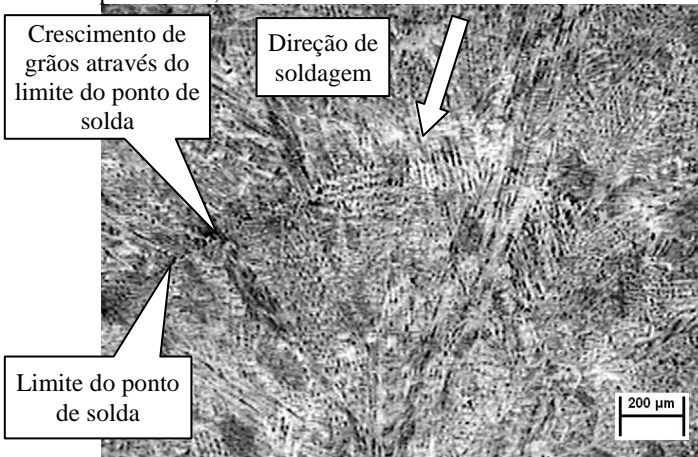
Figura 34 - Face (a) e raiz (b) do cordão de solda realizado com razão cíclica de 25%. $I_p=114$ A, $I_b=10$ A, $t_p=0,1$ s, $t_b=0,3$ s e $V_s=3$ mm.s⁻¹ (18 cm.min⁻¹)



Fonte: Cunha e Dutra [105].

Analisando a micrografia desta solda (Figura 35), observa-se que o tempo de base não foi suficientemente longo, pois, apesar de o resultado apresentar uma redução significativa na presença de grãos colunares, a linha de solidificação do ponto de solda não foi capaz de impedir o crescimento de alguns desses grãos.

Figura 35 - Micrografia da face do cordão de solda realizado com corrente contínua pulsada a 2,5 Hz e razão cíclica de 25%

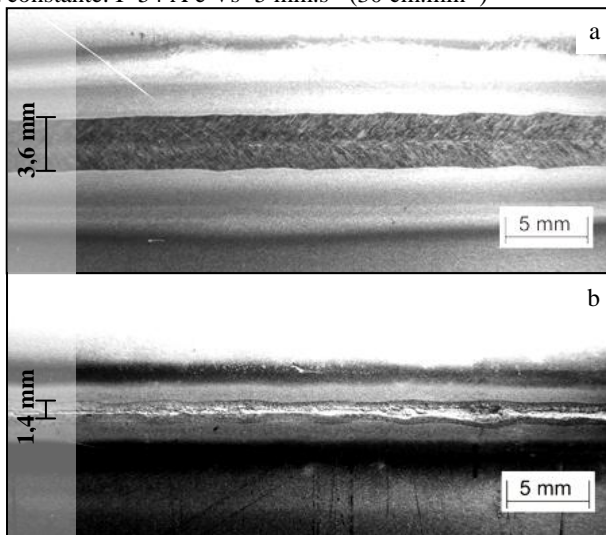


Fonte: Cunha e Dutra [105].

Estima-se que o valor de corrente comumente aceito e previamente utilizado neste trabalho para chapa de 1,2 mm de espessura (36 A) seja consistente para uma soldagem manual, onde a velocidade no qual a tocha é conduzida é limitada pela capacidade inerente ao soldador. Portanto, buscando obter maiores velocidades de soldagem por intermédio do aumento da corrente média, utilizou-se um valor de corrente 50% superior à utilizada anteriormente, ou seja, 54 A, sendo conduzidas inicialmente soldas com corrente contínua constante, procurando alcançar a maior velocidade de soldagem possível que conduzisse a um bom resultado prático. Assim, foi obtida uma solda com largura na face de 3,6 mm, e na raiz de 1,4 mm (Figura 36).

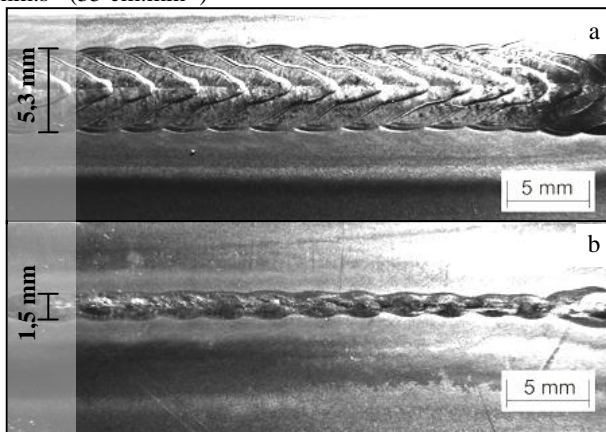
Com o mesmo objetivo, foram realizados ensaios utilizando corrente contínua pulsada com corrente média de 54 A, razão cíclica de 25% e frequência de 2,5 Hz, obtendo-se uma solda cuja largura na face foi de 5,3 mm, e na raiz de 1,5 mm (Figura 37).

Figura 36 – Face (a) e raiz (b) do cordão de solda realizado com corrente contínua constante. $I=54\text{ A}$ e $V_s=5\text{ mm.s}^{-1}$ (30 cm.min^{-1})



Fonte: Cunha e Dutra [105].

Figura 37 – Face (a) e raiz (b) do cordão de solda realizado com frequência de 2,5 Hz e razão cíclica de 25%. $I_p=186\text{ A}$, $I_b=10\text{ A}$, $t_p=0,1\text{ s}$, $t_b=0,3\text{ s}$ e $V_s=5,8\text{ mm.s}^{-1}$ (35 cm.min^{-1})



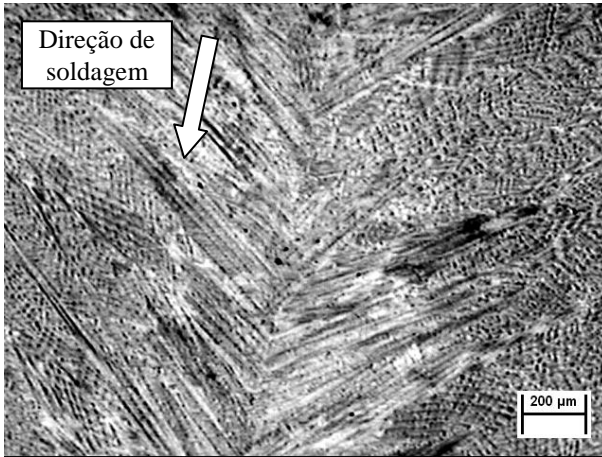
Fonte: Cunha e Dutra [105].

Nesta condição, a soldagem pulsada apresentou-se novamente mais eficiente, tendo em vista que para uma mesma corrente média de

54 A a aplicação desta técnica resultou em cordões de solda com características dimensionais semelhantes às obtidas com corrente constante, porém com maiores velocidades de soldagem.

Nas Figura 38 e Figura 39, são mostradas as micrografias das soldas com corrente contínua constante e pulsada, respectivamente, para o caso onde a corrente média utilizada foi de 54 A.

Figura 38 – Micrografia da face (região central) do cordão de solda realizado com corrente constante

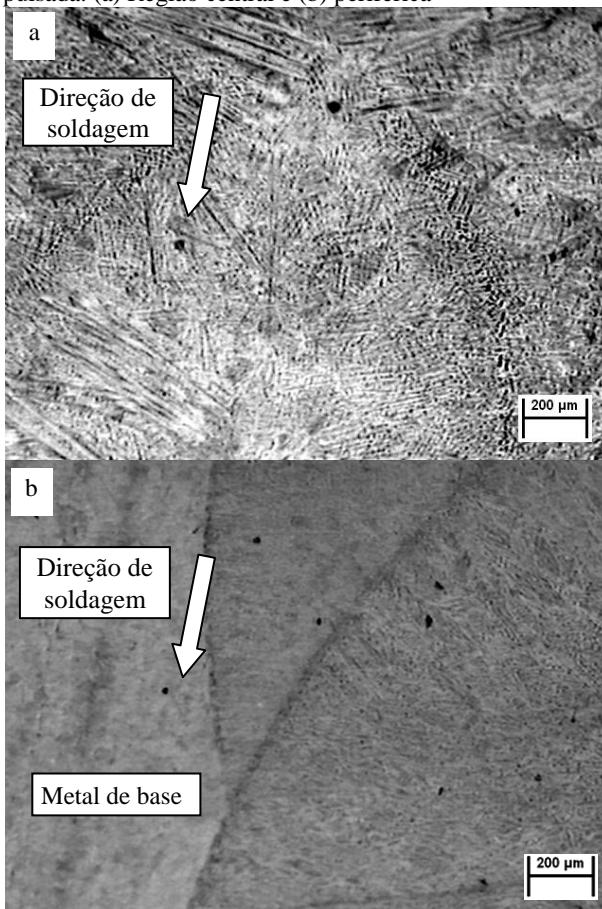


Fonte: Cunha e Dutra [105].

Como pode ser observado, a soldagem com corrente contínua constante resultou numa estrutura característica das soldas obtidas em maiores velocidades de soldagem [109] com crescimento de grãos epitaxiais colunares em direção ao centro do cordão. Por outro lado, a soldagem com corrente contínua pulsada resultou numa zona fundida com estrutura constituída predominantemente de grãos finos associada a alguns poucos sítios isolados de grãos colunares, próximos à região central do cordão (Figura 39a). Este efeito de refino da estrutura de solidificação proporcionado pela técnica da pulsação da corrente foi reportado por Garland [112] e Reddy *et al.* [113] para ligas de alumínio, Gokhale *et al.* [114] para aços inoxidáveis austeníticos, Grill *apud* [101] para tântalo e por Sundaresan *et al.* [115] para ligas de titânio. Madadi *et al.* [116] também descrevem o refino de grãos observado para Stellite6 com teores de carbeto de tungstênio entre 30% e 40%, atribuindo este resultado à maior taxa de solidificação conseguida com a corrente contínua pulsada. Já Sundaresan *et al.*

[111] apontam como causa para o refino de grão na zona fundida, a constante mudança na geometria da poça fundida e a interrupção periódica no processo de crescimento de grãos.

Figura 39 - Micrografia da face do cordão de solda realizado com corrente contínua pulsada. (a) Região central e (b) periférica



Fonte: Cunha e Dutra [105].

Ainda neste trabalho, buscou-se verificar o comportamento das soldas em corrente contínua pulsada e constante para diferentes composições de gases de proteção. Para tanto, foi aplicada a mesma metodologia apresentada anteriormente, mas, desta vez, utilizando Ar+5% H_2 e Ar+25%He. Com o emprego da mistura Ar+5% H_2

obteve-se cordões dimensionalmente compatíveis com aqueles realizados em corrente contínua constante com argônio puro, porém com velocidade de soldagem cerca de 2,3 vezes superior, além de um aspecto mais brilhante do cordão, possivelmente devido à característica redutora (desoxidante) do gás hidrogênio. Por outro lado, diferentemente do que ocorre na soldagem pulsada com argônio puro, onde a pulsação da corrente resulta em maiores velocidades de soldagem em comparação com as obtidas em corrente contínua constante, com Ar+5% H_2 a pulsação da corrente não trouxe benefícios do ponto de vista de processo, tendo em vista que somente com frequência de pulsação de 2,5 Hz é que se obtiveram soldas com velocidades compatíveis com as obtidas em corrente contínua constante utilizando esta mistura gasosa. Já do ponto de vista metalúrgico, para as mesmas condições de pulsação a microestrutura resultante foi semelhante às obtidas em argônio puro.

Ao contrário do que ocorreu na soldagem com Ar+5% H_2 , com Ar+25%He a pulsação da corrente proporcionou maiores velocidades de soldagem em comparação com as obtidas em corrente contínua constante para a mesma mistura gasosa. Contudo, mesmo com uma razão cíclica de 25%, o emprego da corrente contínua pulsada utilizando hélio, resultou em cordões de solda com características metalúrgicas semelhantes às obtidas em corrente contínua constante. Acredita-se que isto seja resultado da maior potência do arco proporcionada pelo gás hélio em função do seu maior potencial de ionização, no qual mantém a poça fundida num estado de alta energia em que a pulsação da corrente não surte efeito.

Por último, cabe salientar que a mesma metodologia aqui apresentada foi repetida para chapas de aço inox AISI 304 com 1,0 mm de espessura e todos os resultados foram corroborados.

2.2.2 Soldagem TIG com pulsação em altas frequências (entre 20 Hz e 20 kHz)

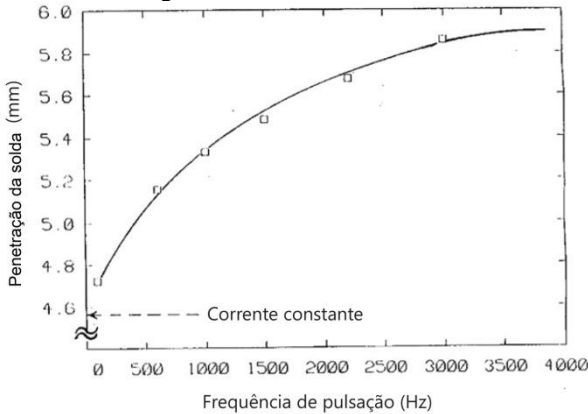
A tecnologia empregada nas fontes de soldagem, citada anteriormente, permite ainda realizar a pulsação da corrente em elevadas frequências de pulsação, sendo possível encontrar alguns trabalhos na literatura que abordam a pulsação da corrente no processo TIG com frequências de até 20.000 Hz. De fato, não se espera que nestas frequências audíveis a poça fundida apresente a mesma dinâmica de fusão e solidificação devido às mudanças no fluxo de calor impostas pelas energias dos períodos de pulso e de base,

conforme mostrado na pulsação em baixas frequências. Todavia, os poucos trabalhos disponíveis na literatura mostram evidências de que a aplicação da corrente pulsada em altas frequências exerce efeitos benéficos sobre as características do arco voltaico. A constrição do arco aparece como sendo o principal efeito observado nas soldagens realizadas nesta faixa de frequências, tornando o arco mais direcional, ou rígido, e exercendo uma maior pressão sobre a poça fundida [117].

Qiu *et al.* [118] afirmam que para uma mesma corrente média de soldagem, a pressão que o arco exerce sobre a poça fundida no processo TIG com uma frequência de pulsação de 5 kHz aumenta duas vezes em comparação com aquela obtida com corrente contínua constante. Também para uma mesma corrente média de soldagem, os resultados experimentais de Qiu *et al.* [119] indicam que o aumento da frequência de pulsação contribui significativamente para o aumento da pressão e rigidez do arco, sendo que quando a frequência de pulsação é maior de 5 kHz a pressão do arco pode ser aumentada em 260% em comparação ao TIG-AC tradicional. Wang *et al.* [120] na micro-soldagem TIG de aço inox AISI 304, empregando correntes de soldagem de 2 A e frequência de pulsação próxima a 20 kHz, relatam um aumento evidente da rigidez e da potência do arco, ao mesmo tempo em que sugerem uma maior constrição do mesmo, sendo este último atribuído pelos autores ao efeito da contração eletromagnética induzida pela pulsação da corrente em elevadas frequências. Este aumento da potência do arco com a frequência de pulsação também é relatado por Yidan [121]. Yamaoto *et al.* [122] afirmam, com base nos seus dados experimentais, que a pressão no centro do arco é uma indicação da rigidez do mesmo, e que houve aumento da pressão com o aumento da frequência de pulsação, até atingir um valor constante para frequências maiores de 5 kHz aproximadamente, onde se torna função somente da amplitude da corrente de pulso e da razão cíclica.

Naturalmente, as mudanças observadas nas características do arco, em função da frequência de pulsação da corrente de soldagem, irão se refletir nas características dimensionais do cordão de solda. Referente a isto, os resultados experimentais de Saedi *et al.* [123] indicam que a penetração da solda aumenta com a frequência de pulsação da corrente, conforme mostra a Figura 40.

Figura 40 – Penetração da solda em função da frequência para arco pulsado senoidalmente com DEP igual a 4 mm



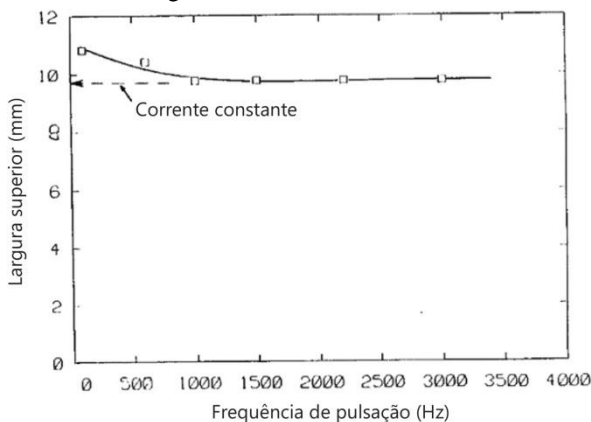
Fonte: Adaptado de Saedi e Unkel [123].

Este resultado implica que a pulsação da corrente em alta frequência possui um efeito duplo. O primeiro, de aumentar o momento do jato de plasma, e o segundo, de intensificar a ação das forças eletromagnéticas dentro da poça fundida e, portanto, aumentar a penetração das soldas resultantes [123]. Cabe salientar que este resultado apresentado por Saedi *et al.* [123] concorda com os de Yamaota *et al.* [122], no qual afirmam que a pressão do arco se mostra praticamente constante para frequências de pulsação superiores a 5.000 Hz, tendo em vista que à medida que a frequência de pulsação se aproxima de 4.000 Hz, a penetração da solda tende a não ser mais influenciada pela frequência de pulsação.

De forma análoga, é de se esperar que a largura do cordão de solda diminua com a constrição do arco. De acordo com os resultados experimentais de Saedi *et al.* [123], embora este efeito seja mais pronunciado numa faixa de frequências mais baixas, onde a largura da solda diminui à medida que se aumenta a frequência (Figura 41), enquanto que a largura da solda se mostra pouco influenciada pela pulsação da corrente em altas frequências. Resultado muito semelhante é apresentado por Stoeckinger [124] na soldagem TIG em corrente alternada da liga de alumínio 2219-T87, que mediu a largura do cordão de solda para uma ampla faixa de frequências de pulsação (até 20 kHz). De acordo com os seus resultados, Wang *et al.* [120] também relatam a obtenção de uma poça fundida mais estreita devido

ao aumento da contração do arco obtido a partir do aumento da frequência de pulsação de 20 Hz para 75 Hz.

Figura 41 - Largura da solda em função da frequência para arco pulsado senoidalmente com DEP igual a 4 mm

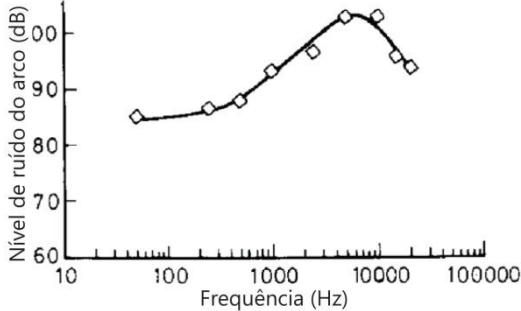


Fonte: Adaptado de Saedi e Unkel [123].

A corrente pulsada em altas frequências na soldagem TIG, além de permitir uma maior rigidez do arco e direcionalidade, também pode influenciar benéficamente o crescimento de grãos durante a solidificação da poça fundida [125], e promover o refino de grãos de materiais ferrosos e não ferrosos [99]. Uma possível explicação para isso é que a propagação sônica na poça fundida afeta mecanicamente a nucleação de grãos. Outra explicação se fundamenta no fato de que a turbulência na poça fundida quebra as pontas dos grãos dendríticos que se tornam locais para nucleação heterogênea e interrompe o crescimento de grãos colunares [99]. Contudo, apesar destas informações estarem presentes na literatura, não foi encontrado na bibliografia pesquisada evidências contundentes que associem a pulsação da corrente em altas frequências com os efeitos metalúrgicos mencionados. Como exemplo disso tem-se o trabalho de Stoeckinger [124], que com o intuito de verificar o efeito que a pulsação em elevadas frequências poderia ter na solidificação da solda, examinou metalurgicamente as soldas realizadas em alumínio 2219-T87 com frequência de pulsação de 7 kHz, sendo que de acordo com seus resultados, não foi possível identificar diferenças quanto ao tamanho de grãos, distribuição de solutos ou de compostos intermetálicos.

Por fim, cabe salientar que o emprego de altas frequências de pulsação tem como inconveniente o grande ruído sonoro gerado pelo arco. Zeng *et al.* [126] investigou a relação entre este nível de ruído e a frequência de pulsação da corrente para uma ampla faixa de valores (50 Hz a 20.000 Hz). Seus resultados apresentam um valor máximo para o nível de ruído de cerca de 104 dB na frequência de 5 kHz, conforme mostra a Figura 42.

Figura 42 – Nível de ruído gerado pelo arco em função da frequência de pulsação da corrente



Fonte: Adaptado de Zeng *et al.* [126].

De acordo com a NR15 [127] do ministério do trabalho e emprego (MTE), um soldador poderia estar sujeito a esta intensidade sonora de 104 dB somente 35 minutos diários, o que, do ponto de vista produtivo, se torna totalmente inviável, enquanto que em intensidades sonora de cerca de 85dB, como os que ocorrem em frequências abaixo de 100 Hz, é permitido uma exposição diária de 8 horas, correspondendo assim a um turno de trabalho. Contudo, o problema do ruído gerado pelo arco em alta frequência pode ser evitado mediante o uso de frequências maiores a que 20 kHz, no qual estão acima da faixa de audível do ouvido humano.

2.3 ULTRASSOM NA SOLDAGEM A ARCO

Apesar do surgimento cada vez mais crescente de novos processos e/ou técnicas de soldagem por fusão, o arco voltaico ainda se mantém como sendo a principal fonte de calor empregada na soldagem por fusão de materiais metálicos. Isto se deve fundamentalmente às características ímpares do arco elétrico de soldagem, que proporciona, entre outras coisas, um controle adequado

do aporte de energia à peça de trabalho, aliado ao baixo custo e facilidade de obtenção do arco. Não obstante, esforços são constantemente empreendidos com o intuito de aumentar a produtividade dos processos de soldagem a arco, ao mesmo tempo em que buscam melhorar as características metalúrgicas das soldas obtidas. Neste sentido, ao longo das últimas décadas, diversas técnicas têm sido estudadas e desenvolvidas a fim de atender a estes propósitos.

Recentemente, um novo método destinado à tecnologia da soldagem a arco tem adquirido notório reconhecimento, devido aos resultados obtidos nos processos de soldagem no qual vem sendo empregado. Em síntese, este método consiste na introdução de energia ultrassônica na soldagem a arco.

Nesta seção, busca-se fornecer, a partir de uma ampla revisão da literatura, uma visão abrangente e atualizada, dos meios de se introduzir ultrassom na soldagem a arco e seus respectivos efeitos no que se refere às características operacionais e metalúrgicas. Inicialmente, a abordagem está focada especificamente nas técnicas que fazem uso de transdutores do tipo mecânico para a obtenção da energia ultrassônica a ser introduzida no arco voltaico. Na sequência, é apresentado um novo método para a introdução de energia ultrassônica na soldagem a arco, que se constitui como alternativa ao emprego dos tradicionais transdutores do tipo mecânico e que consiste, basicamente, no emprego de uma corrente pulsada com frequências de pulsação ultrassônicas.

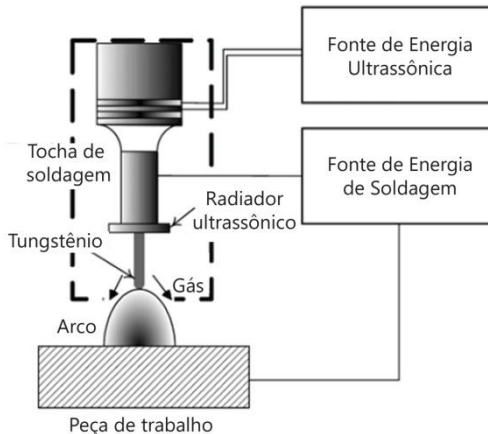
2.3.1 O emprego de transdutores mecânicos

As formas tradicionais de geração de ultrassom são baseadas em transdutores do tipo mecânico, como cristais piezelétricos e transdutores magnetostritivos [128], os quais são utilizados extensivamente no processamento de materiais [129]. Especificamente na soldagem a arco, é possível encontrar na literatura alguns trabalhos recentes que introduzem ultrassom na poça fundida utilizando métodos baseados nestes tipos de transdutores o qual serão abordados na sequência.

2.3.1.1 Soldagem TIG

Com o objetivo de introduzir ultrassom na soldagem TIG, Sun *et al.* [130, 131], propuseram um sistema de vibração ultrassônica consistindo na oscilação longitudinal de um fio de titânio, excitado por um transdutor piezoeletrico ultrassônico, acoplado ao eletrodo de tungstênio do processo TIG (Figura 43). Assim, durante a soldagem, as vibrações ultrassônicas são aplicadas de forma direcional, ao longo do eixo axial do eletrodo, e transmitidas à poça fundida, podendo ser empregadas livremente de modo independente à forma de onda e a polaridade da corrente de soldagem.

Figura 43 – Diagrama esquemático do sistema de vibração ultrassônica proposto por Su *et al.*

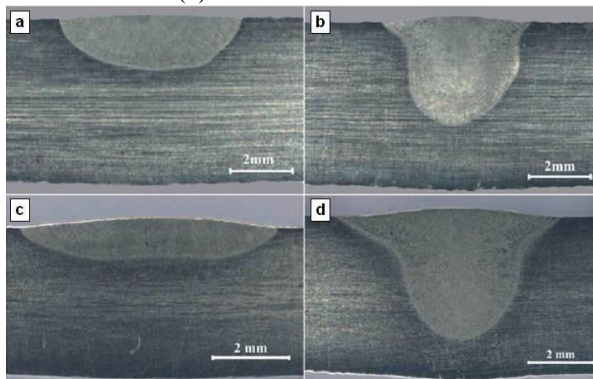


Fonte: Adaptado de Su *et al.* [130].

Empregando este método, Su *et al.* [130,131] com base nos resultados obtidos na soldagem de aço inox AISI 304, mostram que o emprego do ultrassom pode aumentar sensivelmente a penetração da solda, bem como, a relação penetração/largura do cordão. De acordo com os seus resultados, um aumento de 1,18 mm para 3,12 mm e de 1,20 mm para 3,71 mm na penetração das soldas realizadas com corrente de 100 A e 150 A, respectivamente, é conseguido com o emprego de uma frequência de vibração do eletrodo de 20,5 kHz e potência de 200 W [130] (Figura 44). Este aumento de penetração na soldagem do aço inoxidável também é relatado por Fan *et al.* [132] na soldagem do material AISI 304, e por Sun *et al.* [133] ao empregar

potências de vibração ultrassônica de até 1 kW. Além disso, nestas mesmas condições, quando a relação penetração/largura é considerada, esta aumentou cerca de 235% nas soldas realizadas com corrente de 100A e 380% nas soldas realizadas com 150 A, em comparação com as soldas obtidas na soldagem TIG convencional [131]. Segundo estes autores, esta maior penetração conseguida se deve ao efeito direcional do campo ultrassônico devido à oscilação longitudinal do eletrodo, que parece aumentar a pressão do jato de plasma sobre a poça fundida. Neste contexto, Sun *et al.* [134] afirmam que a pressão do arco na soldagem ao se empregar vibração ultrassônica apresenta um comportamento peculiar. Diferentemente do que ocorre na soldagem TIG convencional, onde a pressão do arco decresce continuamente com o aumento da distância entre o eletrodo e a peça, com vibração ultrassônica um valor máximo de pressão do arco é obtido para a distância de 4,4 mm.

Figura 44 – Macrografia da seção transversal das soldas realizadas em AISI 304 com corrente de (a) 100 A sem ultrassom, (b) 100 A com ultrassom, (c) 150 A sem ultrassom e (d) 150 A com ultrassom

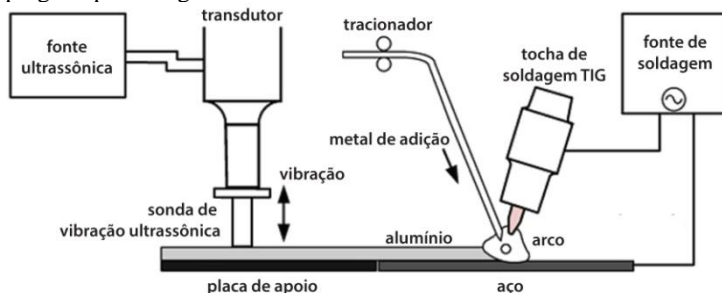


Fonte: Sun *et al.* [130].

Este aumento na penetração da solda também é relatado por Wen [135] ao aplicar a vibração ultrassônica diretamente no metal de base na direção perpendicular a de soldagem. De acordo com seus resultados é obtido, em relação à soldagem TIG convencional, um aumento na penetração de até 45%, e redução do tamanho dos grãos próximo a linha de fusão de até 42%, na soldagem TIG da liga de alumínio 7075-T6, com frequência de vibração de 20 kHz e potência do ressonador de 2 kW.

Utilizando o mesmo conceito de sistema de vibração empregado por Wen [135], Dong *et al.* [136] introduziram vibração ultrassônica na soldagem de alumínio-magnésio com aço galvanizado e alumínio-magnésio com aço inoxidável, ambos em juntas sobrepostas (Figura 45). Como resultado, ambos os materiais puderam ser soldados. No caso da união com aço galvanizado, foi obtido um significativo refino de grãos da microestrutura da solda, associado à redução de compostos intermetálicos de Fe-Al e um aumento da resistência a tração da junta soldada de 115 MPa para 146 MPa, o que representa um aumento de 27%.

Figura 45 - Diagrama esquemático do sistema de vibração ultrassônica empregado por Dong *et al.*

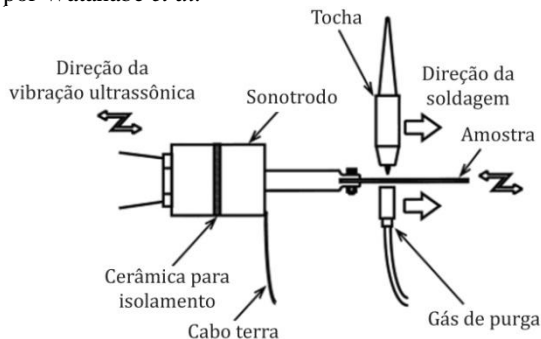


Fonte: Adaptado de Dong *et al.* [136].

Diferentemente do que é proposto por Wen [135] e Dong *et al.* [136], Watanabe *et al.* [137] aplicaram a vibração ultrassônica na direção longitudinal ao deslocamento da tocha na soldagem TIG autógena do aço inoxidável austenítico SUS 310S (Figura 46).

Com a aplicação deste método, Watanabe *et al.* [137] obtiveram um aumento na resistência a tração para soldas realizadas em diferentes velocidades de soldagem. Além disso, foi observada uma redução da largura dos grãos colunares austeníticos e mudanças da microestrutura das soldas de celular dendrítica para subgrãos alinhados na direção de crescimento. Ainda de acordo com os seus resultados, este aumento da resistência a tração, bem como a redução na largura dos grãos austeníticos, é potencializado com o aumento da amplitude de vibração ultrassônica.

Figura 46 - Diagrama esquemático do sistema de vibração ultrassônica empregado por Watanabe *et al.*



Fonte: Adaptado de Watanabe *et al.* [137].

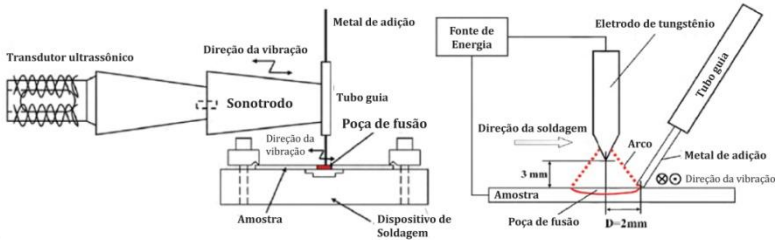
Nos métodos onde o transdutor ultrassônico não está acoplado à tocha de soldagem [135-138], têm-se como vantagem uma maior flexibilidade do processo, devido o sistema de vibração ultrassônico não estar sujeito às elevadas temperaturas do arco, nem tampouco, ser requerida sua movimentação durante a operação de soldagem. Além disso, devido à oscilação ultrassônica estar desvinculada da corrente de soldagem, estes métodos podem ser aplicados facilmente a qualquer tipo de corrente de soldagem. Contudo, como desvantagem, estes métodos são limitados à soldagem de pequenas peças, pois na medida em que o tamanho da chapa no qual se deseja introduzir vibrações ultrassônicas aumenta, uma maior potência do irradiador ultrassônico é requerida, não sendo viável a aplicação desta técnica [139].

Diante desta dificuldade, Watanabe *et al.* [139] desenvolveram um método a fim de introduzir vibração ultrassônica diretamente na poça fundida do processo TIG. Seu método consiste na vibração ultrassônica do metal de adição, por intermédio de um tubo guia fixado na extremidade de um sonotrodo ultrassônico (Figura 47). Deste modo, a vibração ultrassônica é transmitida à poça de fusão pelo próprio metal de adição, sendo esta vibração aplicada na direção perpendicular a de soldagem.

Os resultados obtidos por Watanabe *et al.* [139] com o emprego deste método, evidenciam o efeito de refino de grãos para baixas velocidades de soldagem, enquanto que para maiores velocidades, a formação de grãos equiaxiais na região central do cordão. A resistência a tração e ao alongamento na fratura também foram melhoradas com o emprego da vibração ultrassônica em todas as

velocidades de soldagem avaliadas, principalmente o alongamento na fratura que aumentou cerca de 40%.

Figura 47 – Diagrama esquemático do sistema de vibração ultrassônica proposto por Watanabe *et al.*

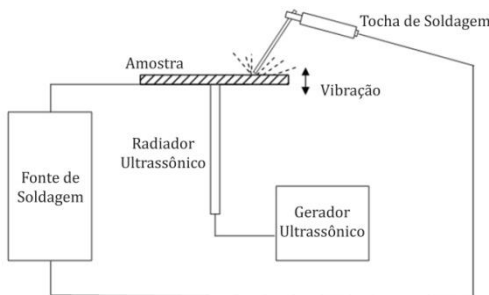


Fonte: Adaptado de Watanabe *et al.* [139].

2.3.1.2 Soldagem com eletrodo revestido

Cui *et al.* [140,138] também utilizando transdutores do tipo mecânico, introduziram ultrassom na soldagem de eletrodos revestidos com o objetivo de refinar a microestrutura do metal de solda [140] e eliminar a formação da zona parcialmente diluída (ZPD) [138]. Seu método consiste num sonotrodo ultrassônico acoplado mecanicamente à peça a ser soldada, sendo a vibração ultrassônica aplicada na direção perpendicular a de soldagem (Figura 48), de forma semelhante ao que foi empregado por Wen [135] e Dong *et al.* [136].

Figura 48 – Diagrama esquemático do sistema de vibração ultrassônica proposto por Cui *et al.*

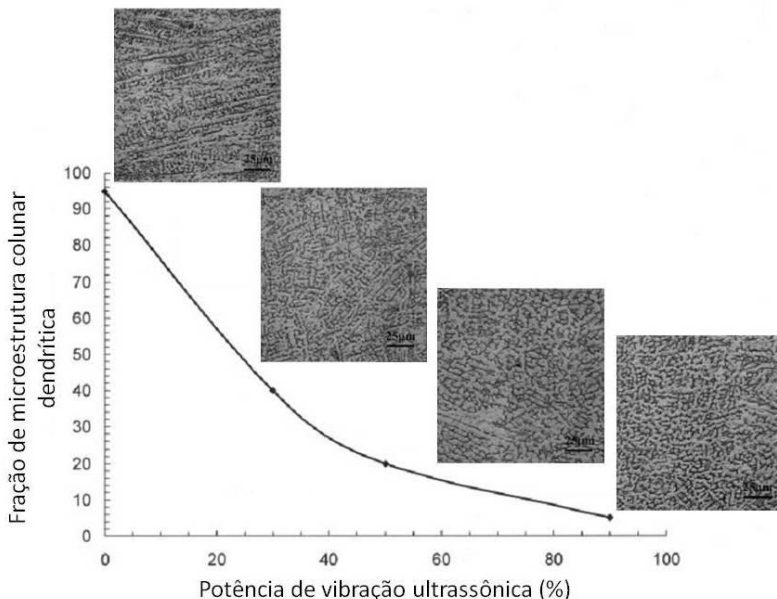


Fonte: Adaptado de Cui *et al.* [138].

Empregando este método, Cui *et al.* [140] investigaram a relação entre a fração volumétrica de microestrutura colunar

dendrítica com a potência de vibração ultrassônica na soldagem do aço inox AISI 304, utilizando 316L como material de adição. Seus resultados mostram que o aumento de 0 para 90% na potência de vibração ultrassônica, resulta num significativo decréscimo da fração de microestrutura colunar dendrítica de 95% para 10% (Figura 49), dando origem a uma microestrutura predominantemente equiaxial dendrítica fina.

Figura 49 – Fração da microestrutura colunar dendrítica no metal de solda em função da vibração ultrassônica



Fonte: Adaptado de Cui *et al.* [140].

De acordo com Cui *et al.* [140], este refino de grãos pode ser atribuído aos efeitos não lineares induzidos na poça fundida pelo ultrassom, o qual pode causar localmente elevadas temperaturas, regiões de pressão e intensa agitação do metal fundido, influenciando, deste modo, fortemente o processo de solidificação [141]. Estes efeitos não lineares incluem cavitação e fluxo acústico [142,143]. A cavitação, ou seja, a formação de pequenas cavidades no metal líquido ocorre como resultado de tensões trativas produzidas por ondas acústicas em fase de rarefação. Estas cavidades continuam crescendo por inércia até ocorrer o seu colapso devido à ação de tensões de

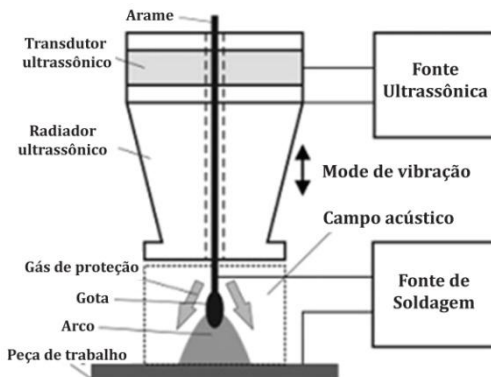
compressão durante a fase de compressão da onda sonora, produzindo ondas de choque de alta intensidade e intensa convecção na poça fundida. O fluxo acústico é um tipo de fluxo turbulento desenvolvido próximo da interface sólido-líquido da poça fundida devido à perda de energia da onda sonora. Cui *et al.* [138] atribuem a este fluxo induzido ultrassonicamente, a eliminação completa da zona parcialmente diluída ao longo da linha de fusão na soldagem do aço inoxidável super austenítico AL-6XN com o processo eletrodo revestido. Segundo estes autores, este fluxo turbulento promove uma intensa mistura do metal de base com o metal de adição, ambos no estado líquido, eliminando, assim, a referida zona durante a soldagem o que pode contribuir significativamente para o aumento da resistência a corrosão na soldagem do material em questão.

2.3.1.3 Soldagem MIG/MAG

Fan *et al.* [144-146] propõem uma forma diferente, aos métodos apresentados anteriormente, de introduzir ultrassom na soldagem MIG/MAG com o objetivo de melhorar o processo de transferência metálica. Em seu método, a vibração ultrassônica não é aplicada nem à peça de trabalho, nem ao material de adição/eletrodo. Neste método, chamado de U-MIG/MAG, o corpo principal da tocha de soldagem é basicamente um transdutor piezelétrico de vibração ultrassônico, com o material de adição sendo alimentado por um orifício concêntrico presente ao longo do seu eixo axial. A onda ultrassônica é, então, irradiada da extremidade do sonotrodo ultrassônico e refletida pela superfície da peça de trabalho [145]. Esta onda refletida interage com a onda incidente, formando assim, um campo de radiação acústica, na região onde o arco voltaico é estabelecido (Figura 50).

Com a aplicação deste método, foi observado que tanto as características do arco, como o modo de transferência e a aparência do cordão de solda mudam significativamente. Aplicando uma frequência de vibração de cerca de 20 kHz e amplitude máxima de 45 μm , o arco se apresentou mais constrito, com um comprimento menor do que no MIG/MAG convencional [147], e o cordão de solda mais largo, sem a presença de mordeduras, resultado da maior molhabilidade devido à ação do campo ultrassônico [145,146].

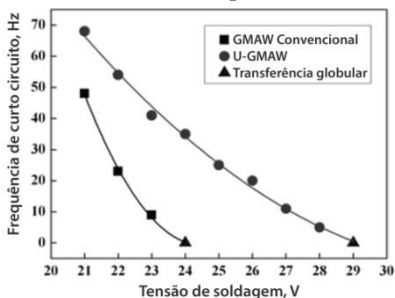
Figura 50 - Diagrama esquemático do sistema de vibração ultrassônica proposto por Fan *et al.*



Fonte: Adaptado de Fan *et al.* [146].

Além disso, para uma mesma condição de soldagem, foi observado que a presença do campo ultrassônico mudou o modo de transferência de globular para curto-circuito. De acordo com o resultados de Fan *et al.* [146], para tensões de arco acima de 24 V, enquanto no processo MIG/MAG convencional têm-se a transferência globular, no processo U-MIG/MAG, têm-se a transferência por curto circuito para tensões de arco de até 29 V. Já para tensões de arco abaixo de 24 V, onde em ambos os processos se tem a transferência por curto circuito, a frequência de curto circuito obtida com o processo MIG/MAG na presença do campo ultrassônico é consideravelmente maior (Figura 51).

Figura 51 – Frequências de curto circuito para diferentes tensões de arco



Fonte: Adaptado de Fan *et al.* [146].

Este resultado indica, portanto, que com o emprego do campo ultrassônico na soldagem MIG/MAG as gotas podem ser transferidas

a poça de fusão com menor tamanho, correspondendo, assim, a uma condição de maior estabilidade do processo e, conseqüentemente, a melhor qualidade do cordão de solda [148].

Na literatura também é descrita a influência do campo ultrassônico sobre a geometria das gotas na transferência globular. De acordo com os resultados de Fan *et al.* [144], obtidos com frequência ultrassônica de 20 kHz, potência do ressonador de 110 W e amplitude de vibração de 30 μm , quando o diâmetro das gotas excede o diâmetro do arame, a mesma começa a se deformar, alongando-se na direção axial do arame, enquanto que o seu diâmetro permanece constante. Este processo de deformação continua até o final do ciclo de transferência, sendo a forma resultante da gota aproximadamente elipsoidal, com um comprimento, na direção axial do arame, cerca de duas vezes o seu diâmetro. De acordo com estes autores, embora o tamanho das gotas não pudessem ser medidas diretamente, devido a esta deformação, aparentemente, o seu volume é menor do que o obtido na soldagem MIG/MAG convencional. Por fim, cabe salientar que, segundo Fan *et al.* [144], o emprego da vibração ultrassônica no processo MIG/MAG reduziu em 10 A a corrente de transição para a configuração estudada.

2.3.1.4 Considerações práticas acerca do emprego de transdutores mecânicos

Os trabalhos pesquisados mostram que as formas tradicionais de obtenção do ultrassom podem ser aplicadas com êxito numa área até então não explorada, a soldagem a arco. Conforme pode ser observado, a proposta destes trabalhos está centrada no desenvolvimento de técnicas adequadas de aplicação desta tecnologia já consolidada na soldagem. Isto porque ao se empregar transdutores do tipo mecânico na soldagem a arco surge uma série de dificuldades devido à incompatibilidade existente entre as características inerentes da soldagem a arco, especialmente a do arco voltaico, e as características construtivas deste tipo de transdutores. Estes obstáculos estão relacionados às dimensões e massa destes transdutores, que dificultam o deslocamento do sistema de soldagem quando este está solidário a tocha, associado a sua relativa baixa temperatura máxima de trabalho, o que dificulta ainda mais a sua aplicação junto à tocha de soldagem, devido às elevadas temperaturas inerentes ao arco voltaico. Por outro lado, quando as vibrações ultrassônicas são aplicadas diretamente à peça de trabalho, o problema que surge está associado à

maior potência do sistema de geração de ultrassom requerida na medida em que a peça de trabalho aumenta de tamanho.

Apesar de toda esta complexidade inerente a introdução do ultrassom na soldagem a arco fazendo uso de transdutores tradicionais, os resultados apresentados nos trabalhos trás diversos benefícios para a soldagem. Estes benefícios incluem desde os aspectos operacionais de soldagem até os de ordem metalúrgicos. Em relação ao primeiro, destacam-se as maiores penetrações conseguidas, o que pode ser traduzido em maior produtividade ao ser considerada a possibilidade de uma maior velocidade de soldagem para uma mesma penetração da solda. Já em relação aos aspectos metalúrgicos, o refino de grãos é o mais pronunciado, o que evidentemente conduz a obtenção de melhores características das juntas soldadas e, conseqüentemente, melhores propriedades mecânicas da união. Não obstante, outros aspectos relativos à presença do ultrassom na soldagem são observados, como a redução da zona parcialmente diluída, mudanças microestruturais do cordão de solda e alterações nos aspectos operacionais do processo MIG/MAG relativos à transferência metálica.

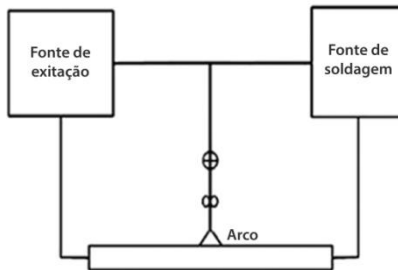
2.3.2 O emprego da pulsação da corrente em frequências ultrassônicas

Conforme visto anteriormente, o emprego de transdutores do tipo mecânico nos processos de soldagem a arco é limitado [149], uma vez que estes transdutores não suportam as elevadas temperaturas presentes durante a soldagem, suas dimensões e massa dificultam o seu deslocamento juntamente com a tocha de soldagem [150] e sua aplicação é restringida pelas dimensões da peça de trabalho [146]. Em vista disso, no final da década de 1990, Wu *et al.* [151] propuseram um novo método, chamado de arco com excitação ultrassônica da corrente, onde o arco voltaico atua não somente como uma fonte de calor, mas, também, como um mecanismo de emissão de ultrassom para introduzir energia na poça fundida [150]. Isto só é possível, tendo em vista que o arco possui boa característica de resposta dinâmica, não apresentando restrições dentro do espectro ultrassônico [129,150,84].

No método de Wu *et al.* [151], o arco com excitação ultrassônica é obtido por intermédio de uma corrente contínua (corrente principal de soldagem) e uma corrente pulsada com frequência de pulsação superior a 20 kHz (corrente de excitação

ultrassônica). A corrente contínua é proveniente de uma fonte de soldagem convencional, enquanto que a corrente pulsada provém de outra fonte de energia, capaz de realizar o chaveamento da corrente em altas frequências. A corrente com frequência de pulsação ultrassônica é então modulada à corrente contínua, para assim, formar a corrente que passa pelo arco de soldagem. Esta modulação da corrente é conseguida conectando-se, em paralelo, os cabos de corrente das duas fontes de soldagem, conforme mostra a Figura 52.

Figura 52 – Diagrama esquemático do método com excitação ultrassônica pela modulação da corrente de soldagem



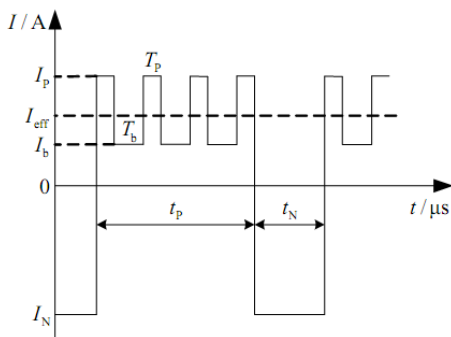
Fonte: Adaptado de Lei *et al.* [152].

Neste método, a principal fonte de energia do arco é proveniente da corrente contínua, enquanto que a corrente pulsada com frequências no campo do ultrassom é responsável por dar origem à característica ultrassônica do arco, sendo pouco significativa a sua contribuição para o aporte de calor à peça. Assim, com a utilização de duas fontes distintas os controles do aporte de calor e da emissão ultrassônica se tornam independentes.

2.3.2.1 Variantes da aplicação do método da pulsação ultrassônica

Variações do método proposto por Wu *et al.* [151] são encontradas na literatura em trabalhos mais recentes. Cong *et al.* [153,154] empregaram na soldagem TIG uma corrente pulsada, em frequências ultrassônicas, associada à fonte principal de corrente alternada e de menor frequência de pulsação. Nesta variante, a pulsação ultrassônica da corrente é modulada somente durante os períodos de pulso positivo da corrente pulsada alternada, dando origem a um pulso híbrido, conforme a denominação dada pelos autores (Figura 53).

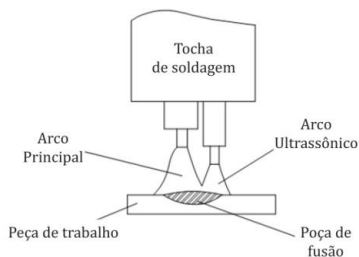
Figura 53 – Diagrama esquemático da forma de onda da corrente pulsada alternada com pulso híbrido ultrassônico



Fonte: Qi *et al.* [154].

Wang *et al.* [142] combinaram o método de arco excitado por ultrassom com o já conhecido duplo cátodo. Sua proposta consiste num arco principal em corrente contínua, assim como o que é utilizado na soldagem TIG tradicional, sendo este a principal fonte de calor para realizar a fusão do metal de base. E outro, de menor intensidade, porém, com corrente pulsada em frequências de pulsação ultrassônicas, conforme concebido por Wu *et al.* [151], com a função de introduzir energia ultrassônica na poça fundida. Estes dois arcos são estabelecidos um próximo ao outro, dando origem a um único arco híbrido atuando numa única poça fundida, conforme mostra a Figura 54.

Figura 54 – Diagrama esquemático do método duplo cátodo com excitação ultrassônica



Fonte: Adaptado de Wang e Hong [142].

Conforme pode se observar, todas as formas aqui apresentadas de introduzir energia ultrassônica na soldagem a arco, utilizando o próprio arco voltaico como fonte de emissão de ultrassom, faz uso do mesmo conceito. Este conceito baseia-se no método desenvolvido por Wu *et al.* [151], que consiste em modular a corrente de soldagem uma corrente com frequência de pulsação acima de 20 kHz, denominada de corrente de excitação ultrassônica. Em vista disso, a aplicação deste método não condiciona à operação de soldagem nenhuma limitação quanto às dimensões da peça de trabalho e ao deslocamento da tocha de soldagem, nem tampouco, exige requisitos especiais em relação ao projeto da tocha e das juntas de soldagem. Assim, para viabilizar a aplicação deste método, basta que o equipamento de soldagem seja capaz de empregar a corrente de excitação ultrassônica. Em vista disso, é possível encontrar na literatura a aplicação deste método em outros processos de soldagem, como no plasma melt-in [155-157], plasma key-hole [158], arco submerso [159,160] e, inclusive, em processos de revestimento como é o caso do processo de revestimento por plasma [161] e da aspersão térmica [162,163]. Em relação a este último, de acordo com He *et al.* [162] e Hao *et al.* [163] o emprego do ultrassom melhorou a atomização durante o processo de spray, reduzindo efetivamente a granulometria das partículas fundidas, melhorando, assim, sua uniformidade. Aumento de resistência na adesão do revestimento também é relatado por Hao *et al.* [163] no processo de aspersão térmica e por Ma *et al.* [161] no revestimento por plasma.

2.3.2.2 Efeitos da introdução do ultrassom na soldagem a arco devido à oscilação da corrente

Nos casos onde o arco atua como fonte de energia ultrassônica devido à pulsação da corrente, resultados experimentais mostra que a pressão sonora oriunda do arco aumenta linearmente com a corrente de excitação ultrassônica [129]. Além disso, a vibração das partículas no plasma sobre influência do campo ultrassônico pode aumentar a velocidade instantânea e a condutividade térmica dessas partículas. O efeito da vibração das partículas no plasma contribui para a constrição do arco e, assim, para uma maior densidade de corrente que tende a aumentar a penetração da solda [130]. Esta constrição do arco é relatada por Cong *et al.* [164] e Qi *et al.* [154], como resultado da modulação da corrente de pulsação ultrassônica durante os períodos de pulso positivo da corrente pulsada alternada no processo TIG, o

que resulta numa maior pressão do arco e aumento da densidade de energia do mesmo. Ainda segundo Qi *et al.* [154], esta pressão do arco é dependente da frequência de pulsação, sendo que o seu valor máximo é obtido para frequência de 40 kHz. Já Cong *et al.* [165] afirmam que, além de melhorar a penetração da solda, a ação de limpeza catódica é significativamente melhorada com o aumento da frequência de pulsação ultrassônica.

De acordo com os resultados de Wang *et al.* [142], o emprego do ultrassom, além de aumentar a estabilidade do arco na soldagem com duplo cátodo, também contribui para aumentar a eficiência do processo de soldagem. Este aumento de eficiência também é citado por Wu *et al.* [166] na soldagem a arco submerso empregando excitação ultrassônica. Já He *et al.* [167], utilizando a tenacidade como critério de avaliação, afirmam que o desempenho da junta soldada está relacionada, tanto com a frequência, quanto com a energia de excitação do arco, indicando a existência de um espectro de energia onde a performance da junta é significativamente melhorada.

Em relação às características dimensionais do cordão de solda, Zhou *et al.* [168] afirmam que a largura da solda diminui à medida que a frequência e a energia de excitação ultrassônica aumentam. Do mesmo modo, Qi *et al.* [169], na soldagem do aço inoxidável 0Cr18Ni9Ti, mostram que na medida em que a frequência de pulsação aumenta, diminui a largura do cordão, enquanto a penetração da solda aumenta. Este aumento de penetração da solda com a frequência também é obtido por Qi *et al.* [154] ao empregar a corrente de excitação ultrassônica durante o período positivo da corrente, na soldagem TIG alternada de uma liga de alumínio do tipo 2219. Contudo, de acordo com os seus resultados, a largura do cordão de solda também aumenta com a frequência de pulsação da corrente.

Quando é considerado o desempenho operacional da soldagem em projetos de engenharia, as questões mais importantes são as propriedades mecânicas do metal de solda, a integridade da junta soldada e a soldabilidade [170]. Estas questões estão intimamente relacionadas com a microestrutura do metal de solda [140]. Assim, é possível encontrar na literatura uma grande quantidade de trabalhos que relatam que a microestrutura com grãos refinados não somente reduz a susceptibilidade às trincas [171-174], mas também melhora as propriedades mecânicas do metal de solda como dureza, ductilidade [150], resistência à tração e resistência à fadiga. Neste contexto, a introdução de energia ultrassônica na poça fundida tem se mostrado um método promissor de aumento da qualidade das soldas resultantes.

Em diversos trabalhos é descrita a obtenção de um notável refino de grãos na zona fundida [175-178] com tendência à formação de grãos equiaxiais [168] como resultado da introdução da excitação ultrassônica no arco. Zhang *et al.* [179] investigaram o efeito do refino de grãos na solda para uma ampla faixa de frequências de excitação ultrassônica. Seus resultados indicam que o refino de grãos é efetivo somente em determinadas frequências, neste caso, 30 kHz, 50 kHz e 80 kHz, atribuindo isto à ressonância existente entre a excitação externa e a poça fundida [151]. Com base no trabalho de Zhang *et al.* [179], Chen *et al.* [180] adotaram uma frequência de 50 kHz e obtiveram resultados que mostram que o ultrassom, além de reduzir o tamanho das ripas martensíticas, produz uma distribuição mais fina e uniformemente distribuída de precipitados de carboneto $M_{23}C_6$, efeito este, que também é relatado por Chen *et al.* [181]. Resultados semelhantes são relatados por Lei *et al.* [176] na soldagem plasma da liga SiCp/6061Al, empregando a liga Ti-6061Al como material de adição, onde compostos como TiC e TiN, foram significativamente refinados, ao mesmo tempo em que sua distribuição aumentou expressivamente.

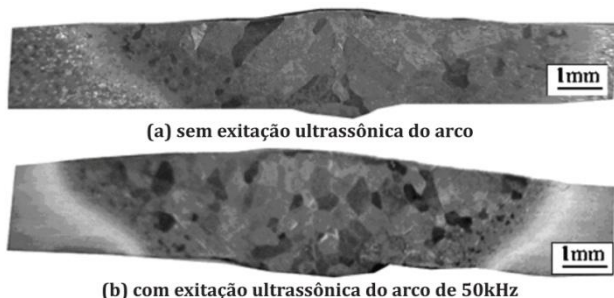
Lei *et al.* [182], também na soldagem plasma da liga SiCp/6061Al, investigaram o efeito de refino de grãos para frequências de excitação ultrassônica de 25 kHz a 80 kHz e correntes com amplitude de até 20 A. De acordo com os seus resultados, as fases Al_3Ti foram nitidamente refinadas, com tamanhos de grão de 10-20 μm para frequência de 30 kHz e 5-10 μm para frequência de 50 kHz, contrastando com o tamanho de 20-40 μm obtido sem a excitação ultrassônica. Além disso, quando submetidas ao ensaio de tração, as amostras realizadas com frequência de 50 kHz apresentaram os melhores resultados. Além do refino da fase Al_3Ti , Lei *et al.* [156] relatam uma redução significativa de segregação intergranular de partículas ricas em Si com o aumento da frequência. Neste contexto, Lei *et al.* [155] e Xue *et al.* [157] observaram que quando a frequência de pulsação não pertence ao grupo das frequências ditas de ressonância, a introdução do ultrassom apenas conduz ao refinamento da fase recém-criada de Al_3Ti . Já, quando são utilizadas frequências de pulsação pertencente ao grupo das frequências de ressonância, além do refino, uma dispersão e distribuição homogênea da fase Al_3Ti são observadas. Este resultado concorda com o que é descrito por Lei *et al.* [158] na soldagem plasma key-hole. Segundo os autores, o arco com excitação ultrassônica nas frequências de ressonância é mais eficiente do que aqueles em frequências não ressonantes no que se

refere à redução do tamanho de grão e a homogeneização da microestrutura.

He *et al.* [183], na soldagem a arco submerso, também descrevem a redução do tamanho dos grãos na zona fundida e o estreitamento da zona de grãos grosseiros. Esta redução do tamanho de grãos, juntamente com o estreitamento da zona de grãos grosseiros também é relatada por Qi *et al.* [184], na soldagem TIG do aço inoxidável austenítico 1Cr18Ni9Ti. Wu *et al.* [185] também atribuem ao arco ultrassônico o refino de grãos obtido na soldagem de aço carbono e de titânio, melhorando, assim, a ductilidade e a resistência à fadiga das juntas soldadas. Wang *et al.* [142], na soldagem TIG com duplo cátodo, ao aplicar corrente com pulsação ultrassônica de amplitude de 10 A, razão cíclica de 50% e frequência de 53 kHz também obtiveram um refino de grão na microestrutura do aço inox AISI 304. Ainda de acordo com Wang *et al.* [186], além de refinar a microestrutura, o emprego deste método pode melhorar efetivamente as propriedades de tração das soldas.

Análises metalográficas mostram que, além do significativo refino de grão obtido com excitação ultrassônica na soldagem por arco submerso do aço 09MnNiDR, mais ferrita acicular aparece na zona fundida [159-160,166,175] enquanto que diminui a quantidade de ferrita proeutetóide [187]. Zhang *et al.* [150], ao empregarem corrente de excitação ultrassônica de 15 A com frequência de 50 kHz, observaram uma mudança considerável da estrutura dos grãos de lamelar para ferrita acicular, o que resultou num aumento de resistência mecânica de 6% a 11%. Os resultados obtidos por Cong *et al.* [153,188] e Qi *et al.* [189], na soldagem TIG com corrente alternada da liga de alumínio 2219-T87, mostram que a utilização de pulso ultrassônico durante os períodos de pulso positivo da corrente alternada, promove a mudança dos grãos grosseiros na zona fundida para equiaxiais finos, acarretando num aumento da resistência a tração de cerca de 22%. Cong *et al.* [190], na soldagem da liga de alumínio 5A06 com frequência de pulsação de 40 kHz, afirmam a obtenção de taxas de resistência a tração e percentual de alongamento da solda de 95,8% e 84,8%, respectivamente, em relação ao metal de base. Mudança dos grãos colunares grosseiros em equiaxiais também é relatada por He *et al.* [129] na soldagem da liga Ti-6Al-4V, utilizando frequência de excitação de 50 kHz e corrente de excitação de 10 A (Figura 55).

Figura 55 – Macroestrutura da junta Ti-6Al-4V soldada (a) sem ultrassom e (b) com ultrassom



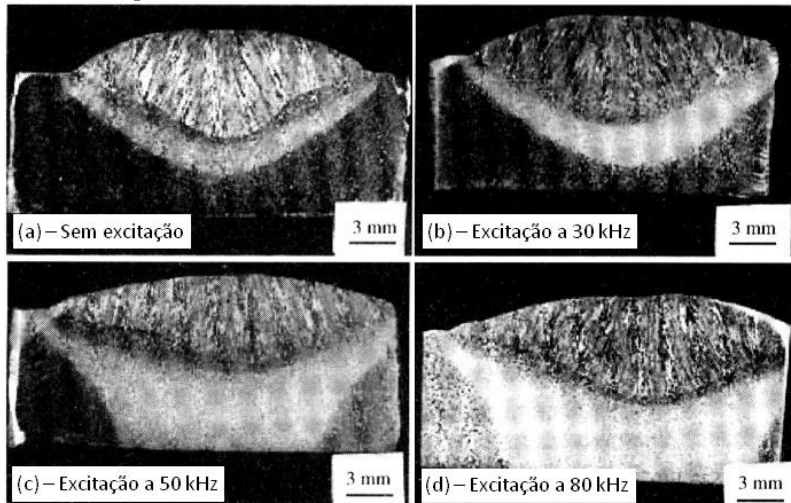
Fonte: Adaptado de He *et al.* [129].

Segundo as informações presentes na literatura, a vibração ultrassônica também tem influência significativa sobre a zona parcialmente fundida (ZPF) e a zona afetada pelo calor (ZAC). Segundo Zhang *et al.* [150] e He *et al.* [191] a vibração ultrassônica acelera a condução de calor e, como resultado, aumenta a taxa de resfriamento da solda fazendo com que o metal permaneça durante um tempo menor acima da temperatura AC3, reduzindo, assim, o tamanho dos grãos na zona parcialmente fundida. Neste contexto, Zhang *et al.* [159], na soldagem com arco submerso, relata a obtenção do refino da microestrutura de grãos grosseiros na zona parcialmente fundida. Além disso, de acordo com Zhang *et al.* [150] a vibração ultrassônica quebra os filmes óxidos presente na interface sólido/líquido durante a solidificação e, devido ao fluxo turbulento desenvolvido próximo desta interface, promove o desprendimento dos grãos parcialmente fundidos do metal de base imediatamente adjacente à poça fundida.

Como regra geral, é desejável que a ZAC seja mais estreita possível. Entretanto, de acordo com os resultados de Zhang *et al.* [150], a área da ZAC cresce na medida em que a excitação ultrassônica aumenta (Figura 56). Segundo estes autores, isto é decorrente da compressão e expansão periódica da matriz metálica devido à propagação do ultrassom. Assim, durante a compressão, o volume de uma determinada região da matriz decresce acarretando num aumento de temperatura local, enquanto que na expansão ocorre o efeito contrário. Este gradiente de temperatura entre as áreas de compressão e expansão promove a transferência de calor na matriz, responsável pelo aumento do tamanho da ZAC. Contudo, ao analisar a microestrutura desta região, Zhang *et al.* [150] observaram que a zona

afetada pelo calor possuía uma estrutura de grãos mais finos, com tamanho de grão 50% menor do que os obtidos sem ultrassom e com melhores propriedades mecânicas do que o metal de base. Em relação às propriedades da ZAC, Wu et al. [166] também afirmam que a resistência ao impacto do aço 09MnNiDR, nesta região, foi melhorada em cerca de 50% com o emprego da soldagem ultrassônica em 50 kHz.

Figura 56 – Influência da frequência de pulsação ultrassônica no tamanho da zona afetada pelo calor



Fonte: Zhang *et al.* [150].

2.3.2.3 Considerações práticas acerca da pulsação da corrente em frequências ultrassônicas

Conforme visto, diferentemente dos métodos que fazem uso dos transdutores tradicionais, nos casos onde o arco voltaico atua como a fonte de energia ultrassônica, os efeitos mais marcantes relatados na literatura diz respeito aos aspectos metalúrgicos da solda. Desses efeitos, os mais acentuados são o refino de grãos e a mudança da microestrutura da solda. Não obstante, outros efeitos de ordem metalúrgica também são relatados, como a capacidade de homogeneização e melhor dispersão de partículas de segunda fase, além da possibilidade de melhores características nas zonas parcialmente fundida e afetada pelo calor.

Ao contrário dos métodos que utilizam os transdutores do tipo mecânicos, onde o ultrassom pode ser introduzido livremente na soldagem independente da forma de onda e da polaridade da corrente, neste método a de serem considerados os aspectos elétricos relativos à obtenção da corrente de excitação ultrassônica e sua modulação à corrente principal de soldagem. Com base nisso, surgem dois desafios a serem suplantados com a aplicação desta técnica. O de conceber fontes de soldagem com características dinâmicas tal que a taxa de variação da corrente permita a sua oscilação em elevadas frequências, e o desenvolvimento da tecnologia envolvida na modulação entre esta corrente e a corrente principal de soldagem, principalmente nos casos onde a corrente de soldagem é alternada.

Além disso, várias questões ainda precisam ser estudadas e melhor compreendidas, tais como a influência dos efeitos inerentes à oscilação da corrente em elevadas frequências, que surgem devido à indutância do circuito de soldagem, sobre a resposta dinâmica da corrente ultrassônica e o desenvolvimento de meios tecnologicamente viáveis que permitam a aplicação deste método no âmbito industrial.

3 OBJETIVOS E JUSTIFICATIVAS

3.1 OBJETIVOS

Conforme visto nos trabalhos de vários autores, o emprego do ultrassom na soldagem TIG, utilizando o próprio arco como um mecanismo de emissão de energia ultrassônica, é uma técnica relativamente nova, mas que se mostra potencialmente promissora no que se refere a resultados benéficos sobre a microestrutura e propriedades da solda. Isto, atrelado à constante busca da indústria por processos mais produtivos e capazes de oferecer melhores resultados operacionais, associado ao baixo nível de ruído gerado pelo arco pulsado mediante o uso de frequências de pulsação maiores que 20 kHz, constituem a motivação para a realização do presente trabalho, que possui como objetivo geral, o de desenvolver a tecnologia de equipamento necessária para a condução do trabalho, bem como realizar um estudo preliminar da soldagem TIG com pulsação da corrente em frequências ultrassônicas.

Assim, com o intuito de atingir de forma completa e sistemática o objetivo geral deste trabalho, são propostos os seguintes objetivos específicos:

- Projetar, construir e validar uma fonte de soldagem dotada de características dinâmicas, tal que a taxa de variação da corrente permita a sua oscilação em elevadas frequências, necessárias para conseguir a excitação ultrassônica do arco;
- Conceber uma bancada de ensaios adequada para a realização dos experimentos;
- Conceber um aparato destinado à medição da pressão do arco;
- Avaliar os efeitos das variáveis relativas à corrente de excitação ultrassônica sobre algumas das características físicas do arco (tensão e pressão);
- Avaliar os efeitos da frequência, amplitude e forma de onda da corrente de excitação ultrassônica sobre as características dimensionais (largura e penetração) e metalúrgicas do cordão de solda.

3.2 JUSTIFICATIVAS

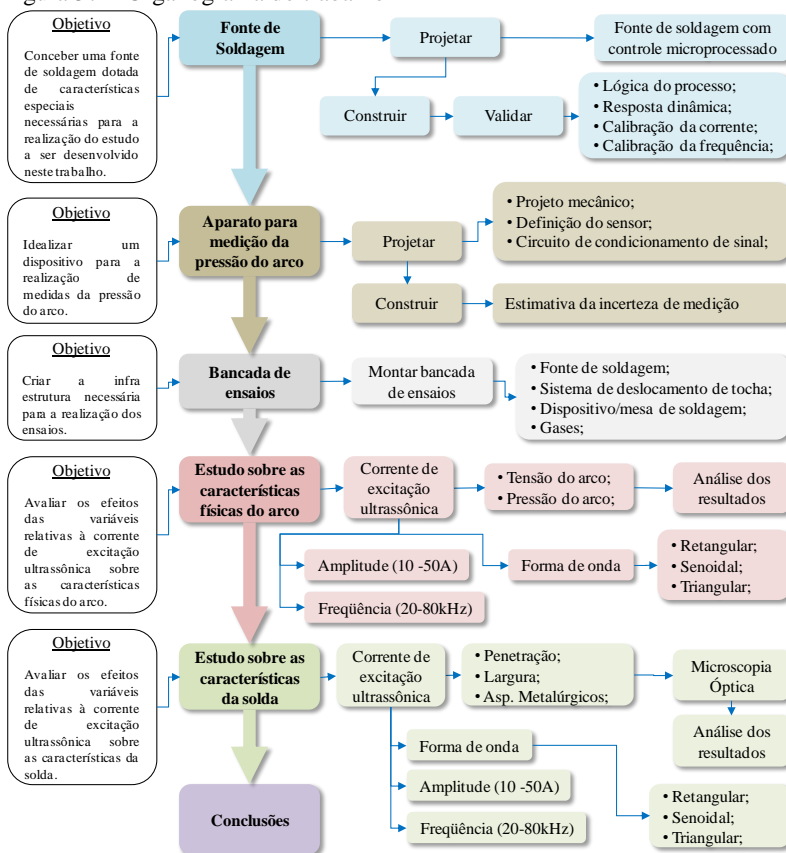
Naturalmente, por se tratar de uma tecnologia recente, ainda são poucos os trabalhos encontrados na literatura que abordam, especificamente, o emprego da pulsação da corrente em frequências ultrassônicas na soldagem TIG. Além disso, os trabalhos presentes na bibliografia pesquisada são todos de origem exclusivamente chinesa, cujos textos completos são difíceis de obter (mesmo mediante compra) e de difícil tradução, pois são pouquíssimas as pessoas que tem, ao mesmo tempo, o domínio da língua chinesa e o conhecimento técnico necessário para interpretar tais documentos.

Contudo, apesar da escassez de informações disponíveis na literatura a respeito da utilização desta técnica, principalmente aquelas relacionadas à tecnologia do equipamento no que se refere às características dinâmicas e forma de onda da corrente pulsada, nas fontes acessíveis, percebe-se, por intermédio dos resultados apresentados, um grande potencial referente ao emprego do ultrassom na soldagem TIG e os desdobramentos que podem surgir ao se realizar um estudo que promova um melhor e mais aprofundado entendimento dos seus efeitos. Demandando assim, especial atenção à técnica citada, que está em fase de desenvolvimento e cujo conhecimento não esta sendo compartilhado de forma plena com a comunidade científica internacional.

4 DESENVOLVIMENTO

Com a finalidade de alcançar os objetivos propostos de forma mais eficiente, o presente trabalho foi estruturado em etapas, conforme sintetizado pelo organograma da Figura 57, cada qual planejada de modo a criar subsídios e trazer novas informações para as etapas subsequentes. Para cada etapa são descritos os objetivos, além das tarefas em forma geral e detalhada.

Figura 57 – Organograma do trabalho



4.1 FONTE DE SOLDAGEM

Atualmente, há disponível no mercado mundial uma grande variedade de fontes de soldagem, cada qual dotada de características particulares a fim de atender a uma ou várias aplicações específicas. Deste modo, é possível encontrar desde fontes simples, compostas por apenas um transformador, até fontes eletrônicas multiprocesso com controle digital da corrente. Contudo, tais equipamentos nem sempre se constituem como melhor opção a ser empregada num trabalho científico, uma vez que determinadas pesquisas demandam características específicas da fonte que não estão disponíveis comercialmente. Além disso, a utilização de um equipamento deste tipo num trabalho acadêmico, muitas vezes limita a criatividade, não se podendo ir além do que o projeto do equipamento permite. Pensando nisso, no presente trabalho, em que vai ser estudada a introdução da corrente de excitação ultrassônica na soldagem TIG e os efeitos por ela produzidos no arco voltaico e na solda, foi desenvolvida uma fonte de soldagem especial, com flexibilidade suficiente para permitir expandir e aprofundar o conhecimento relativo ao emprego desta técnica.

4.1.1 Contextualização tecnológica

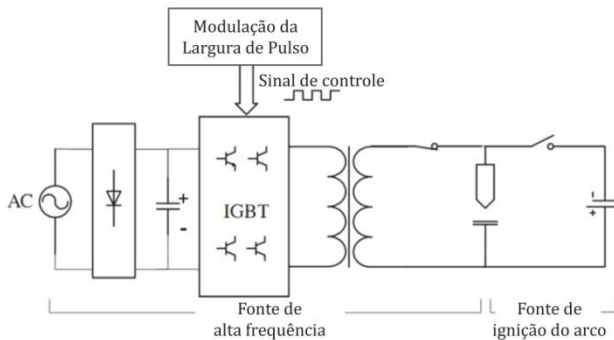
Ao se desenvolver fontes de soldagem com elevadas frequências de pulsação da corrente, como é o caso das fontes destinadas à aplicação do método do arco com excitação ultrassônica da corrente, devem ser considerados os aspectos elétricos relativos à obtenção da corrente pulsada e os efeitos inerentes às indutâncias do circuito de soldagem. Neste contexto, surgem alguns desafios a serem superados, a saber, o de conceber fontes de soldagem com características dinâmicas tais que permitam a variação da corrente nas elevadas taxas inerentes à sua oscilação em elevadas frequências e, especificamente no caso do método do arco com excitação ultrassônica, o desenvolvimento da tecnologia envolvida na modulação entre a corrente de excitação ultrassônica e a corrente principal de soldagem, principalmente nos casos onde a corrente de soldagem é alternada, o que torna esta modulação sensivelmente mais complexa.

No texto que segue, busca-se situar o leitor no contexto da tecnologia envolvida nos equipamentos de soldagem com alta velocidade de resposta da corrente. O normal seria fazer esta

abordagem no capítulo da revisão bibliográfica. Entretanto, devido à escassez de trabalhos na literatura que abordam este tema sob a ótica da soldagem³, não se consegue compor uma revisão bibliográfica como esta deveria ser. Outro fator agravante reside no fato de que nos poucos trabalhos que se tem acesso, as informações nem sempre estão completas. Somente em alguns deles são apresentadas a topologia do circuito, bem como as aquisições das formas de onda da corrente. Os trabalhos de Morisada *et al.* [192], Onuki *et al.* [193] e Zeng *et al.* [126] são exemplos dessas poucas referências onde as informações são apresentadas de forma completa.

Morisada *et al.* [192] desenvolveram uma fonte de soldagem destinada ao processo TIG, com o intuito de realizar a pulsação da corrente em frequências ultrassônicas (20 kHz ou mais) utilizando transistores de potência do tipo IGBT. Estes transistores, extremamente rápidos, foram empregados de modo a conceber uma fonte do tipo inversora (Figura 58), capaz de fornecer uma corrente de soldagem alternada de onda retangular.

Figura 58 – Diagrama esquemático da fonte de soldagem desenvolvida por Morisada *et al.*



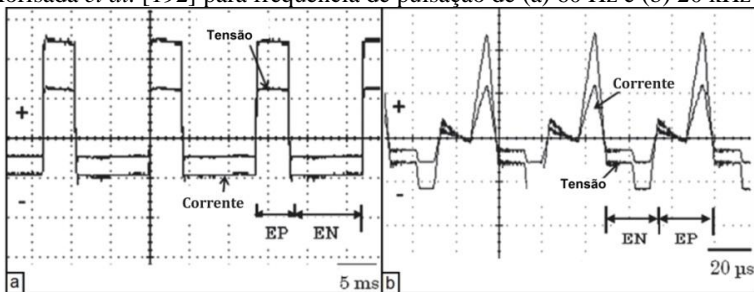
Fonte: Adaptado de Morisada *et al.* [192].

Na Figura 59 é possível observar as formas de onda da tensão e da corrente obtidas por Morisada *et al.* [192]. Conforme pode ser visto, a fonte de soldagem desenvolvida possui velocidade de resposta suficiente para reproduzir a forma de onda retangular para a frequência de pulsação de 60 Hz (Figura 59a). Contudo, ao ser

³ Quando se trata do desenvolvimento de estruturas de potência, a abordagem da maioria dos trabalhos presentes na literatura está associada à eletrônica de potência.

empregada uma frequência de pulsação de 20 kHz (Figura 59b), o equipamento não foi capaz de realizar a pulsação da corrente sem, entretanto, distorcer sua forma de onda. Este resultado está associado à relativa baixa velocidade de resposta do equipamento de soldagem, principalmente dado ao fato do chaveamento da corrente ocorrer no primário do transformador.

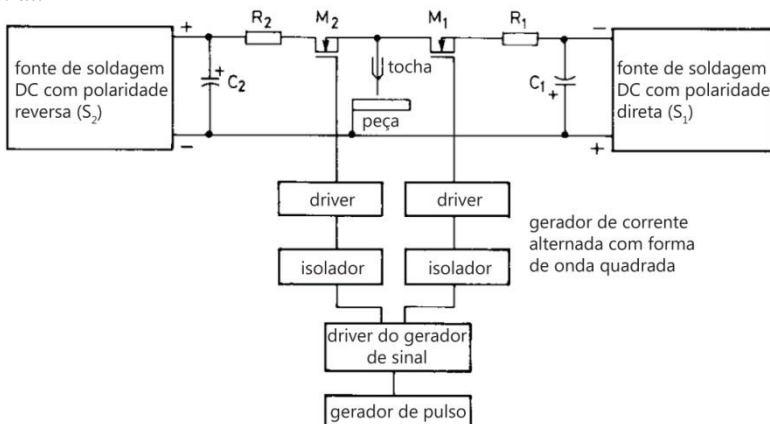
Figura 59 – Formas de onda da corrente e tensão obtidas por Morisada *et al.* [192] para frequência de pulsação de (a) 60 Hz e (b) 20 kHz



Fonte: Adaptado do Morisada *et al.* [192].

Com o intuito de conceber uma fonte de soldagem de corrente alternada também com forma de onda retangular, Zeng *et al.* [126] empregaram transistores MOSFET de potência para conseguir frequências de pulsação de até 20 kHz, conforme mostra a Figura 60.

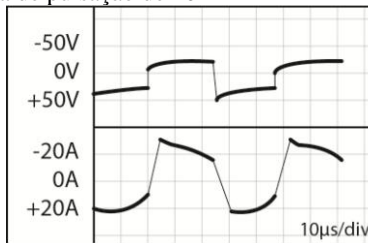
Figura 60 – Diagrama esquemático da fonte de soldagem proposta por Zeng *et al.*



Fonte: Adaptado de Zeng *et al.* [126].

Sua estrutura de potência faz uso de duas fontes DC convencionais, conectadas uma invertida em relação à outra, e um circuito gerador do sinal de referência. Este sinal de referência é então tratado para dar origem a dois sinais complementares que serão utilizados para controlar os MOSFET's. Deste modo, ao se realizar o acionamento complementar desses MOSFET's têm-se, como resultado, uma corrente alternada com forma de onda retangular percorrendo o circuito de soldagem. Ensaios de soldagem, empregando frequências de pulsação da corrente de até 20 kHz, foram realizados por Zeng *et al.* [126] com o processo TIG. O resultado obtido para a frequência de 20 kHz é apresentado na Figura 61. De acordo com os seus resultados, a taxa de transição da corrente da polaridade positiva para negativa foi cerca de 10 A/ μ s e da polaridade negativa para positiva cerca de 6 A/ μ s.

Figura 61 – Oscilogramas da tensão e corrente de soldagem obtidos por Zeng *et al.* para frequência de pulsação de 20 kHz



Fonte: Adaptado de Zeng *et al.* [126].

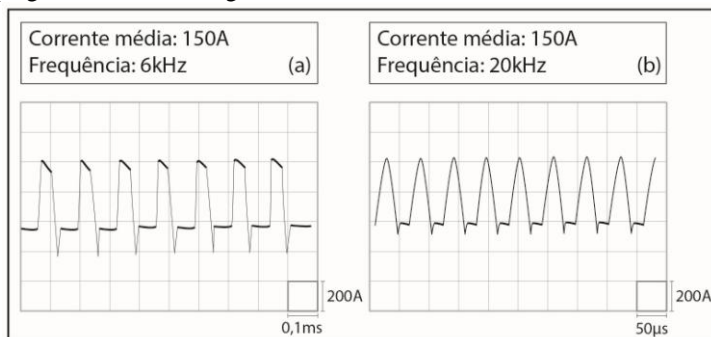
Também utilizando a tecnologia dos IGBT's, Onuki *et al.* [193] propuseram uma fonte de soldagem de elevada frequência de pulsação com altos valores de corrente de pulso. Seu equipamento consiste, basicamente, numa fonte DC de 140 V⁽⁴⁾ conectada a uma estrutura de potência conhecida como ponte H. Assim, ao empregarem esta estrutura de potência na saída do equipamento, com a finalidade de reduzir a influência da indutância do circuito, contribuíram para aumentar a resposta dinâmica associada à corrente de soldagem.

Exemplos de correntes de soldagem obtidas por Onuki *et al.* [193] são apresentados na Figura 62. Conforme pode ser observado, para a frequência de pulsação de 20 kHz a corrente adquire uma forma de onda triangular, em vez de retangular. Isto, naturalmente, é devido

⁴ Esta elevada tensão tem por objetivo aumentar a taxa de subida e descida da corrente.

à relativa baixa taxa de transição da corrente, que apesar de não ser informada explicitamente no trabalho, pode ser estimada através do gráfico em $25 \text{ A}/\mu\text{s}$.

Figura 62 – Exemplos de correntes de soldagem obtidas por Onuki *et al.* ao empregar a fonte de soldagem desenvolvida



Fonte: Adaptado de Onuki *et al.* [193].

Há ainda na literatura trabalhos indexados em bases de dados do qual não se obteve acesso. Deste modo, não foi possível acessar o seu conteúdo completo, apenas às informações presentes nos seus respectivos resumos. Baseado nestas informações, Xu *et al.* [194] e Qi *et al.* [184] afirmam terem desenvolvido fontes de soldagem com taxas de transição da corrente de até $50 \text{ A}/\mu\text{s}$. Bojin *et al.* [189], ao desenvolverem uma fonte de soldagem que fornece uma corrente pulsada, com frequências acima de 20 kHz , modulada somente durante os períodos de polaridade positiva à corrente principal de soldagem alternada, relatam a obtenção de taxas de transição compreendidas entre 50 e $100 \text{ A}/\mu\text{s}$.

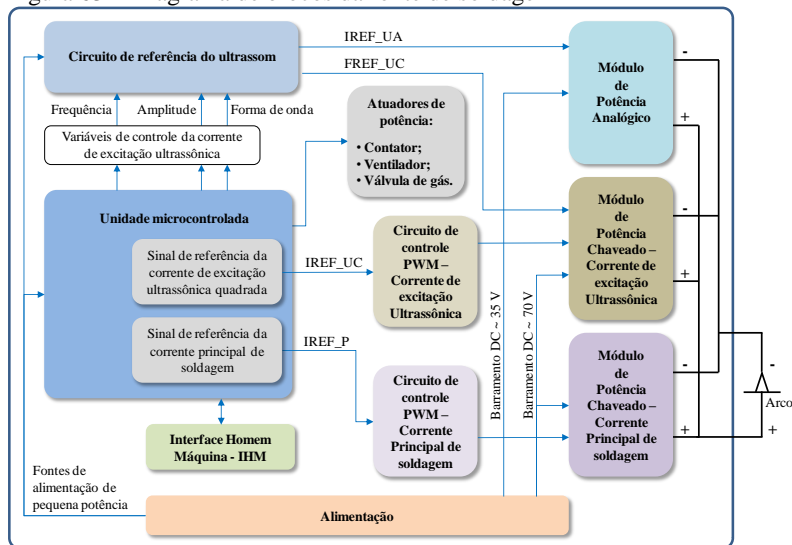
Conforme pode ser visto, nas fontes com pulsação em alta frequência que estão no topo do estado da arte, as máximas taxas de transição da corrente conseguidas são da ordem de 50 - $100 \text{ A}/\mu\text{s}$. Fontes de soldagem com estas características são classificadas como ultrarrápidas, sendo que os desenvolvimentos nesta área encontram algumas barreiras tecnológicas que tornam extremamente difícil a obtenção de maiores dinâmicas da corrente de soldagem. Uma delas é a própria tecnologia relacionada aos componentes eletrônicos, no que se refere à sua velocidade de comutação. Outro fator diz respeito aos efeitos indutivos inerentes a qualquer circuito elétrico quando sujeito a

elevadas di/dt , que fazem com que a transição da corrente seja naturalmente mais lenta.

4.1.2 Escopo do projeto

O projeto da fonte de soldagem foi realizado de modo a ter uma estrutura que permite obter correntes com diversas formas de onda, pulsadas em frequências ultrassônicas, com uma primeira aplicação para o processo TIG (o que não impede seu uso em outros processos). Para tanto, esta estrutura é composta por uma unidade microcontrolada, circuito de referência do ultrassom, dois circuitos de controle PWM para correntes chaveadas e três módulos de potência. Um módulo de potência analógico e dois módulos de potência chaveados. Estes são os principais blocos que foram desenvolvidos e interligados, conforme mostra a Figura 63, e cujos objetivos e características são descritos a seguir.

Figura 63 – Diagrama de blocos da fonte de soldagem

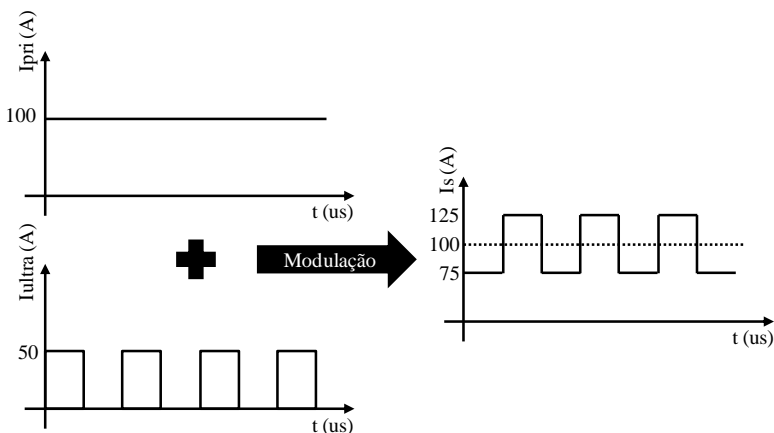


Conforme a concepção de projeto, a corrente de excitação ultrassônica é modulada à corrente principal de soldagem internamente na fonte. Com isso, ter-se-á apenas um circuito de corrente de soldagem. Do ponto de vista prático, isto é algo fundamental para a condução de pesquisa científica, uma vez que, ao

modular a corrente de excitação ultrassônica internamente, o próprio equipamento faz o controle da corrente média de soldagem. Isto se faz necessário, tendo em vista que as correntes de excitação ultrassônica não são alternadas e que, portanto, possuem uma corrente média diferente de zero.

Assim, ao ser ajustada uma dada corrente de soldagem (I_s), o equipamento irá atuar na corrente principal de soldagem (I_{pri}), de modo a compensar o valor médio da corrente de excitação ultrassônica modulada (I_{ultra}). Isto, com o intuito de manter o valor médio da corrente de soldagem igual ao valor da corrente principal de soldagem ajustada e, deste modo, não inferir no aporte de calor da soldagem, conforme mostra a Figura 64.

Figura 64 – Autoajuste da corrente média de soldagem realizada pela fonte de soldagem



Outra inovação do equipamento diz respeito à possibilidade de escolha entre três diferentes formas de onda da corrente de excitação ultrassônica: retangular, senoidal e triangular. Para tanto, foram empregados três diferentes módulos de potência.

Para possibilitar o fornecimento da corrente de excitação ultrassônica com formas de onda senoidal e triangular, foi necessário utilizar um módulo de potência analógico. Já para a corrente de excitação ultrassônica com forma de onda retangular, foi necessário o emprego de um módulo de potência chaveado para atingir uma dinâmica de resposta da corrente suficientemente grande para conseguir o referido formato de onda. O terceiro módulo de potência

diz respeito à corrente principal de soldagem. Este consiste também num módulo chaveado, porém, sem requisitos associados à dinâmica de resposta da corrente, devido à corrente principal de soldagem possuir as mesmas características da corrente empregada no processo TIG tradicional, ou seja, corrente constante ou corrente pulsada em baixas frequências (máximo de 5 Hz).

As saídas desses três módulos de potência foram conectadas internamente em paralelo para, deste modo, permitir a modulação das correntes e, assim, dar origem à corrente de soldagem com características ultrassônicas. Estes módulos de potência são descritos em detalhes na seção 4.1.3.

O módulo de potência analógico recebe o sinal de referência de corrente IREF-UA do circuito de referência do ultrassom para, assim, dar origem a corrente de excitação com formas de onda senoidal e triangular. Este circuito é comandado digitalmente pela unidade microcontrolada. Já o módulo de potência responsável pela corrente de excitação ultrassônica com forma de onda retangular, recebe o sinal de referência de corrente IREF_UC, gerado digitalmente pela unidade microcontrolada, e o sinal de referência de frequência de pulsação FREF_UC, proveniente do circuito de referência do ultrassom. Isto porque o sinal de referência de corrente (IREF_UC), gerado pela unidade microcontrolada, corresponde a uma corrente constante com valor igual ao valor de pico a pico da corrente de excitação ultrassônica retangular ajustada. A pulsação, de fato, é realizada por uma estrutura presente no módulo de potência, tendo como base o sinal de referência de frequência (FREF_UC).

O sinal de referência da corrente principal de soldagem (IREF_P) também é gerado digitalmente pela unidade microcontrolada e, posteriormente, entregue ao módulo de potência correspondente.

Cabe salientar que foi cogitada a geração do sinal de referência das correntes de excitação ultrassônica digitalmente pela unidade microcontrolada, assim como ocorre com a corrente principal de soldagem. No entanto, concluiu-se que isto não se constituiria na melhor solução, por demandar da unidade microcontrolada um elevado processamento devido à frequência de pulsação desses sinais.

Conforme pode ser observado, todo o gerenciamento do processo de soldagem é realizado pela unidade microcontrolada. Assim, uma vez definido um conjunto de variáveis de soldagem, a unidade microcontrolada gera os sinais de referência/controla necessários e habilita automaticamente os módulos de potência

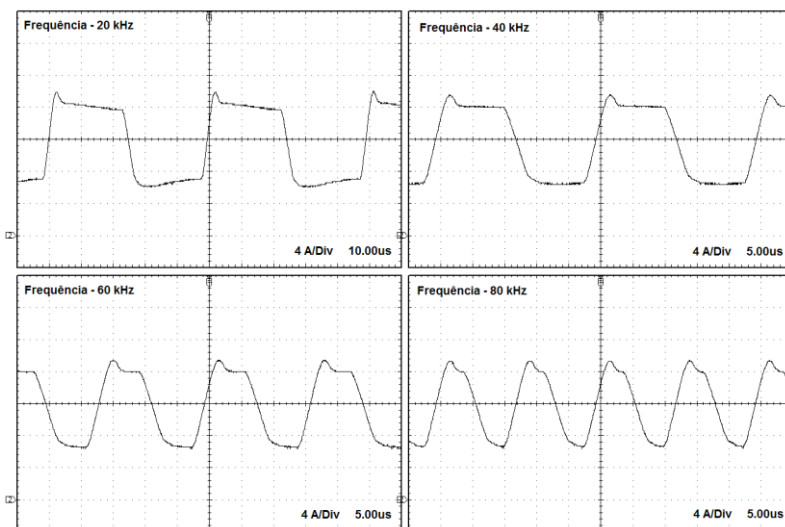
correspondentes. Logo, o controle da modulação da corrente de excitação ultrassônica torna-se algo inerente ao controle do próprio equipamento. Isto permite não só o corte no fornecimento da corrente de excitação ultrassônica, caso ocorra algum curto circuito durante a soldagem, como também proporciona ao equipamento características inéditas, como a possibilidade de modular correntes de excitação ultrassônica independentes nos períodos de base e de pulso da corrente principal de soldagem pulsada em baixas frequências, conforme discutido em detalhes na seção 4.1.5.2.

Por fim, a fonte de soldagem desenvolvida possui capacidade de fornecimento da corrente principal de soldagem de até 120 A e corrente de excitação ultrassônica com frequências de pulsação de 20 kHz a 80 kHz com amplitudes de pico a pico (tratada neste trabalho simplesmente como amplitude) de até 50 A. Assim, ao ajustar uma corrente de excitação ultrassônica com amplitude de 20 A modulada a uma corrente principal de soldagem constante de 100 A, ter-se-á uma corrente de soldagem com valores de pulso de 110 A e base de 90 A.

4.1.3 Unidade de potência

Inicialmente, foi previsto o desenvolvimento de uma fonte de soldagem composta por somente um módulo de potência analógico. Este módulo seria responsável por fornecer toda a corrente de soldagem, incluindo a realização da pulsação da corrente com formas de onda retangular, senoidal e triangular. Para tanto, a modulação da corrente de excitação ultrassônica à corrente principal de soldagem ocorreria diretamente no sinal de referência da corrente, antes de ser entregue ao módulo de potência. Entretanto, em ensaios preliminares, foi verificado que a dinâmica de resposta da corrente obtida com este módulo, não é suficiente para realizar a adequada pulsação da corrente com forma de onda retangular, conforme pode ser visto nas aquisições da Figura 65.

Figura 65 – Aquisições de corrente obtidos na carga para diferentes frequências de pulsação, ao utilizar módulo de potência analógico e forma de onda retangular



Conforme pode ser visto, à medida que a frequência de pulsação aumenta os efeitos da relativa baixa velocidade de resposta do equipamento são mais pronunciados. Este efeito é mais evidente na frequência máxima de pulsação do equipamento, 80 kHz. Nesta frequência, devido a esta dinâmica relativamente lenta da corrente, a forma de onda obtida foi distorcida a ponto de se aproximar, em muito, a uma onda senoidal/triangular e, portanto, não adequada aos propósitos deste trabalho.

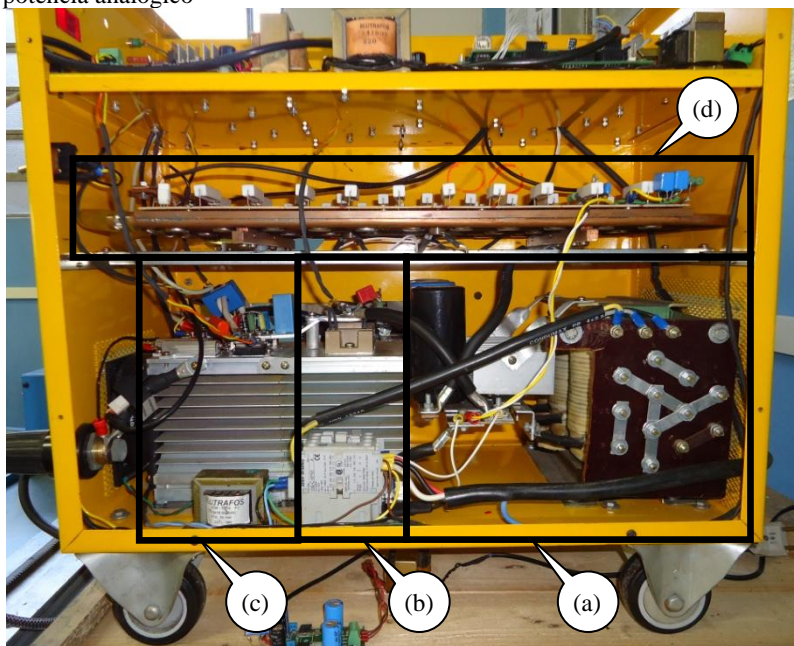
Após análises, foi verificada que esta dinâmica insuficiente se deve à característica de resposta dinâmica dos transistores utilizados no referido módulo. Diante disso, e das poucas perspectivas de se elevar a velocidade de resposta do equipamento empregando outros transistores do mesmo tipo⁵, optou-se por mudar a concepção da unidade de potência. Esta nova concepção contempla, além do módulo analógico, um segundo módulo de potência específico para realizar a pulsação da corrente com forma de onda retangular, empregando

⁵ No módulo de potência analógico foram utilizados transistores TJB operando na região linear, sendo que a resposta dinâmica conseguida é típica das obtidas com esse tipo de componente nas condições empregadas neste trabalho.

componentes especificamente destinados a realizar o chaveamento da corrente com elevadas taxas di/dt . Assim sendo, fez-se necessário prever a conexão elétrica entre as saídas desses dois módulos para permitir a modulação entre as correntes por eles fornecidas.

Dado que nesta nova concepção já era prevista a conexão elétrica entre módulos de potência distintos, e que ao obter a corrente principal de soldagem a partir do módulo de potência analógico, diminui a eficiência do equipamento e, associado a isso, tornam-se necessários meios de refrigeração mais eficientes devido ao baixo rendimento deste módulo, decidiu-se conceber um terceiro módulo de potência, chaveado, destinado a suprir a corrente principal de soldagem. Este foi o contexto que conduziu à concepção final da unidade de potência, composta por três módulos e apresentada na Figura 66.

Figura 66 – Unidade de potência desenvolvida. (a) Módulo de alimentação DC, (b) módulo de potência da corrente principal de soldagem, (c) módulo de potência da corrente pulsada com forma de onda retangular e (d) módulo de potência analógico



4.1.3.1 Módulo de alimentação DC

O módulo de alimentação DC desenvolvido resume-se a uma fonte de tensão constante de elevada potência. Esta tensão alimenta os módulos de potência, por intermédio de uma conexão conhecida como barramento, e o seu valor corresponde, aproximadamente, à tensão em vazio da máquina de solda.

Por se tratar de uma fonte de alimentação linear, esta é constituída por três estágios típicos deste tipo de circuito, são eles: transformação, retificação e filtragem. O estágio de transformação corresponde à adequação dos níveis de tensão presentes na rede elétrica, para os níveis apropriados à aplicação em soldagem, ou seja, valores que irão resultar em tensões em vazio da ordem de 40 a 80 V. Para esta função foi utilizado um transformador trifásico, com a entrada configurada em delta e a saída em estrela, cujas características elétricas são apresentadas na Tabela 1.

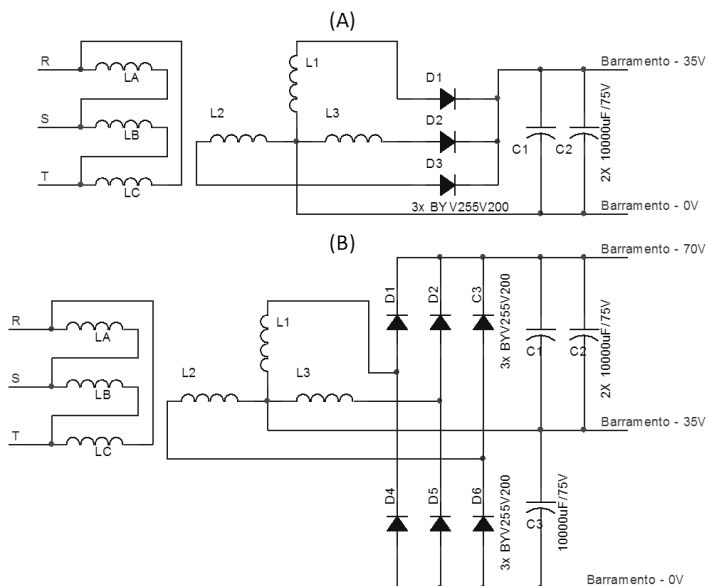
Tabela 1 – Características do transformador utilizado no módulo de alimentação DC

Transformador Trifásico				
Tensão de entrada* (VAC)	Tensão de saída (VAC)	Potência (kW)	Classe	Frequência (Hz)
220/380/440	~24	3	B	60

* Selecionado manualmente.

A retificação é responsável por converter a corrente alternada, proveniente do secundário do transformador, em corrente contínua. Inicialmente, foi concebido um retificador trifásico com ponto médio (Figura 67a), de modo a obter uma tensão de barramento de cerca de 35 V e, portanto, inferior à tensão V_{ce} máxima dos transistores empregados no módulo analógico. Todavia, já que com este valor de tensão de alimentação não se conseguiu atingir a velocidade de resposta da corrente esperada para o módulo de potência da corrente pulsada com forma de onda retangular, foi necessário utilizar maiores valores de tensão. Para este fim foi implementado um retificador trifásico de onda completa (Figura 67b), conhecido como ponte de Graetz, que é uma das estruturas mais empregadas industrialmente [195].

Figura 67 – (a) Retificador trifásico com ponto médio concebido inicialmente e (b) retificador trifásico de onda completa implementado posteriormente



O ponto chave que permitiu a obtenção simultânea de uma relativa baixa tensão de alimentação para o módulo analógico e uma tensão consideravelmente maior para o módulo chaveado, está centrado no fato de que esta estrutura pode ser considerada como uma associação em série de dois retificadores trifásicos de ponto médio [195]. Com isso, ao se fazer uso do ponto médio nesta estrutura, foi possível obter uma fonte de alimentação com duas tensões de barramento. Uma de 35 V, destinada à alimentação do módulo de potência analógico, e outra de 70 V, para a alimentação dos módulos de potência chaveados.

O filtro tem a função de estabilizar os níveis de tensão, dando origem a uma tensão contínua constante. No presente caso, foram utilizados três capacitores de 10.000 μF , um para a fonte de 35 V e outros dois, em paralelo, para a fonte de 70 V. Na Figura 68 é possível identificar cada um dos estágios discutidos anteriormente.

Figura 68 – Módulo de alimentação DC desenvolvido



4.1.3.2 Módulo de potência analógico

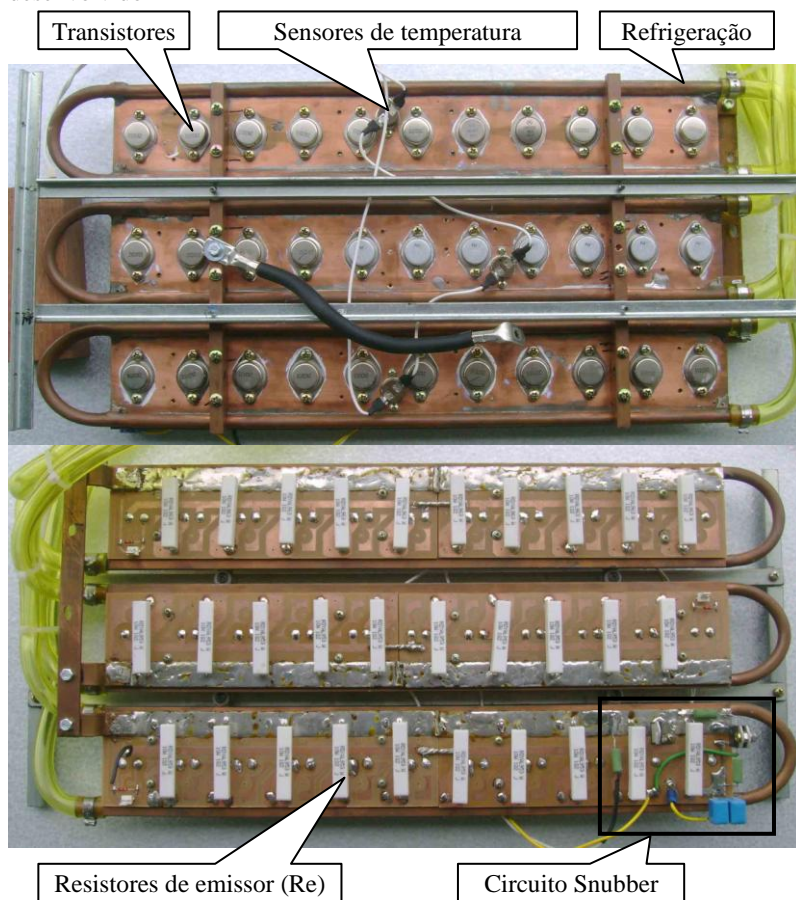
Ao longo dos anos as fontes de soldagem analógicas se tornaram cada vez mais raras, em virtude de sua baixa eficiência elétrica, sendo substituídas pelas fontes chaveadas. Contudo, na fonte de soldagem desenvolvida neste trabalho é empregado um módulo de potência analógico, por permitir reproduzir em sua saída qualquer forma de onda da corrente de soldagem, desde que esteja dentro de sua faixa de resposta. Com o emprego de um módulo de potência como este se pretende abrir a possibilidade de realizar estudos inéditos quanto à influência da forma de onda da corrente de excitação ultrassônica senoidal e triangular sobre as características físicas do arco voltaico e as propriedades resultantes da solda.

Esta baixa eficiência elétrica inerente às fontes de soldagem analógicas é decorrente do fato de que nesta os transistores operam na região linear, semelhante ao que acontece nos amplificadores de áudio, e, portanto, sujeitos a elevados patamares de dissipação de energia. Com base nisso, o módulo de potência analógico desenvolvido foi concebido em cobre, com o intuito de viabilizar a troca de calor de forma mais eficiente e, assim, preservar a integridade dos transistores empregados, bem como expandir a capacidade do fator de trabalho do equipamento.

A estrutura mecânica no qual o módulo se baseia é composta por três placas de cobre refrigeradas a água. Os transistores de potência (2N3055), que possuem um encapsulamento específico para

ser montado sobre dissipadores de calor, foram fixados sobre estas placas, conforme mostra a Figura 69. A refrigeração destas placas é feita mediante tubos de 9,5 mm de diâmetro, também de cobre, brasados em canaletas usinadas nas duas laterais de cada placa. O objetivo das canaletas foi o de obter uma maior área de contato e, portanto, uma troca de calor mais eficiente (Figura 69).

Figura 69 – Faces inferior e superior do módulo de potência analógico desenvolvido



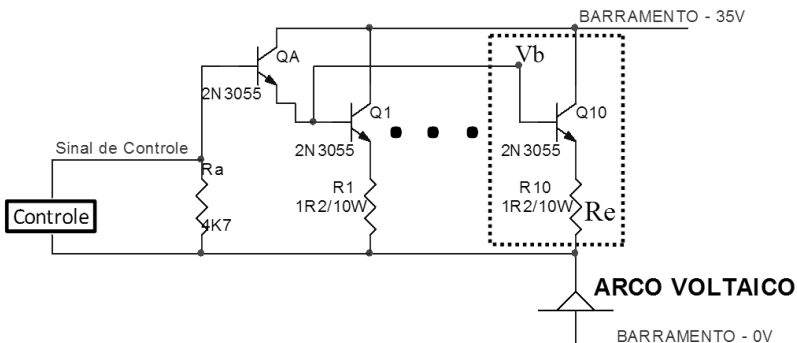
A conexão em série destes três circuitos de refrigeração é realizada por mangueiras flexíveis. Evidentemente, ao empregar esta configuração, haverá diferenças entre a quantidade de calor retirada de cada uma das placas. Pois, aquela cujo circuito de refrigeração estiver

conectado imediatamente na entrada de água fria, receberá a água de refrigeração a uma temperatura mais baixa que a seguinte e, assim, sucessivamente. Todavia, esta configuração foi estabelecida, tendo em vista que, em ensaios preliminares com a configuração em paralelo, as diferenças na perda de carga existente entre os três circuitos de refrigeração, conduziram a uma situação em que a passagem de água num dos circuitos não foi observada.

O módulo de potência analógico consiste, de fato, na associação, em paralelo, de trinta pequenas fontes de corrente. O circuito elétrico desta fonte está destacado na Figura 70. Seu princípio de funcionamento está fundamentado na existência de um resistor (R_e) conectado ao terminal emissor do transistor. Desta forma, ao ser aplicada uma tensão de base (V_b), surge uma tensão sobre o resistor igual à tensão de base aplicada menos a tensão V_{be} do transistor. Uma vez que a tensão no resistor é fixa, e definida pela tensão de base, tem-se, portanto, definida a corrente na malha coletor-emissor do transistor.

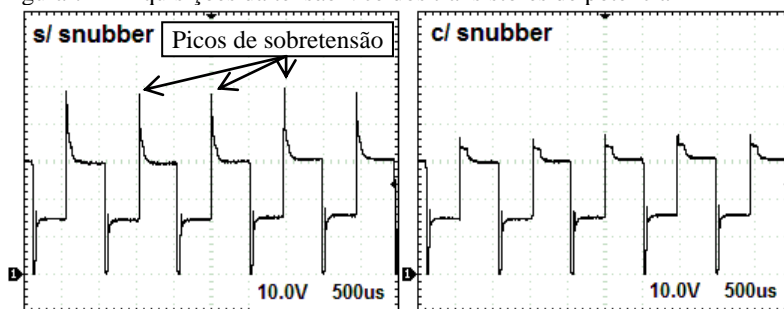
Sobre cada placa de cobre descrita anteriormente, são montadas dez pequenas fontes de corrente, de acordo com a configuração apresentada na Figura 70. Este conjunto de fontes é acionado por um transistor, numa configuração conhecida como Darlington, cuja função é dar ganho de corrente, uma vez que a unidade de controle que gera o sinal de referência de corrente tem uma baixa capacidade de corrente de saída. Por fim, as fontes presentes em cada placa de cobre, são posteriormente conectadas entre si, por intermédio da própria fixação mecânica do módulo.

Figura 70 – Circuito elétrico do módulo de potência analógico



Ao realizar ensaios preliminares com carga indutiva, foi verificada a ruptura da junção coletor-emissor de alguns transistores de potência empregados nas fontes de corrente. Como a ruptura de uma junção de um dispositivo semiconductor normalmente ocorre devido à sobretensões, foram realizadas aquisições de tensão sobre o Vce dos transistores (Figura 71) para verificar se isto estava ocorrendo. Estas aquisições revelaram que, de fato, esta tensão estava assumindo valores além do que o dispositivo pode suportar, como resultado dos efeitos indutivos inerentes ao circuito de soldagem. Para resolver isto e, conseqüentemente, tornar o módulo mais robusto, foi implementado um circuito de proteção conhecido como *snubber*.

Figura 71 – Aquisições da tensão Vce dos transistores de potência

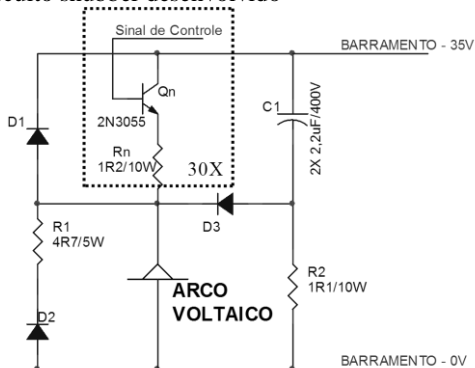


Um circuito *snubber* funciona como um dispositivo de proteção a fim de evitar as sobretensões presentes em circuitos eletrônicos com carga indutiva. Seu princípio de funcionamento consiste basicamente em proporcionar um curto caminho alternativo de corrente, em torno do dispositivo a ser “protegido” (neste caso os transistores das fontes de corrente), de modo que o elemento indutivo do circuito possa ser descarregado de forma segura. O circuito *snubber* desenvolvido é mostrado na Figura 72.

Neste circuito existem três formas de proteção. A primeira delas diz respeito a um circuito conhecido como grampeador, formado por C1, D3 e R2. Na condição inicial, C1 está carregado com a tensão do barramento (35 V). Quando Qn bloqueia, a tensão sobre os seus terminais Vce cresce, até o momento em que ultrapassa 35 V. Neste instante, o diodo D3 entra em condução, fazendo com que as indutâncias do circuito transfiram sua energia para C1, carregando-o. Com o aumento da tensão no capacitor C1, surge uma corrente que circula por R2 em direção ao barramento (35 V). Após as indutâncias

transferirem suas energias para o capacitor, R2 irá dissipar uma parte dessa energia, e a outra será transferida (devolvida) para a fonte, que a reutilizará na soldagem. O valor de tensão em regime sobre o capacitor depende da tensão máxima permitida pelos transistores (neste caso 60 V): quanto maior o valor que for admitido, maior será a velocidade de resposta da corrente. O diodo D1 protege os transistores contra tensão reversa, devido à oscilações de tensão nas indutâncias de trilhas e ligações entre os componentes. Já D2 e R1, formam uma espécie de roda livre, para absorver parte das sobretensões devidas às indutâncias de fios e interconexões.

Figura 72 - Circuito snubber desenvolvido



De acordo com os cálculos presentes no APÊNDICE A - Cálculo da temperatura máxima do módulo de potência analógico, a temperatura nas placas de cobre poderia atingir cerca de 120 °C sem, entretanto, comprometer os transistores. Contudo, para garantir que os transistores não sejam danificados devido aos elevados ciclos de trabalho ou ineficiência do sistema de refrigeração e, ao mesmo tempo, evitar a ebulição da água no interior do circuito de refrigeração, tendo em vista que se trata de três circuitos em série, foram empregados sensores com temperatura de 70 °C. Assim, quando a temperatura do módulo de potência atingir este valor em qualquer uma de suas placas, o equipamento automaticamente corta o fornecimento da corrente de soldagem e exibe na tela da interface homem-máquina, IHM, uma mensagem informando que a proteção de temperatura atuou.

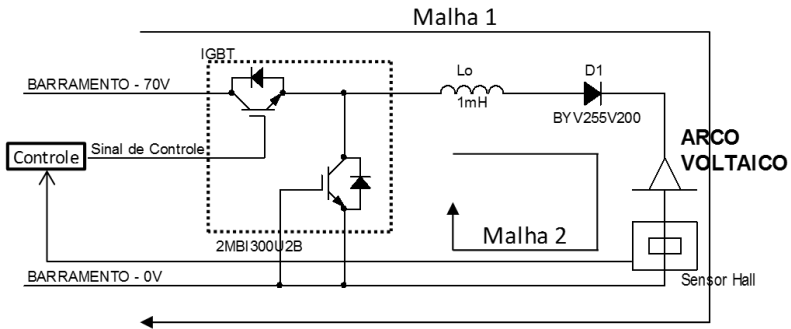
4.1.3.3 Módulo de potência chaveado da corrente principal de soldagem

As fontes de soldagem chaveadas baseiam-se na utilização das técnicas de eletrônica de potência, que por sua vez, fundamenta-se no emprego do transistor operando como chave, com o intuito de reduzir as perdas no semiconductor e, assim, aumentar a eficiência do equipamento [196]. Atualmente, os transistores comumente empregados nas estruturas de potência de fontes chaveadas são MOSFET's e IGBT's. Estes dispositivos semicondutores de potência são dotados de características especiais e concebidos especificamente para esta função. Graças ao emprego destes tipos de componentes, foi possível obter um salto significativo na resposta dinâmica das fontes de soldagem, o que possibilitou o surgimento de novos processos e técnicas de soldagem.

O módulo de potência desenvolvido com o intuito de fornecer a corrente principal de soldagem consiste numa estrutura chaveada conhecida como conversor Buck. Nesta estrutura, é empregado um módulo IGBT (2MBI300U2B), com capacidade de condução de corrente de até 300 A e tensões entre coletor e emissor de 600 V. O termo módulo é adequado para se referir a este componente, tendo em vista que o mesmo consiste em dois transistores IGBT's dentro do mesmo encapsulamento. Além disso, para cada IGBT, existe internamente um diodo conectado entre os seus terminais coletor e emissor⁶. Como para esta aplicação específica só há necessidade de um IGBT deste módulo, o outro foi desabilitado e o seu respectivo diodo empregado como diodo de roda livre da estrutura. O diodo D1, conectado em série com o indutor de saída (L_o), tem como função evitar a circulação de corrente proveniente de outros módulos, e o sensor Hall, a de fechar a malha de controle da corrente com a unidade de controle (Figura 73).

⁶ O cátodo está conectado ao coletor e o ânodo ao emissor.

Figura 73 – Circuito elétrico do módulo de potência chaveado da corrente principal de soldagem.



O conversor Buck⁷ é um conversor caracterizado por ter entrada em tensão e saída em corrente⁸. Seu funcionamento é caracterizado pela alternância periódica de duas etapas distintas, uma quando o transistor está conduzindo e outra quando o mesmo está bloqueado. Quando o transistor está conduzindo, a tensão do barramento fornece energia para o arco e para magnetizar o indutor de saída, com a corrente circulando pela malha 1. Imediatamente após o bloqueio do transistor, o diodo de roda livre entra em condução. A partir deste instante, a energia armazenada no indutor é então transferida para o arco, com a corrente circulando pela malha 2 enquanto o indutor é desmagnetizado.

Uma das consequências inerentes à utilização de uma estrutura de potência chaveada reside no surgimento de uma ondulação na corrente de soldagem, conhecida como *ripple*. A amplitude desta ondulação (ΔI) está intimamente relacionada com a tensão do barramento DC (E_r), a tensão do arco (U_a), o tempo de condução do transistor (t_c) e o valor do indutor de saída (L_o), conforme mostra a Equação 2 [196].

$$\Delta I = \frac{(E_r - U_a) \cdot t_c}{L_o} \quad (2)$$

Embora esta estrutura de potência permita elevadas velocidades de resposta da corrente, o objetivo principal foi o de obter um módulo

⁷ Empregado neste trabalho.

⁸ Controlada.

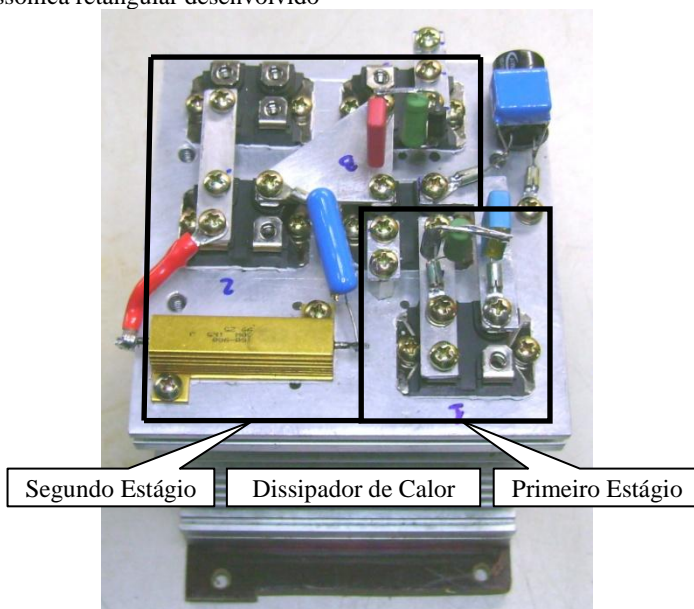
de elevado rendimento. Isto porque a corrente principal de soldagem não possui tais requisitos quanto à sua taxa de variação, uma vez que a corrente principal de soldagem normalmente é contínua constante ou, mesmo nos casos em que é pulsada, esta pulsação se dá em baixas frequências. Por outro lado, uma corrente principal de soldagem com elevada amplitude de ondulação pode vir a mascarar os efeitos da modulação da corrente de excitação ultrassônica. Baseado nisso, foi empregado um indutor de saída (L_o) com elevado valor de indutância (1 mH), com o intuito de obter uma baixa ondulação da corrente, da ordem de somente 1 A. Este indutor foi confeccionado a partir de um transformador usado, do qual foram aproveitados o núcleo e o carretel. O projeto do indutor é descrito no APÊNDICE B – Projeto do indutor do módulo de potência chaveado da corrente principal de soldagem.

4.1.3.4 Módulo de potência chaveado da corrente de excitação ultrassônica retangular

Diante dos resultados preliminares insatisfatórios obtidos com o módulo de potência analógico em relação à dinâmica de resposta da corrente pulsada com forma de onda retangular, optou-se pelo desenvolvimento de um módulo de potência chaveado. Visto que uma estrutura tradicional como um conversor Buck, por exemplo, não seria capaz de atingir as dinâmicas esperadas, partiu-se para o desenvolvimento de uma estrutura de potência não convencional, que fosse capaz de prover a corrente de soldagem com elevadas taxas di/dt e, assim, reproduzir adequadamente a forma de onda retangular em elevadas frequências. Neste contexto, foi concebida uma estrutura de potência composta por dois estágios.

O primeiro estágio é responsável por gerar uma corrente contínua constante, e o segundo por realizar efetivamente a pulsação desta corrente. Assim sendo, ao invés de se ter uma estrutura que gera diferentes níveis de corrente, nesta, a elevada resposta dinâmica é obtida ao se desviar do circuito de soldagem (por um caminho de baixa impedância) a corrente fornecida pelo primeiro estágio. Deste modo, para obter uma corrente de excitação ultrassônica com valores de 50 A, por exemplo, o primeiro estágio irá fornecer uma corrente constante de 50 A, e o segundo irá realizar, na frequência de pulsação desejada, o desvio da corrente do circuito de soldagem, dando origem a uma corrente de excitação ultrassônica com valores de pulso e de base de 50 A e 0 A, respectivamente. O módulo de potência desenvolvido é mostrado na Figura 74.

Figura 74 - Módulo de potência chaveado da corrente de excitação ultrassônica retangular desenvolvido



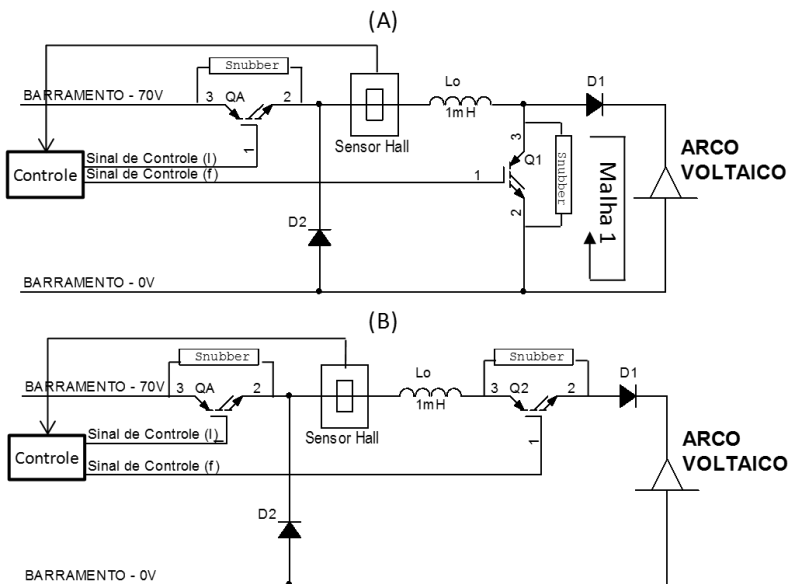
A estrutura do primeiro estágio consiste num conversor Buck exatamente na mesma configuração empregada no módulo de potência descrito na seção 4.1.3.3. Neste, o dispositivo semicondutor empregado é um IGBT (GE50NC60WD), com capacidade de condução de corrente de até 50 A e tensões entre coletor e emissor de 600 V. O indutor de saída empregado nesta estrutura foi projetado de modo que a corrente também apresente uma ondulação de cerca de 1 A (APÊNCIDE C – Projeto do indutor do módulo de potência chaveado da corrente de excitação ultrassônica retangular).

Em se tratando do segundo estágio, inicialmente foi idealizada uma estrutura com um IGBT (GE50NC60WD) de chaveamento ultrarrápido, conectado em paralelo com a saída do módulo de potência (Figura 75a), de modo a desviar a corrente de soldagem, por esse caminho de menor impedância, quando este entrar em condução. Ao bloquear, a corrente voltaria a circular no arco e, portanto, ter-se-ia uma corrente de excitação ultrassônica com forma de onda retangular de elevada resposta dinâmica. Contudo, em ensaios preliminares, foi verificado que nesta configuração, a transição de descida da corrente não ocorreu às taxas esperadas, diferentemente da transição de subida,

que atingiu valores da ordem de $50 \text{ A}/\mu\text{s}$. Foi constatado que isto é decorrente do fato de que no momento em que o IGBT entra em condução, a energia armazenada na indutância do circuito de soldagem (principalmente dos cabos) é consumida “lentamente”, pela relativa baixa tensão do arco, única no circuito de descarga (malha 1). Já quando o IGBT bloqueia, a sobretensão que surge sobre ele é suficientemente grande, o que atua no sentido de impor a corrente sobre as indutâncias presentes no circuito de soldagem. Esta sobretensão é limitada pelo circuito *snubber*, que exerce a função de grampeador para evitar que a tensão ultrapasse o limite do componente.

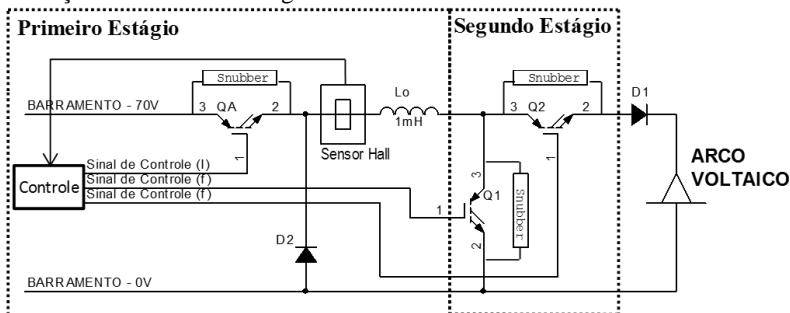
Baseado nisso, ao invés de colocar o IGBT em paralelo com a saída do módulo de potência, colocou-se o mesmo em série com o circuito de soldagem (Figura 75b). Nesta configuração, foi observado um efeito contrário. A transição de descida da corrente obtida foi de cerca de $50 \text{ A}/\mu\text{s}$, porém, a transição de subida foi insatisfatória. Isto porque no momento em que o IGBT bloqueia, um capacitor presente no circuito snubber, se carrega rapidamente. Nesse processo de carga a sobretensão que surge sobre os terminais (V_{ce}) do IGBT atinge valores relativamente grandes (embora seja limitada pelo circuito snubber), fazendo com que a energia armazenada na indutância dos cabos de soldagem seja rapidamente consumida. Por outro lado, no momento em que este IGBT entra em condução, a tensão disponível para impor a corrente no circuito de soldagem é a própria tensão do barramento (35 V), sendo esta insuficiente para se conseguir a velocidade de reposta desejada. Não obstante, nesta configuração, há um problema a ser considerado. No momento em que o IGBT bloqueia não existe um caminho elétrico para consumir a energia armazenada no indutor L_o , sendo necessário o emprego de um circuito snubber extremamente robusto para dissipar esta grande quantidade de energia.

Figura 75 – Circuito elétrico do módulo de potência com: (a) chaveamento em paralelo e (b) chaveamento em série



Com base nestes resultados preliminares obtidos, foi concebida uma estrutura de chaveamento da corrente dotada de dois IGBT's. Um conectado em série com o circuito de soldagem, e outro em paralelo com a saída do módulo de potência, conforme mostra a Figura 76.

Figura 76 - Circuito elétrico do módulo de potência chaveado da corrente de excitação ultrassônica retangular



Assim, no momento em que o IGBT Q2 entra em condução, o IGBT Q1 bloqueia e a tensão na saída do primeiro estágio (tensão sobre o Vce de Q1) cresce substancialmente, favorecendo a imposição de corrente no circuito de soldagem. Já quando o IGBT Q1 entra em condução, o IGBT Q2 bloqueia, aumenta a tensão sobre o Vce de Q2, favorecendo, portanto, a descarga da energia armazenada nas indutâncias do circuito de soldagem. Além disso, embora o IGBT Q2 esteja bloqueado, com o IGBT Q1 em condução, a corrente no indutor L_o é mantida, não sendo necessária a implementação de circuito snubber especial. Com isso, foi possível obter elevadas transições de subida e descida na corrente de excitação ultrassônica retangular.

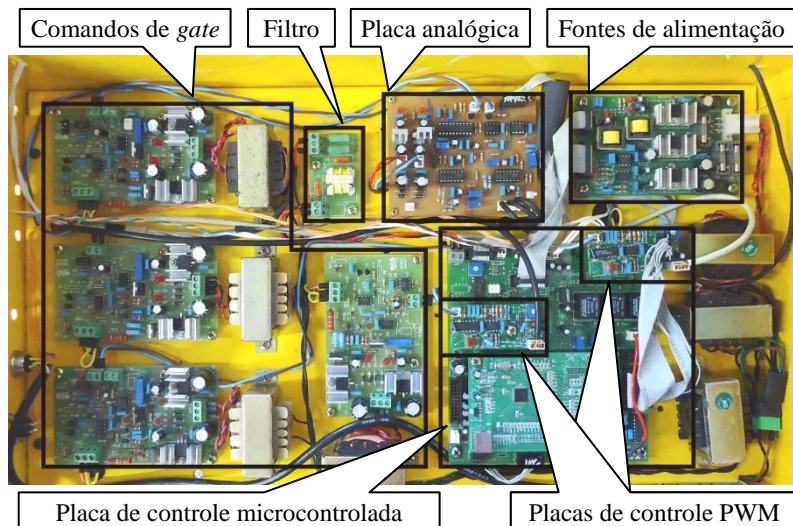
4.1.4 Unidade de controle

O projeto da fonte de soldagem requer, necessariamente, o desenvolvimento de duas macroestruturas para garantir o seu correto funcionamento. Isto, por que a estrutura de potência descrita anteriormente, por si só não é capaz de realizar o controle da corrente de soldagem. De fato, para que esta estrutura possa operar de forma plena e, conseqüentemente, permitir a execução adequada do processo de soldagem, faz-se necessário a implementação de uma estrutura, ou unidade, de controle. Esta unidade tem como principal função comandar os dispositivos semicondutores, presentes na unidade de potência, responsáveis por controlar a corrente de soldagem. Este controle normalmente se dá em malha fechada, ou seja, uma amostra da corrente de soldagem é obtida, normalmente com sensores do tipo Hall, e aplicada na unidade de controle. A unidade de controle, então, verifica se o módulo de potência está reproduzindo corretamente a corrente de soldagem de acordo com o sinal de referência de corrente por ela gerado e atua, quando necessário, no sentido de corrigir as discrepâncias existentes entre o valor de corrente ajustado pelo usuário e reproduzido pelo equipamento. Além desta função primordial, outras tarefas são normalmente realizadas pela unidade de controle, como o controle da lógica do processo, a interface homem-máquina, o armazenamento das variáveis de soldagem, etc.

A unidade de controle desenvolvida é mostrada na Figura 77. Esta é composta por circuitos de três naturezas distintas. Aqueles concebidos exclusivamente para o presente desenvolvimento, outros já empregados em fontes de soldagem eletrônicas comerciais e que sofreram alterações para se adequar às necessidades do presente

trabalho e, por fim, aqueles que foram empregados sem a necessidade de alteração alguma.

Figura 77 – Unidade de controle desenvolvida

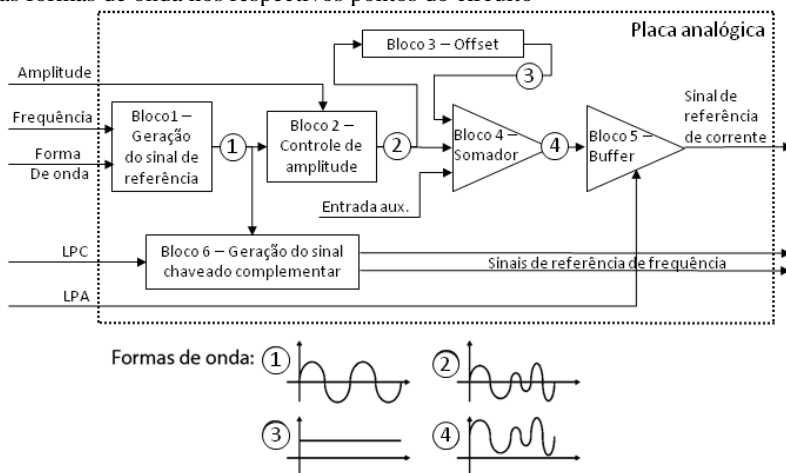


4.1.4.1 Placa analógica

A placa analógica é um exemplo de circuito totalmente projetado e desenvolvido exclusivamente para o presente trabalho. Esta placa é responsável por gerar os sinais de referência de corrente para o módulo de potência analógico, e de referência de frequência para o segundo estágio do módulo de potência chaveado da corrente de excitação ultrassônica retangular. Seu circuito eletrônico está disposto em seis blocos, conforme mostrado na Figura 78.

Embora seja responsável pela geração do sinal, a placa analógica é totalmente comandada pela placa de controle microcontrolada (descrita na seção 4.1.4.2). Sua interface de comando permite o controle da frequência, forma de onda e amplitude do sinal de referência gerado, além do controle que habilita/desabilita os módulos de potência analógico e chaveado da corrente de excitação ultrassônica retangular.

Figura 78 – Diagrama de blocos da placa analógica. Os números identificam as formas de onda nos respectivos pontos do circuito



A geração do sinal de referência da corrente propriamente dito ocorre no bloco 1. O circuito eletrônico que compõe este bloco é baseado no circuito integrado MAX038. Este componente eletrônico consiste, basicamente, num gerador de funções, que permite a geração de sinais com forma de onda quadrada, senoidal e triangular, todos com a mesma amplitude do sinal de saída. O controle da frequência do sinal gerado é realizado por intermédio de uma interface analógica, já a seleção da forma de onda de saída é realizada por uma interface digital de dois *bits*.

Tendo em vista que o circuito integrado MAX038 não permite o ajuste da amplitude do sinal por ele gerado, fez-se necessário a implementação de um circuito (bloco 2) com o intuito de realizar o controle da amplitude do sinal de referência da corrente. Este controle é realizado por um *trimpot*⁹ digital (MCP41010), cuja interface com a placa microcontrolada se dá por intermédio de uma comunicação serial SPI.

O sinal de referência de corrente obtido na saída do bloco 2 consiste num sinal alternado com valor médio igual a zero, não podendo, portanto, ser entregue ao módulo de potência analógico, uma vez que este opera somente em corrente contínua. Assim, foi

⁹ Trimpot consiste num pequeno potenciômetro (ou resistência variável), normalmente localizado junto à placa de circuito eletrônico.

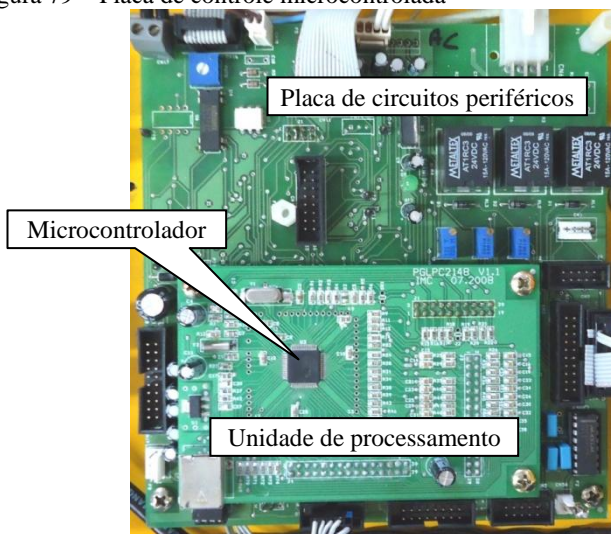
identificada a necessidade de aplicar um *offset* no sinal de referência de corrente, de tal modo que o mesmo assumisse somente valores positivos de tensão. Baseado nisso, foi desenvolvido um circuito de offset dinâmico (bloco3), que identifica o valor de pico positivo do sinal de referência. No bloco seguinte (bloco 4), a este valor de pico é aplicado um ganho de 1,2, aproximadamente, e somado ao sinal de referência da corrente proveniente do bloco 2, garantindo, assim, que os transistores presentes no módulo de potência operem somente na região linear. Este estágio somador, conta ainda com uma entrada auxiliar, projetada para permitir a utilização futura de alguma outra forma de onda não prevista pelo bloco 1 e o sinal de liga potência (LPA), que habilita o funcionamento do módulo analógico. Quando este sinal está acionado, todas as entradas do bloco 4 são automaticamente desabilitadas, e a saída do somador levada a um nível de tensão negativo. Com isso, garante-se que a base dos transistores Qa, presentes no módulo de potência analógico estejam polarizadas reversamente e, conseqüentemente, os transistores bloqueados e o módulo desabilitado. Ainda, na saída do bloco somador existe um circuito de *buffer* (bloco 5), implementado com o intuito de dar ganho de corrente para permitir a excitação da base dos transistores Qa de forma segura.

O sinal de referência de frequência destinado ao módulo chaveado da corrente retangular conta apenas com um circuito de chaveamento rápido (bloco6), baseado num comparador LM311. Além de gerar os sinais complementares necessários para o acionamento dos IGBT's responsáveis pela pulsação da corrente da corrente, este circuito conta também com o sinal de liga potência LPC. Quando este sinal é acionado, o IGBT Q2 (Figura 76) do módulo de potência chaveado da corrente de excitação ultrassônica retangular é bloqueado (o IGBT Q1 entra em condução), desabilitando, assim, o referido módulo.

4.1.4.2 Placa de controle microcontrolada

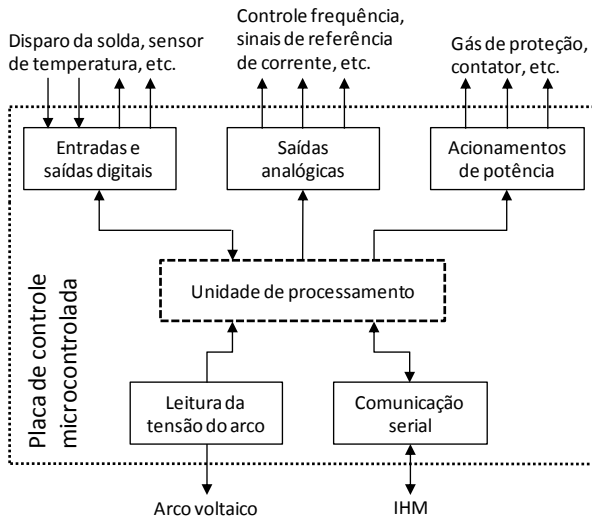
A placa de controle microcontrolada é um dos exemplos de placas já utilizadas em fontes de soldagem eletrônicas comerciais, mas que foi necessário realizar algumas alterações para que a mesma se adequasse às necessidades do presente trabalho. Esta placa é composta por dois grandes blocos, a unidade de processamento e a placa de circuitos periféricos, conforme mostra a Figura 79.

Figura 79 – Placa de controle microcontrolada



A unidade de processamento consiste, basicamente, num microcontrolador (LPC2148) baseado numa CPU de 32 bits ARM7, fabricado pela NXP semiconductors. O LPC2148 é dotado de uma série de características que o tornam ideal para o desenvolvimento de soluções embarcadas que exigem uma diversidade muito grande de interfaceamento, associado à necessidade de processamento rápido, como é o caso das fontes de soldagem modernas. Este componente possui interfaces de comunicação serial USB 2.0, UART, SPI, I²C, 512 kB de memória flash, 32 kB de memória RAM, 2 conversores analógico-digital de 10 bits (DAC), 1 conversor digital-analógico de 10 bits (ADC), vários canais PWM, *timers* e mais de 40 pinos que podem ser configurados como entradas ou saídas digitais. Como se trata basicamente de um circuito integrado, não foi necessário realizar nenhuma alteração na unidade de processamento. As alterações, de fato, foram realizadas na placa de circuitos periféricos. Os circuitos periféricos que compõem esta placa estão dispostos em cinco blocos distintos, conforme mostra a Figura 80, e cujas características são descritas a seguir.

Figura 80 – Diagrama esquemático da placa de controle microcontrolada



O primeiro bloco diz respeito à leitura da tensão do arco voltaico. Neste, o sinal de leitura da tensão do arco é isolado por um amplificador de isolamento de precisão antes de ser enviado para o canal de leitura analógica do microcontrolador. Este isolamento impede o contato elétrico entre o terminal deste componente e o circuito de soldagem, evitando que correntes parasitas eventualmente possam circular por dentro do microcontrolador, garantindo, assim, a sua integridade.

No bloco seguinte têm-se o circuito responsável pelo condicionamento dos sinais relativos à comunicação serial entre a unidade de processamento e a IHM. Este condicionamento se faz necessário tendo em vista que a interface do canal serial do microcontrolador LPC2148 é TTL (3,3 V), enquanto que a interface da IHM é RS-232. Baseado nisso, foi empregado o circuito integrado MAX232 com o intuito de adequar os níveis de tensão TTL ao padrão de comunicação serial RS-232.

O bloco relativo às entradas e saídas digitais é constituído por circuitos com duas funções distintas. A primeira delas é o de propiciar aos sinais de saída uma maior capacidade de corrente, enquanto que para os sinais de entrada uma espécie de filtro/proteção, a fim de evitar ruídos eletromagnéticos e sobretensões nos terminais do microcontrolador. Apesar de possuir uma capacidade considerável de

corrente, as saídas digitais apresentam, originalmente, um valor de tensão em nível baixo de cerca de 1 V, sendo, portanto, demasiadamente elevado para que as entradas digitais da placa analógica o interpretem como nível lógico baixo. Baseado nisso, foi realizada uma adequação nessas saídas, com o intuito de diminuir a referida tensão e, assim, possibilitar o correto interfaceamento com a placa analógica.

As saídas analógicas da placa microcontrolada são obtidas a partir das saídas PWM do microcontrolador. Para tanto, o bloco correspondente às saídas analógicas é composto por filtros RC associados a amplificadores operacionais. O filtro RC é responsável por dar origem a um sinal de tensão constante, cujo valor médio depende da razão cíclica do sinal PWM correspondente. Na sequência, é empregado um amplificador operacional, a fim de promover o ganho de tensão necessário para compatibilizar esta saída às entradas dos demais circuitos. Originalmente, as tensões máximas de saída desse bloco são de +10 V, contudo, tendo em vista que o sinal de controle da frequência, presente na placa analógica, admite tensão máxima de 3 V, alterou-se o ganho desses amplificadores de modo que suas saída apresentasse tensão máxima de +3,3 V. Com isso, foi possível se obter uma maior sensibilidade no controle das variáveis acionadas por sinais analógicos.

O bloco referente aos acionamentos de potência é constituído, basicamente, por relés e seus respectivos circuitos de acionamento. Estes relés controlam o acionamento dos componentes de potência, tais como, válvula de gás de proteção, contatora de alimentação da unidade de potência¹⁰ e uma saída auxiliar de contato seco que será abordada em detalhes na seção 5.3.

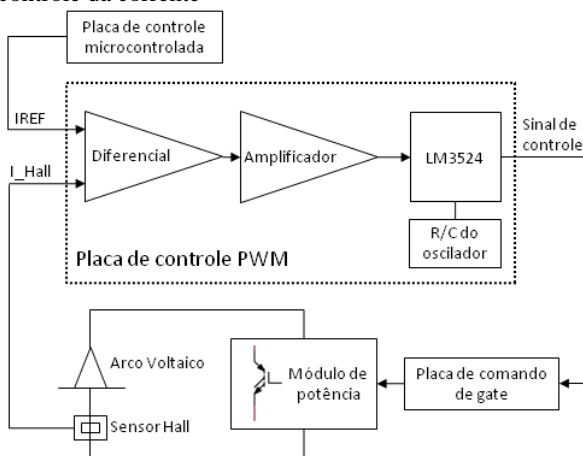
4.1.4.3 Placa de controle PWM

Apesar de receber o nome de placa de controle microcontrolada, esta “apenas” gera os sinais de referência das correntes chaveadas (corrente principal de soldagem e corrente de excitação ultrassônica retangular), sendo que o controle dessas correntes é realizado, de fato, pela placa de controle PWM.

¹⁰ Ao ligar o equipamento, inicialmente a unidade de controle é energizada, e somente após o software de controle ser devidamente inicializado é que a unidade de potência é energizada.

Esta placa é baseada num circuito integrado amplamente empregado para esta função, o LM3524. Este CI possui internamente todos os elementos necessários para a implementação de um controlador PWM, ou seja, amplificador de erro, comparadores, geração de tensão de referência, circuito oscilador para gerar a forma de onda dente de serra, circuito lógico de acionamento e driver de corrente de saída. Assim, ao se empregar este componente no projeto de controladores PWM, além de serem necessários pouquíssimos componentes eletrônicos adicionais, o controlador se torna mais imune a ruídos eletromagnéticos, uma vez que o circuito encontra-se implementado praticamente todo dentro de um circuito integrado. O diagrama de blocos da placa de controle PWM é mostrado na Figura 81.

Figura 81 – Diagrama de blocos da placa de controle PWM e o seu papel na malha de controle da corrente



Conforme pode ser visto, a placa de controle PWM recebe o sinal de referência de corrente (I_{REF}) da placa de controle microcontrolada e uma amostra da corrente de soldagem (I_{Hall}), proveniente do sensor tipo Hall. De posse desses dois sinais, é gerado um sinal de erro pelo amplificador diferencial presente na entrada da placa de controle PWM. Este sinal de erro é, então, amplificado e na sequência entregue ao LM3524. Este, por sua vez, se encarrega de gerar o sinal de controle para os IGBT's presentes no módulo de potência, de modo a compensar os erros presentes na entrada do

circuito. Esta arquitetura de controle é conhecida como controle em malha fechada.

4.1.4.4 Demais circuitos

As demais placas eletrônicas que compõem a unidade de controle correspondem às placas de comando de *gate*, fontes de alimentação e de filtro. Essas placas já são empregadas em fontes de soldagem comerciais, não sendo necessária nenhuma alteração para que as mesmas fossem utilizadas neste trabalho.

A placa de filtro possui duas funções. Realizar a filtragem do sinal de leitura da tensão do arco, com o intuito de eliminar componentes de alta frequência presentes na tensão do arco. Isto inclui os sinais devidos à pulsação da corrente em frequências ultrassônicas. E adequar os níveis de tensão do sinal de leitura da tensão do arco, para que o mesmo possa ser lido adequadamente pelo conversor A/D presente na placa de controle microcontrolada, uma vez que a tensão máxima de leitura deste conversor é de 3,3 V. Por fim, cabe salientar que esta placa é passiva, ou seja, não requer alimentação para o seu funcionamento.

A placa de fontes de alimentação, como o próprio nome já diz, é constituída pelas fontes de +15 V, -15 V, +5 V e +3,3 V, as quais são utilizadas para alimentar as demais placas que compõem a unidade de controle, exceto a placa de filtro e as placas de comando de *gate*. Esta última demanda necessariamente uma fonte de alimentação isolada, devido à necessidade de se injetar o sinal de controle dos IGBT's entre o seu respectivo *gate* e o emissor. Em função disso, cada placa de comando de *gate* possui sua própria fonte de alimentação, sendo necessária, portanto, uma placa para cada IGBT empregado.

A placa de comando de *gate* tem como única função, realizar o condicionamento dos sinais de controle provenientes da placa analógica e microcontrolada para os níveis de tensão e de corrente adequados para o acionamento dos IGBT's, garantindo, assim, o seu correto funcionamento. Assim, ao receber o sinal de controle, o circuito do comando de *gate* eleva os níveis de tensão deste sinal para +15 V e -15 V, com o intuito de evitar que interferências causadas inclusive pelo próprio chaveamento da corrente, por ventura possa colocar os IGBT's em condução. Além disso, o estágio de saída da placa de comando de *gate* conta com uma espécie de *driver*, de modo a suprir a necessidade de corrente dos *gates* desses dispositivos semicondutores de potência.

4.1.5 Software de controle

A grande vantagem no desenvolvimento de um equipamento de soldagem com uma unidade de controle microcontrolada, está intimamente relacionada com as facilidades que um software de controle embarcado oferece. Ao tornar o software de controle responsável pelas funções do equipamento, sejam elas relativas ao processo de soldagem ou ao funcionamento geral do mesmo, elimina-se a necessidade de implementação de circuitos para realizar tais funções. Com isso, estas funções tornam-se apenas linhas de códigos que irão compor um software, que posteriormente será embarcado na unidade de processamento do equipamento. Esta característica confere aos equipamentos microcontrolados uma versatilidade incrível, permitindo a alteração, ou até mesmo, a inclusão de novas funcionalidades a qualquer momento, desde que sejam respeitados os limites do hardware disponível.

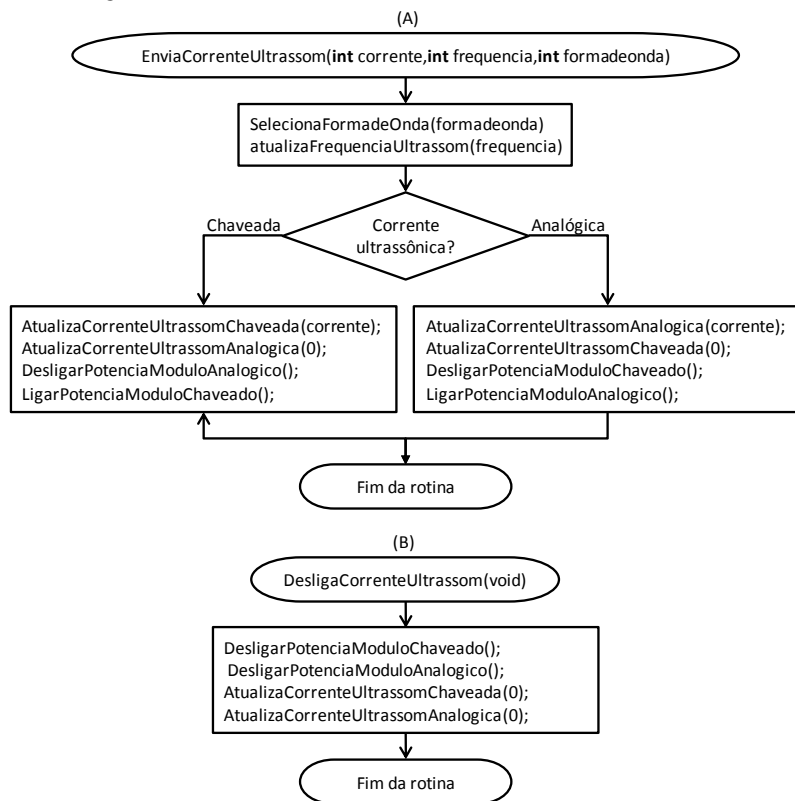
O software de controle da fonte de soldagem concebida neste trabalho foi desenvolvido a partir de uma versão básica já existente, empregada em equipamentos comerciais. Esta versão possui todas as rotinas básicas de configuração do microcontrolador LPC2148. Além disso, conta também com rotinas fundamentais para o funcionamento do equipamento, como a montagem dos menus da IHM, gravação e recuperação das variáveis na memória, interrupções e acionamento dos diversos dispositivos de hardware. Com base nisso, neste trabalho, foram realizadas implementações de software, especificamente, naquilo que diz respeito ao controle dos processos de soldagem ultrassônicos desenvolvidos.

Inicialmente, foram realizadas alterações no software de controle com o intuito de compatibilizá-lo ao novo hardware da fonte de soldagem desenvolvida. Estas adequações consistiram, basicamente, em atualizar as rotinas de entrada e saída, de acordo com os dispositivos de hardware específicos da fonte de soldagem desenvolvida como, por exemplo, o controle independente dos vários módulos de potência e das variáveis ultrassônicas.

Na sequência foram desenvolvidas as rotinas básicas necessárias para a implementação do controle dos processos/variantes de soldagem TIG com excitação ultrassônica da corrente (U-TIG). Com o intuito de tornar o programa mais flexível e de fácil compreensão, estas rotinas foram implementadas em pequenos módulos, cada qual executando funções bem específicas. Com esta

modularização, além de um código mais enxuto, obtém-se um único conjunto de rotinas capaz de executar todas as funções de controle relativas aos processos de soldagem com excitação ultrassônica da corrente. Estas rotinas são apresentadas na Figura 82.

Figura 82 – Rotinas básicas de controle do processo de soldagem TIG com excitação ultrassônica da corrente. Rotina (a) “EnviaCorrenteUltrassom” e (b) “DesligaCorrenteUltrassom”



Conforme pode ser visto, existem dois tipos de rotinas. A primeira delas diz respeito àquelas que somente executam um trecho de código, enquanto que a segunda, durante a sua execução, fazem a chamada de outras rotinas.

As rotinas de liga e desliga potência atuam diretamente nos *bits* de controle dos respectivos módulos de potência. O funcionamento das rotinas “SelecionaFormadeOnda” e

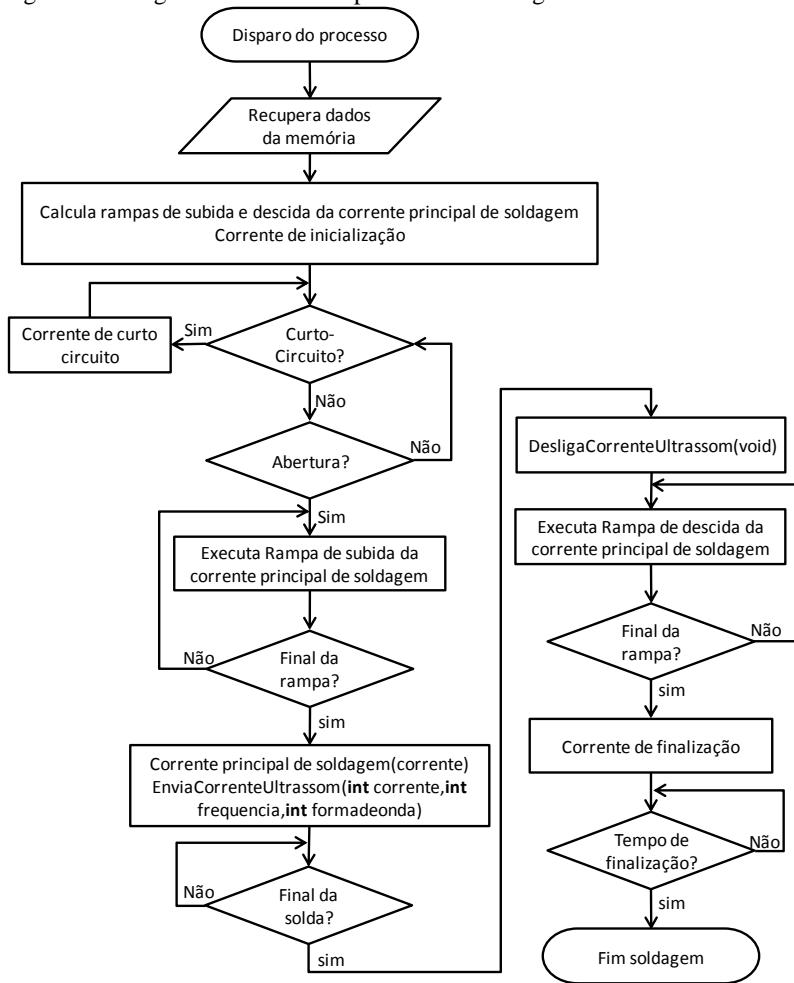
“atualizaFrequenciaUltrassom” é semelhante. Estas duas atuam nos sinais de controle da forma de onda e da frequência de pulsação da corrente de excitação ultrassônica, presentes na interface da placa analógica. A rotina “AtualizaCorrenteUltrassomAnalogica” realiza o controle da amplitude da corrente de excitação ultrassônica analógica. Como este controle é realizado por um potenciômetro digital com interface SPI, foi necessário implementar nesta rotina o protocolo de comunicação serial correspondente, para permitir o controle dessa corrente, uma vez que a SPI do microcontrolador já se encontra em uso. A rotina “AtualizaCorrenteUltrassomChaveada” fundamentalmente, escreve no registrador correspondente à saída PWM da corrente de excitação ultrassônica chaveada o respectivo valor de corrente.

As rotinas “EnviaCorrenteUltrassom” e “DesligaCorrenteUltrassom”, fazem uso dessas rotinas descritas anteriormente para, assim, dar origem a duas rotinas universais de acesso direto ao hardware relativo à corrente de excitação ultrassônica. Assim, fazendo uso dessas duas rotinas foi possível implementar a lógica de controle das novas variantes do processo U-TIG desenvolvidas neste trabalho, a saber: U-TIG Normal, U-TIG Pulsado e o U-TIG Avançado, abordados em detalhes a seguir.

4.1.5.1 Processo U-TIG Normal

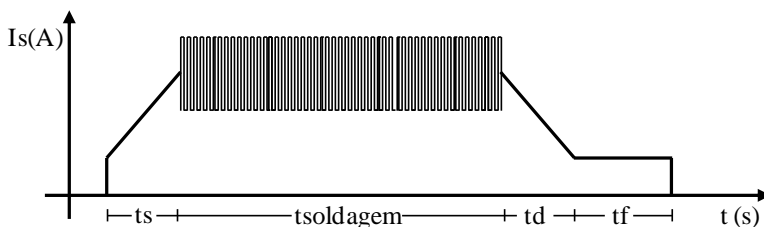
O processo U-TIG Normal realiza o procedimento de soldagem conforme descrito na literatura. Neste, uma corrente de excitação ultrassônica com uma dada amplitude, frequência e forma de onda é modulada a uma corrente principal de soldagem contínua constante. Esta modulação se inicia ao término da rampa de subida da corrente principal de soldagem, sendo desabilitada imediatamente antes do início da rampa de descida da referida corrente. A lógica de controle deste processo é mostrada na Figura 83.

Figura 83 – Lógica de controle do processo de soldagem U-TIG Normal



Como resultado, têm-se a forma de onda da corrente conforme mostra a Figura 84.

Figura 84 – Forma de onda da corrente no processo de soldagem U-TIG Normal



4.1.5.2 Processo U-TIG Pulsado

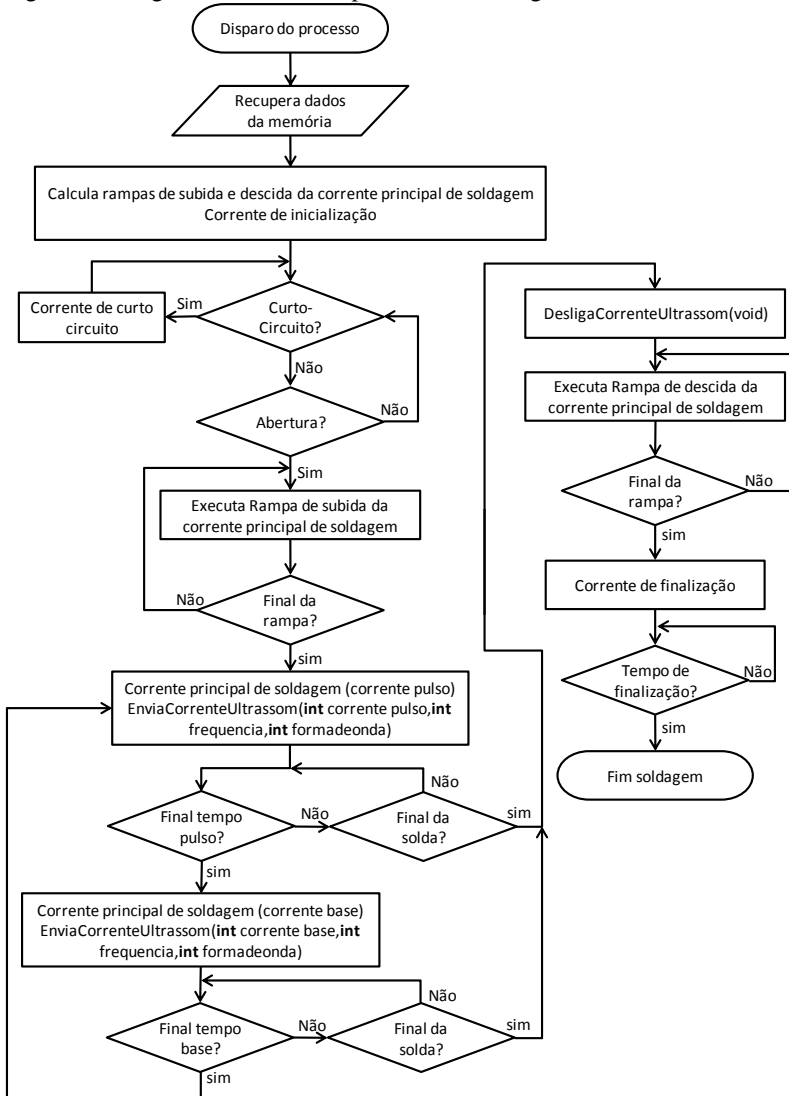
No processo U-TIG Pulsado, têm-se a pulsação da corrente principal de soldagem associada à corrente de excitação ultrassônica. A pulsação da corrente principal de soldagem se dá em baixas frequências, do mesmo modo que ocorre no processo TIG convencional, sendo a corrente de excitação ultrassônica modulada durante os períodos de pulso e de base dessa corrente de soldagem. O equipamento permite que esta modulação ocorra de forma independente, ou seja, a modulação que ocorre durante os períodos de pulso é totalmente desvinculada da modulação que acontece nos períodos de base. Isto significa que é possível empregar variáveis ultrassônicas (amplitude, frequência e forma de onda) distintas em cada um desses períodos.

Com este controle total sobre as variáveis de soldagem, é possível estabelecer três possibilidades de atuação da corrente de excitação ultrassônica. A primeira delas, naturalmente, consiste em realizar esta modulação durante os períodos de pulso e de base, com a possibilidade de se empregar diferentes variáveis. Entretanto, há também a possibilidade de se realizar esta modulação exclusivamente durante os períodos de pulso ou de base.

Esta versatilidade oferecida pelo equipamento permitirá, entre outras coisas, a realização de estudos inéditos acerca dos efeitos da modulação da corrente de excitação ultrassônica somente durante os períodos de pulso ou de base, onde teoricamente ocorre a fusão do material e a solidificação da poça fundida, respectivamente. Possibilitando, assim, a obtenção de dados que possam conduzir a um melhor entendimento dos efeitos relativos à introdução do ultrassom

na soldagem a arco. A lógica de controle deste processo é mostrada na Figura 85.

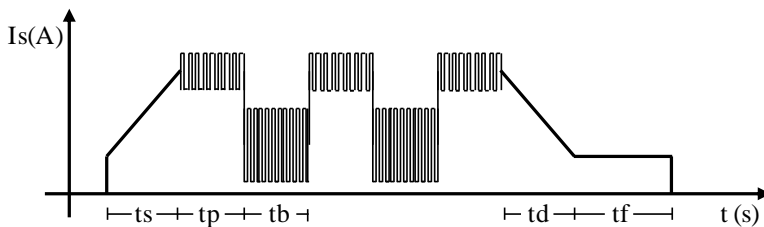
Figura 85 - Lógica de controle do processo de soldagem U-TIG Pulsado



Na Figura 86 é apresentada uma das possibilidades de forma de onda obtida com esse processo. Nesta, a modulação da corrente de

excitação ultrassônica ocorre durante os períodos de pulso e de base com diferentes amplitudes.

Figura 86 – Possibilidade de obtenção de forma de onda da corrente no processo de soldagem U-TIG Pulsado



4.1.5.3 Processo U-TIG Avançado

O processo U-TIG Avançado permite a realização de rampas com as variáveis da corrente de excitação ultrassônica. O termo rampa aqui empregado, representa a variação linear, crescente ou decrescente, de uma determinada variável de soldagem, como a amplitude de pico a pico ou a frequência de pulsação da corrente.

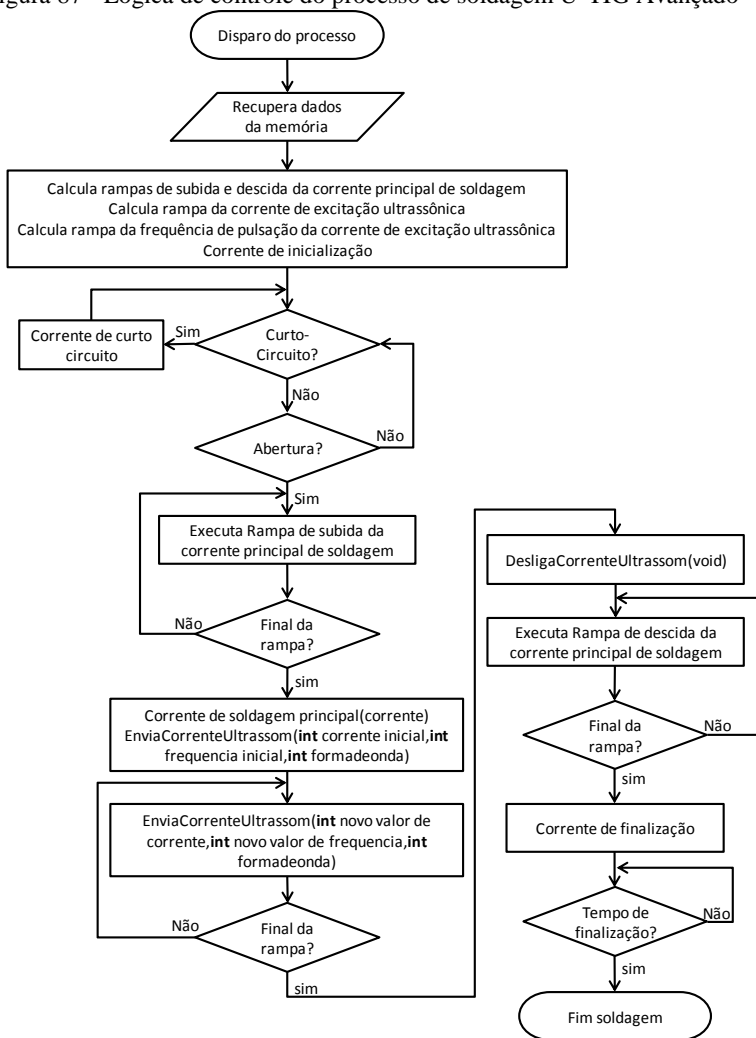
No processo U-TIG Avançado é estabelecida uma corrente principal de soldagem contínua constante, da mesma forma que na soldagem U-TIG Normal. A esta corrente principal é então modulada uma corrente de excitação ultrassônica com capacidade de realizar dois tipos de rampas, uma referente à amplitude e outra à frequência de pulsação da corrente de excitação ultrassônica. Para tanto, faz-se necessário um conjunto de cinco variáveis, a serem definidos pelo usuário, correspondendo às amplitudes inicial e final e às frequências de pulsação inicial e final da corrente de excitação ultrassônica, além do tempo de soldagem ($t_{soldagem}$). Este último é necessário para que o software de controle tenha condições de calcular as taxas de variação destas rampas.

Ao término da rampa de subida da corrente principal de soldagem, a corrente de excitação ultrassônica é então modulada com os valores iniciais de amplitude e frequência de pulsação. No decorrer da soldagem, estes valores são atualizados de acordo com a taxa de variação calculada automaticamente pelo software de controle, até que ao término do tempo de soldagem têm-se os valores finais de amplitude e frequência de pulsação. Nesse momento a modulação é

desligada e a rampa de descida da corrente principal de soldagem iniciada automaticamente.

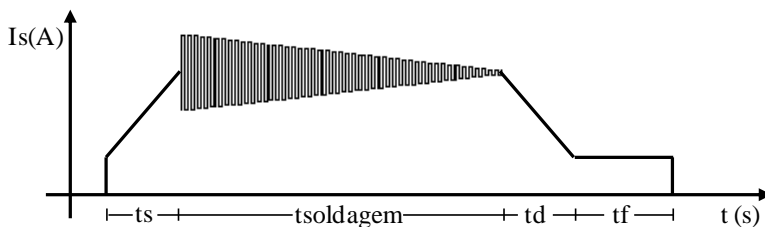
Este processo oferece total flexibilidade em relação à execução destas rampas, permitindo inclusive se estabelecer procedimentos de soldagem com a execução simultânea das duas rampas independente do seu sentido de inclinação (positiva ou negativa). A lógica de controle deste processo é mostrada na Figura 87.

Figura 87 - Lógica de controle do processo de soldagem U-TIG Avançado



Na Figura 88 é apresentada uma das possibilidades de forma de onda obtida com esse processo. Nesta, a amplitude inicial da corrente de excitação ultrassônica é maior que a amplitude final, enquanto que as frequências de pulsação inicial e final são iguais, portanto, sem taxa de variação alguma.

Figura 88 – Forma de onda da corrente no processo de soldagem U-TIG Avançado. Execução de rampa na amplitude da corrente de excitação ultrassônica



4.2 APARATO PARA A MEDIÇÃO DA PRESSÃO DO ARCO

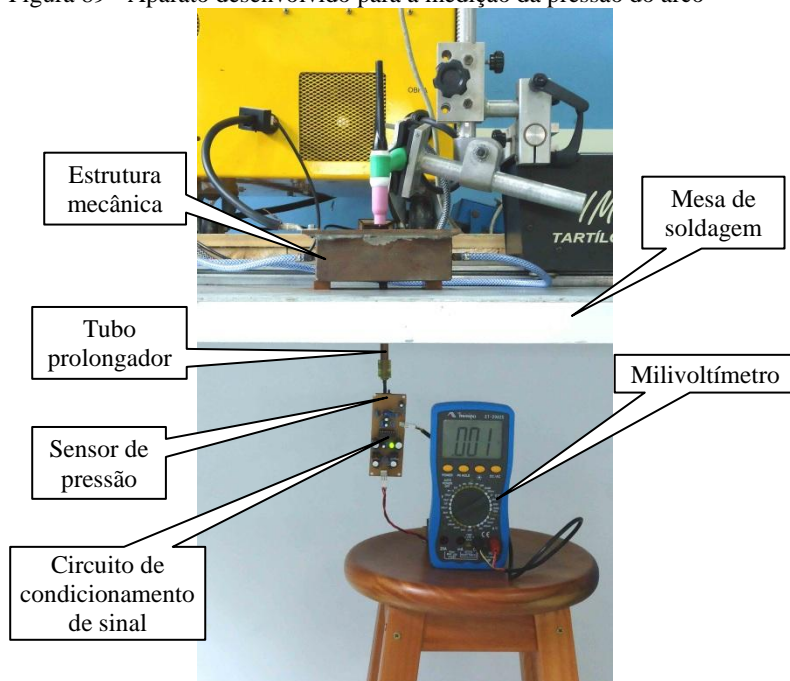
Segundo a literatura, a pressão exercida pelo arco sobre a poça de fusão constitui-se num dos fatores que estão intimamente relacionados com a penetração da solda. Isto faz com que a pressão do arco seja objeto de interesse nos estudos acerca de novos processos/técnicas de soldagem que visam o aumento da produtividade, pois, um processo que proporciona maiores penetrações para uma mesma largura do cordão, e, portanto, maiores volumes de material fundido para uma dada condição de soldagem, evidentemente é mais eficiente e produtivo.

Apesar de ser uma importante variável no estudo dos processos de soldagem, a medição da pressão do arco é algo extremamente complexo. As dificuldades relacionadas à medição desta grandeza estão associadas, sobretudo, às elevadas temperaturas presentes no arco voltaico e na poça de fusão, o que inviabiliza a aplicação direta de sensores comerciais. No entanto, em trabalhos disponíveis na literatura [54,69,131,193] é proposta uma técnica que visa contornar estas dificuldades e, assim, viabilizar a medida da pressão do arco. Embora utilizem diferentes meios para realizar a medição da pressão propriamente dita, nesses trabalhos é feito o uso de uma mesma técnica. Fundamentalmente, esta técnica consiste na medição da

pressão exercida pelo arco sobre um pequeno orifício (normalmente de 1 mm de diâmetro) presente no ânodo. A este pequeno orifício é conectado o sensor, por intermédio de um tubo prolongador, com o intuito de evitar a exposição do mesmo às elevadas temperaturas presentes no arco. Evidentemente, para que as pressões sejam medidas de forma adequada, o ânodo não pode sofrer fusão, sob pena de obstruir o citado orifício. Para tanto, o mesmo é confeccionado de cobre e normalmente refrigerado a água.

Baseado nesta técnica foi concebido neste trabalho um aparato para realizar a medição da pressão do arco. O dispositivo desenvolvido é composto por uma estrutura mecânica, um sensor de pressão eletrônico de última geração e um circuito de condicionamento de sinal, que permite a leitura da pressão do arco (em Pascal) diretamente no mostrador de um milivoltímetro. Este aparato é mostrado na Figura 89 e abordado em detalhes a seguir.

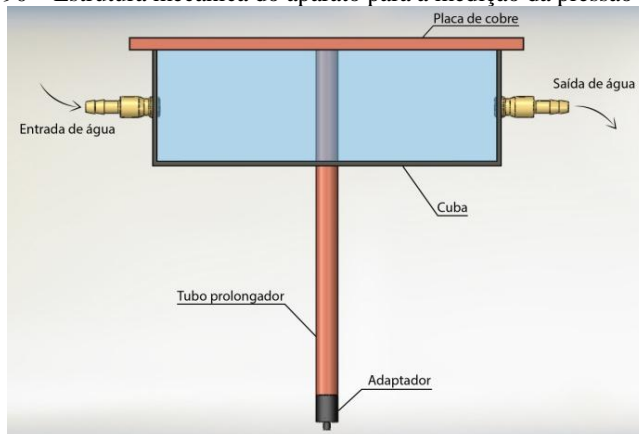
Figura 89 - Aparato desenvolvido para a medição da pressão do arco



4.2.1 Estrutura mecânica

A estrutura mecânica do aparato desenvolvido é constituída por uma placa de cobre com 4,75 mm de espessura (127 x 170 mm), uma cuba confeccionada em aço carbono e um tubo prolongador de 9,5 mm de diâmetro, também de cobre (Figura 90).

Figura 90 – Estrutura mecânica do aparato para a medição da pressão do arco



Um orifício de 1,0 mm de diâmetro está localizado no centro geométrico da placa de cobre. Nesta, é brasado o tubo prolongador concentricamente ao pequeno orifício. Completando a estrutura, têm-se a cuba. Esta, equipada com dois espigões, um de entrada e outro de saída de água, é brasada em ambos os componentes (placa de cobre e tubo prolongador) para, assim, dar origem a um reservatório de água com capacidade de 0,8 L aproximadamente. Deste modo, ao ser preenchido, a água do circuito de refrigeração irá refrigerar simultaneamente a placa de cobre (ânodo), sujeita ao calor do arco voltaico, e uma parcela do tubo prolongador. Na outra extremidade desse tubo, existe um adaptador destinado ao acoplamento hermético do sensor de pressão ao volume conectado ao pequeno orifício presente na placa de cobre.

O comprimento do tubo prolongador foi determinado empiricamente, de modo que a temperatura na sua região interna próxima ao adaptador, não ultrapassasse a temperatura máxima de operação do sensor empregado durante a realização dos ensaios. Para tanto, ensaios foram realizados nas condições próximas ao planejado

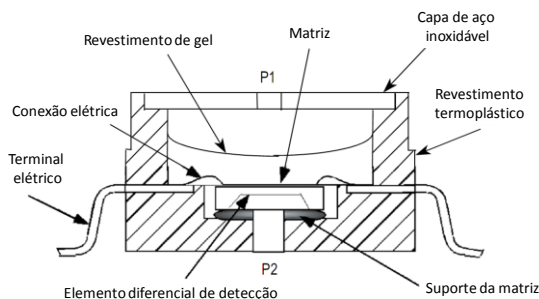
no estudo, sem o sensor de pressão, e a temperatura medida na região interna do tubo prolongador após dois minutos de arco aberto. Este tempo foi definido como sendo o tempo necessário para o sistema atingir o equilíbrio térmico. Como resultado obteve-se o comprimento mínimo de cerca de 150 mm como sendo o suficiente para garantir a integridade do sensor de pressão.

4.2.2 Sensor

O sensor empregado neste desenvolvimento é o MPXV7002DP, fabricado pela Freescale semiconductor. Este sensor combina técnicas avançadas de microusinagem e metalização de filmes finos para, assim, promover uma precisa saída de tensão proporcional a diferença de pressão sobre ele aplicado. Suas principais características referem-se à capacidade de medição de pressões compreendidas entre -2 e +2 kPa, com compensação de temperatura para uma faixa operacional de +10 °C a +60 °C e um erro típico, dentro desta faixa, de 2,5% quando utilizada a função auto-zero. Devido à elevada sensibilidade do MPXV7002DP, esforços mecânicos externos, ou até mesmo a sua posição de montagem, podem afetar a leitura da pressão zero. Desse modo, a função auto-zero consiste em armazenar a leitura da pressão zero e subtraí-la da saída de tensão do sensor durante a operação do mesmo. No presente trabalho isto é realizado manualmente, ajustando-se um *trimpot* presente no circuito de condicionamento de sinal descrito na seção 4.2.3.

Na Figura 91 é apresentada a configuração básica de funcionamento deste sensor.

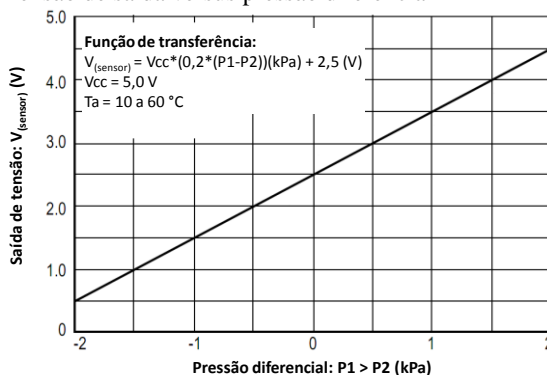
Figura 91 – Estrutura do sensor



Fonte: Adaptado de Freescale semiconductor [197].

Um revestimento de gel promove o isolamento da superfície da matriz e das conexões elétricas contra as possíveis adversidades do ambiente, ao mesmo tempo em que permite que a pressão presente na abertura de medição (entrada P1) seja transmitida ao elemento diferencial de detecção. Como se trata de um elemento sensor diferencial, a condição de estabilidade, ou seja, de pressão zero, se dá quando as pressões nas entradas P1 e P2 são iguais. Nesta condição, a saída de tensão do sensor terá 2,5 V. A Figura 92 apresenta o sinal de tensão de saída do sensor em função da diferença de pressão existente nas entradas P1 e P2.

Figura 92 – Tensão de saída versus pressão diferencial



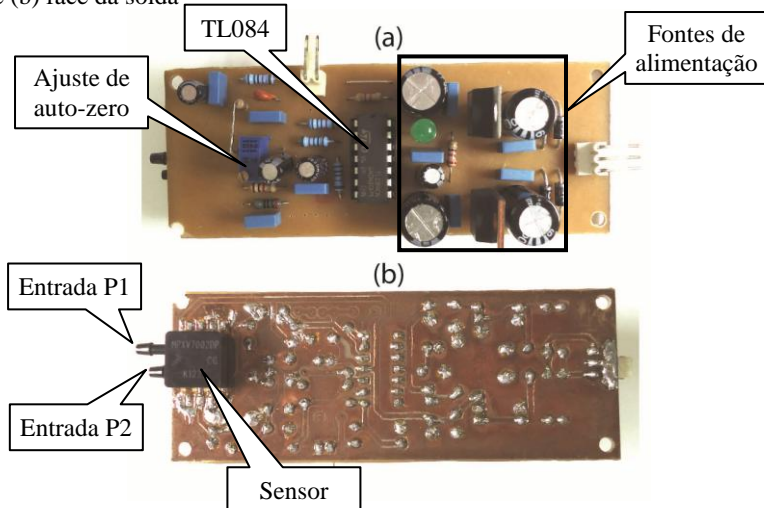
Fonte: Adaptado de Freescale semiconductor [197].

4.2.3 Circuito de condicionamento de sinal

O circuito de condicionamento de sinal é composto, basicamente, por uma fonte de alimentação e dois amplificadores operacionais, dispostos fisicamente num mesmo encapsulamento (TL084) (Figura 93).

A principal função deste circuito consiste em realizar o condicionamento do sinal proveniente da saída do sensor de pressão. Este condicionamento visa reduzir os efeitos nocivos dos ruídos eletromagnéticos, ao mesmo tempo em que realiza a adequação dos níveis de tensão de saída do sensor, de modo que o valor de pressão medido possa ser visualizado diretamente no mostrador de um milivoltímetro.

Figura 93 – Circuito de condicionamento de sinal. (a) Face dos componentes e (b) face da solda

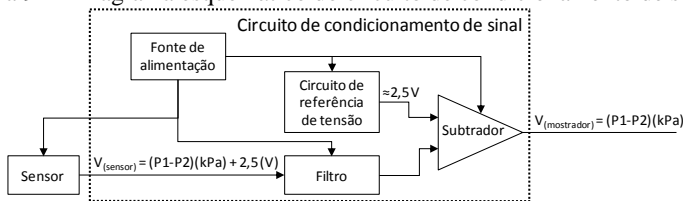


Conforme pode ser visto na Equação 3, que retrata a função de transferência do sensor quando este é alimentado por uma tensão (V_{cc}) de 5,0 V, sua tensão de saída consiste numa reta com coeficiente angular igual a um, e coeficiente linear igual a 2,5.

$$V_{(\text{sensor})} = 1 * (P1 - P2)(\text{kPa}) + 2,5(\text{V}) \quad (3)$$

Baseado nisso, fez-se necessário aplicar apenas a correção no coeficiente linear da referida função de transferência. Para tanto, foi projetado um circuito eletrônico composto por um subtrator e um circuito de referência de tensão. Este último gera uma tensão de referência estável, cujo valor pode ser ajustado continuamente entre 2,4 e 2,6 V. Esta tensão é então subtraída do valor presente na saída do sensor de pressão. Desse modo, ao mesmo tempo em que se tem a correção da função de transferência para que a tensão apresentada no mostrador do milivoltímetro corresponda diretamente ao valor de pressão medido, tem-se também a função de auto-zero. Pois, na condição de pressão zero ($P1$ igual a $P2$) basta atuar no ajuste da tensão de referência de modo a anular o valor de tensão presente na saída do sensor (Figura 94).

Figura 94 – Diagrama esquemático do circuito de condicionamento de sinal



O bloco de circuito relativo ao filtro corresponde a um filtro passa baixa RC e um *buffer* com alta impedância de entrada. Com isso, além de tornar a tensão de saída do sensor mais imune a ruídos, esta, não estará sujeita às impedâncias do restante do circuito.

Realizando a alimentação de todo o circuito tem-se uma fonte de alimentação simétrica de $\pm 5,0$ V, necessária para garantir o correto funcionamento dos amplificadores operacionais. Este valor de 5,0 V, principalmente o da fonte positiva, requer especial atenção por interferir diretamente na função de transferência do sensor (Figura 92).

4.2.4 Considerações acerca da calibração do instrumento

A última etapa no desenvolvimento do aparato concebido neste trabalho consiste na execução do procedimento de calibração. Esta etapa tem por objetivo identificar a incerteza de medição do instrumento, ou seja, o parâmetro, associado ao resultado de uma medida, que caracteriza a dispersão dos valores que podem ser razoavelmente atribuídos ao mensurando¹¹ [198]. Fundamentalmente, a calibração consiste em submeter o instrumento de medição a valores conhecidos do mensurando, em condições bem definidas, e avaliar a sua resposta. Para isso, normalmente são empregados padrões. Os tipos de padrões e a forma com que são empregados determinam, assim, diferentes métodos de calibração. Dentre estes, têm-se a calibração direta, indireta, *in loco* e a parcial [199].

Em se tratando da calibração do instrumento desenvolvido neste trabalho, o método mais adequado consiste na calibração direta, conforme indicado pelo INMETRO [200], por se tratar da medição de uma grandeza difícil de obter medidas materializadas¹². Neste método

¹¹ Grandeza específica submetida à medição [198].

¹² Medida materializada apresenta sempre valores fixos de uma determinada grandeza, um bloco padrão, por exemplo.

de calibração, a grandeza a medir é gerada por dispositivos auxiliares, cujo valor não precisa ser bem conhecido, mas, estável. A medição da grandeza é então realizada, simultaneamente, pelo instrumento a ser calibrado, neste caso, o aparato desenvolvido, e outro instrumento usado como referência. As indicações de ambos os instrumentos são comparadas, sendo que as incertezas do instrumento tido como referência são dimensionadas para serem cerca de dez vezes melhores que a do instrumento a ser calibrado, de tal forma que as diferenças encontradas entre as indicações possam ser atribuídas somente aos erros do instrumento submetido à calibração.

Buscando realizar a calibração do aparato, entrou-se em contato com o laboratório de calibração de pressão da fundação CERTI. Contudo, a menor incerteza do melhor instrumento de calibração presente neste laboratório é de 60 Pa. Deste modo, apesar do aparato ser capaz de medir pressões de até 2 kPa, de nada iria adiantar realizar a referida calibração, tendo em vista que a faixa de medição de pressão utilizada neste trabalho (mensurando) é de 50 a 100 Pa e, portanto, da mesma ordem de grandeza da incerteza de medição do instrumento de referência. Diante disso, foi sugerido como alternativa pela equipe técnica do CERTI realizar o procedimento de calibração no mesmo laboratório em que é realizada a calibração dos seus instrumentos, já que o laboratório do CERTI é acreditado à Rede Brasileira de Calibração (RBC) e, portanto, seus instrumentos devem, necessariamente, ser calibrados por um sistema de medição que possua uma incerteza cerca de dez vezes menor que a incerteza dos instrumentos a calibrar. Deste modo, ter-se-á um instrumento de referência com um incerteza de medição de cerca de 5 Pa e, assim, adequado para a calibração do instrumento desenvolvido neste trabalho. Contudo, devido aos custos envolvidos nesta operação, isto não foi possível de ser realizado.

Diante da impossibilidade desta calibração, a incerteza de medição associada ao resultado de uma medida realizada com o aparato desenvolvido, fica condicionada somente às informações disponibilizadas pelo fabricante relativas às características metrológicas do sensor empregado. Neste contexto, na folha de dados do sensor MPXV7002DP, a única informação disponível diz respeito ao erro máximo, cujo valor corresponde a 2,5% do valor máximo de pressão medido pelo sensor. Assim, considerando que esta pressão é de 2 kPa tem-se, portanto, um erro máximo de 50 Pa, ou seja, menor do que a sensibilidade do instrumento de calibração do laboratório do CERTI.

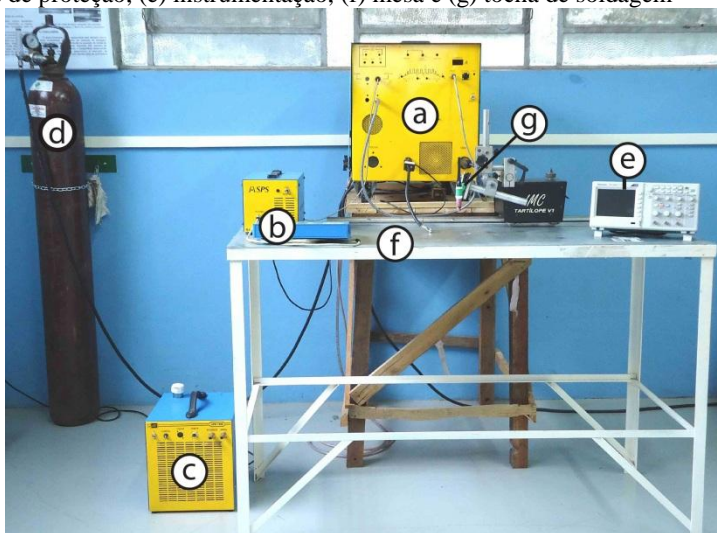
Neste erro, conhecido como erro de fundo de escala, está embutido uma série de fontes de incertezas¹³. Consultando especialistas em metrologia, foi obtida a informação de que este erro fornecido pelo fabricante, metrologicamente é muito pouco representativo. De fato, ele não exprime as características metrológicas do sensor, o que poderia ser determinada com uma calibração, mas, serve para indicar a pior condição possível de operação do dispositivo. Inclusive, para não se comprometer, é comum os fabricantes atribuírem um percentual de segurança de 20 a 30% superior a este erro. Baseado nisso, apesar de não serem conhecidas, certamente as incertezas associadas à medição de pressão realizadas com o aparato desenvolvido, são consideravelmente menores que 50 Pa. Neste sentido, em se tratando especificamente dos erros aleatórios, pôde ser verificado, durante testes preliminares de aquisição, que o sensor possui uma excelente característica de estabilidade, apresentando uma dispersão muito pequena (de no máximo ± 3 Pa) nos resultados para uma dada condição de teste.

¹³ Linearidade, histerese de temperatura, histerese de pressão, erros aleatórios, entre outros [197].

5 BANCADA DE ENSAIOS

Com o desenvolvimento da fonte de soldagem concluído, foi possível realizar efetivamente a montagem da bancada de ensaios para a realização dos experimentos. Esta bancada é composta pela fonte de soldagem, sistema de deslocamento de tocha, unidade de refrigeração, mesa de soldagem, instrumentação, tocha e gases de proteção, conforme é apresentado na Figura 95.

Figura 95 – Bancada de ensaios. (a) Fonte de soldagem desenvolvida, (b) sistema de deslocamento de tocha, (c) unidade de refrigeração, (d) circuito de gás de proteção, (e) instrumentação, (f) mesa e (g) tocha de soldagem



Evidentemente, a fonte de soldagem que compõe esta bancada de ensaios corresponde ao equipamento desenvolvido, descrito na seção 4.1. A mesa de soldagem consiste, basicamente, numa mesa metálica, com dimensões (1,5 m x 0,6 m) planejadas para atender às necessidades relacionadas à execução dos experimentos. Esta mesa foi confeccionada em aço carbono, e submetida a um tratamento superficial para protegê-la contra a oxidação. Embora, seja empregada uma tocha de soldagem seca, faz-se necessário o emprego de uma unidade de refrigeração destinada a refrigerar a unidade de potência analógica da fonte. Em relação ao circuito de gás de proteção, foi utilizado argônio puro, adquirido em garrafas de 10 m³, bem como,

reguladores de pressão e de vazão, apropriados para este tipo de gás, com pressão de entrada máxima de 200 kgf.cm^{-3} e vazão máxima de saída de 20 l.min^{-1} , respectivamente.

5.1 TOCHA DE SOLDAGEM

Considerando que a corrente de soldagem a ser utilizada na presente pesquisa, está limitada à capacidade de fornecimento de corrente da fonte de soldagem, e que esta possui uma corrente máxima de 120 A, não se fez necessário adquirir uma tocha de soldagem extremamente robusta. De fato, neste trabalho, os requisitos relativos à tocha de soldagem estão muito mais associados à dinâmica de resposta da corrente, do que ao seu valor absoluto propriamente dito. Isto se deve, fundamentalmente, ao fato de que a tocha faz parte do circuito de soldagem e que, portanto, o comprimento do seu cabo exerce vital influência na dinâmica de resposta da corrente, devido aos efeitos indutivos que nele surgem quando sujeito a elevadas taxas di/dt . Assim, com o intuito de reduzir os efeitos indutivos do circuito de soldagem e, deste modo, propiciar condições mais favoráveis para a obtenção de uma corrente de excitação ultrassônica com forma de onda adequada, principalmente retangular, foi concebida, a partir de uma tocha de soldagem TIG danificada, uma tocha de soldagem especial para este trabalho, conforme pode ser visto na Figura 96.

Figura 96 – Tocha de soldagem concebida para o presente trabalho



Esta tocha é dotada de um cabo de corrente de apenas 350 mm de comprimento. Este valor foi determinado de modo de fosse

possível realizar a execução de cordões de solda de até 300 mm com o menor comprimento de cabo possível. Cabe salientar que não basta somente a tocha de soldagem ser pequena, toda a conexão do circuito de soldagem deve ser o mais curto possível. Baseado nisso, o cabo terra empregado também possui comprimento reduzido de 350 mm.

5.2 SISTEMA DE DESLOCAMENTO DE TOCHA

O equipamento utilizado para realizar o deslocamento da tocha de soldagem é o Tartílope V1. O Tartílope V1 é um sistema de deslocamento automático destinado às aplicações de soldagem e corte, comercializado pela empresa SPS Soluções para Soldagem [201]. Seu comando microcontrolado permite, além de um controle preciso da velocidade e da posição de soldagem, a criação de ciclos de operação.

O ciclo de operação consiste na execução sequenciada de uma série de trechos definidos pelo usuário, classificados em trechos de ida e de volta. Os trechos de ida são aqueles cuja posição final, necessariamente, deve ser superior a sua posição inicial, enquanto que nos trechos de volta, a posição final deve ser inferior a sua posição inicial. Seja qual for o sentido de deslocamento, para cada trecho é possível selecionar, independentemente, a velocidade de deslocamento e a sua posição final, bem como o tipo de disparo para que este seja executado. Há a possibilidade de opção entre o disparo manual, que pode ser realizado manualmente através da IHM do equipamento ou por uma interface que permite a entrada de um sinal externo de disparo, ou automático no tempo. Uma vez selecionado este último, chegando ao final de determinado trecho, a execução do próximo trecho será iniciada automaticamente depois de transcorrido o tempo de espera (em segundos) definido pelo usuário.

Esta ferramenta se mostra bastante útil, principalmente se utilizado o sinal externo de disparo, possibilitando um maior dinamismo à realização dos experimentos.

5.3 INTEGRAÇÃO DA BANCADA

Durante a realização de ensaios de solda, duas variáveis precisam ser comandadas de forma concatenada, a corrente e a velocidade de soldagem. Pois, transcorrido um tempo muito longo entre a abertura do arco e o início do deslocamento da tocha, ter-se-á uma poça de fusão com dimensões exageradas, isto quando não ocorrer a perfuração do corpo de prova. Por outro lado, se o

deslocamento da tocha de soldagem ocorrer imediatamente após a abertura do arco, não haverá tempo hábil para a formação de uma adequada poça de fusão, sendo, portanto, necessário descartar um comprimento considerável do início cordão para não comprometer as análises dos resultados obtidos. Pensando nisso, foi implementado na fonte de soldagem um sinal de controle destinado a comandar o deslocamento da tocha de soldagem, com o propósito de se obter cordões de solda com elevado grau de repetitividade, além de tornar a sua execução mais dinâmica e eficiente.

No software de controle da fonte de soldagem, foi criada uma função que ao término da rampa de subida da corrente principal de soldagem, habilita¹⁴ uma das saídas de contato seco descritas na seção 4.1.4.2. Esta saída é então conectada à entrada de disparo externo do sistema de deslocamento, permitindo assim, que a fonte de soldagem controle o disparo que coloca a tocha de soldagem em movimento.

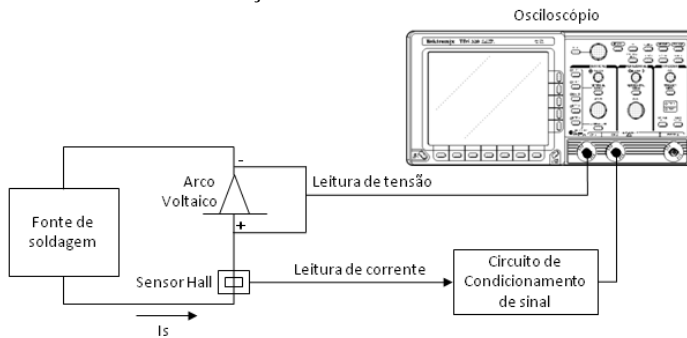
Com esta integração entre esses dois equipamentos, é possível, por exemplo, a execução do processo U-TIG avançado de forma adequada e segura, sem, entretanto, comprometer os resultados obtidos, principalmente aqueles próximos ao início do cordão de solda. Além disso, ao se estabelecer as variáveis de soldagem relativas às rampas de subida e descida da corrente principal de soldagem, consegue-se padronizar a execução dos cordões de solda, algo fundamental para um trabalho científico.

5.4 INSTRUMENTAÇÃO

Para garantir a qualidade das análises num trabalho científico na área da tecnologia da soldagem, necessariamente há de ser considerado o emprego de um sistema de aquisição das variáveis de soldagem. Embora existam disponíveis no mercado equipamentos comerciais destinados especificamente para esta função, os mesmos não possuem capacidade de amostragem suficiente que permitam a aquisição de sinais de elevadas frequências, como o que ocorre na soldagem com excitação ultrassônica da corrente. Diante disso, neste trabalho, foi desenvolvida uma estrutura de aquisição capaz de realizar a medição das variáveis elétricas do arco (tensão e corrente). Esta estrutura consiste basicamente num osciloscópio e num sensor de corrente do tipo Hall, conforme mostra a Figura 97.

¹⁴ O sinal é desabilitado imediatamente antes de iniciar a rampa de descida da corrente principal de soldagem.

Figura 97 – Estrutura de medição desenvolvida



O osciloscópio empregado é do tipo digital, modelo TDS2002C da marca Tektronix. Este equipamento é equipado com dois canais de leitura, cada qual, com uma taxa de amostragem de 1,0 GS/s. Por intermédio de uma conexão USB é possível salvar, em formato arquivo de texto, a tabela de pontos (2500 pontos para cada canal de leitura) dos sinais aquisitados. Deste modo, além de ser possível salvar os dados das aquisições no computador para posterior utilização, os mesmos podem ser importados em software de tratamento de dados.

O sensor de efeito Hall utilizado é o CYHCS-B3C-200A. Este sensor permite a medição de correntes eficazes de até 200 A, com um tempo de resposta menor que 1,0 μ s e uma precisão de $\pm 0.5\%$. Estas características fazem deste, o sensor adequado para a aquisição da corrente de soldagem empregada neste trabalho.

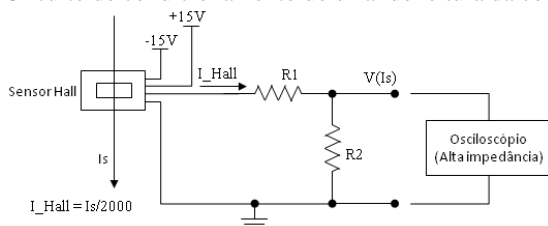
O circuito de condicionamento de sinais possui duas funções. A primeira delas diz respeito ao fornecimento da tensão de alimentação (± 15 V) necessária para o correto funcionamento do sensor. A segunda, porém não menos importante, realiza o condicionamento do sinal de saída do sensor. Este sinal se dá em corrente, com uma relação de 200 A/100 mA, ou seja, para uma corrente de soldagem de 100 A, ter-se-á na saída do sensor uma corrente de 50 mA.

Para que este sinal possa ser adequadamente exibido na tela do osciloscópio, o mesmo precisa ser convertido em tensão¹⁵ com a devida correção de escala. Isto é realizado com um simples divisor de tensão resistivo (

Figura 98).

¹⁵ O osciloscópio é um voltímetro e, portanto, não realiza a medição direta de corrente elétrica.

Figura 98 – Circuito de condicionamento do sinal de leitura da corrente



Assim, ao ser percorrido pela corrente de saída do sensor Hall (I_{Hall}), surgirá nos terminais do resistor R2 uma tensão proporcional à corrente de soldagem $V(Is)$, dada pela Equação 4.

$$V(Is) = R2 * I_{Hall} = R2 * Is/2000 \quad (4)$$

Desta forma, para realizar a correção de escala basta alterar o valor do resistor R2. A relação de escala estabelecida para a medição de corrente com o referido sistema de aquisição foi de 10 A/200 mV, com isso, ao colocar a escala de tensão do osciloscópio em 200 mV/DIV, cada divisão corresponderá a 10 A.

Em relação à calibração do sistema de aquisição desenvolvido, foi necessário realizar apenas a calibração da corrente, tendo em vista que o osciloscópio dispõe de um sistema de calibração próprio para as medidas de tensão. Nesta, foi adotado como instrumento padrão um alicate amperímetro *true rms* da marca Fluke, modelo 336, com 2% de precisão¹⁶ nas medidas em corrente contínua. O procedimento de calibração consistiu em estabelecer uma corrente contínua constante e realizar a sua medição simultaneamente com ambos os instrumentos, o alicate amperímetro e o sistema de aquisição desenvolvido. Inicialmente, esta corrente foi ajustada de modo que o alicate amperímetro apresentasse um valor de corrente de 30 A. Em seguida, a escala de tensão do osciloscópio foi colocada em 200 mV/DIV, e o divisor resistivo do circuito de condicionamento de sinal foi alterado até que na tela do osciloscópio fosse apresentada uma medida de tensão de 600 mV, correspondendo, assim, a 30 A (três divisões de escala).

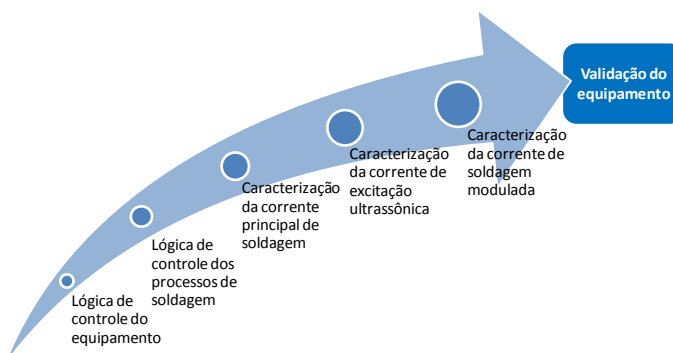
¹⁶ Precisão normalmente encontrada nos sistemas de aquisição de dados para a soldagem.

6 RESULTADOS E DISCUSSÕES

6.1 AVALIAÇÃO DE DESEMPENHO DA FONTE DE SOLDAGEM DESENVOLVIDA

A última etapa relativa ao desenvolvimento de uma fonte de soldagem consiste na realização de procedimentos de teste, cujo intuito é o de confirmar e caracterizar o seu funcionamento. Isto inclui deste a verificação das suas funções básicas de controle até a reprodução adequada das variáveis de soldagem definidas pelo usuário. Em se tratando da fonte de soldagem desenvolvida neste trabalho, esta etapa se apresenta substancialmente mais intrincada, sobretudo, devido à maior complexidade associada à sua concepção de projeto, que reúne num único equipamento, três fontes de soldagem controladas simultaneamente por uma mesma unidade de controle (seção 4.1.2). Para tanto, com o intuito de tornar o processo de avaliação de desempenho do equipamento mais sistemático e eficiente, o mesmo foi estruturado em cinco etapas, conforme apresentado na Figura 99.

Figura 99 – Estrutura de validação da fonte de soldagem desenvolvida



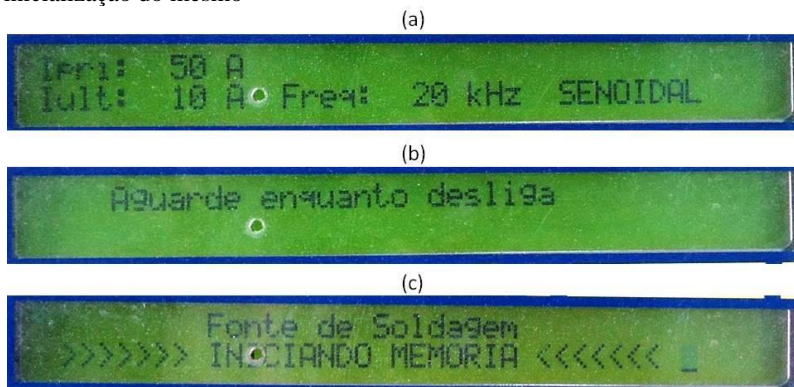
6.1.1 Lógica de controle do equipamento

A primeira etapa de validação do equipamento diz respeito à avaliação da sua lógica de controle e funcionamento geral do mesmo. Nesta, foram realizados testes sem se preocupar com os valores atribuídos às variáveis de soldagem. Isto porque, de fato, o que se busca nestes ensaios é verificar o funcionamento das suas funções

básicas, como a sua rotina de inicialização e desligamento, o armazenamento das variáveis de soldagem e as proteções que garantem a sua integridade.

Inicialmente foi definido um conjunto de variáveis de soldagem, conforme mostra a Figura 100(a), e, na sequência, o equipamento desligado. A priori, durante este processo de desligamento (Figura 100(b)), o equipamento deve ser capaz de armazenar numa memória não volátil¹⁷ os valores das variáveis conforme definidos pelo usuário. Ao ser ligado, o equipamento então executa um processo de recuperação de dados da memória, conforme mostra a Figura 100(c). Com a fonte de soldagem ligada, voltou-se a tela correspondente à da Figura 100(a), onde foi possível constatar que as variáveis não só foram salvas, mas também recuperadas adequadamente.

Figura 100 – Interface homem máquina da fonte de soldagem desenvolvida: (a) tela de variáveis a serem definidas pelo usuário; (b) tela apresentada durante o processo de desligamento do equipamento; e (c) durante a inicialização do mesmo

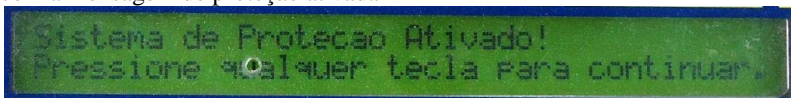


O funcionamento da proteção térmica, instalada na unidade de potência analógica (seção 4.1.3.2), também foi verificado. Para a realização deste teste, um arco com corrente de excitação ultrassônica com forma de onda senoidal foi estabelecido ao mesmo tempo em que a unidade de refrigeração foi propositalmente mantida desligada. Com isso, possibilitou-se o sobreaquecimento das placas de cobre que

¹⁷ São memórias que armazenam informações mesmo quando a alimentação não está presente.

compõem a referida unidade de potência e, conseqüentemente, a efetiva realização do ensaio. Durante a execução do ensaio, a temperatura da unidade de potência analógica foi aumentando até que, ao atingir um valor da ordem de 70 °C, apareceu no display do equipamento a mensagem de proteção ativada (Figura 101) e o arco imediatamente extinto. Ao ser pressionado qualquer tecla, o equipamento informa, na tela seguinte, qual proteção está ativa e fornece somente a opção de desligar o equipamento (resetar).

Figura 101- Interface homem máquina da fonte de soldagem desenvolvida, com a mensagem de proteção ativada



Cabe salientar que apesar de estarem descritos somente os procedimentos de avaliação das principais funções básicas da fonte de soldagem, durante a realização destes testes, outras funções relativas ao seu funcionamento básico também foram verificadas, como a sequência de energização da unidade de controle e unidades de potência, a navegação pelas telas da IHM e o disparo de soldagem (mediante 2 ou 4 toques).

6.1.2 Lógica de controle dos processos de soldagem

As fontes de soldagem eletrônicas, devido ao seu elevado grau de controle sobre as variáveis de soldagem, permitem a execução de uma sequência lógica de acionamento do processo. Este acionamento diz respeito principalmente à corrente de soldagem, dando origem a uma forma de onda que torna a execução do processo mais adequada em se tratando da estabilidade do arco e do próprio controle do mesmo. Esta lógica de controle do processo de soldagem consiste, basicamente, na adequada execução das rampas de subida e descida da corrente de soldagem, corrente de curto-circuito e de finalização, função “lift-arc¹⁸”, além do acionamento automático do gás de proteção.

No caso da fonte de soldagem desenvolvida neste trabalho, onde todos os processos caracterizam-se como sendo variantes do

¹⁸ A função “lift-arc” consiste em impor uma corrente de baixa intensidade durante o curto circuito de abertura do arco.

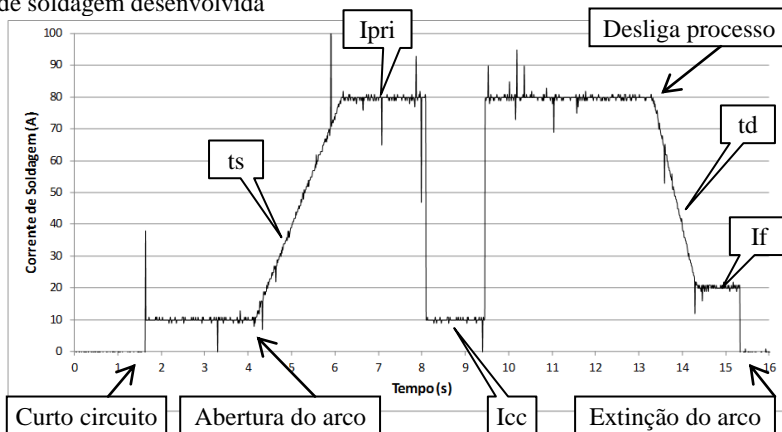
processo TIG, esta lógica acaba se tornando comum a todos os processos disponíveis no equipamento. Para tanto, foi empregado o processo U-TIG Normal, com as variáveis de soldagem apresentadas na Tabela 2.

Tabela 2 – Variáveis de soldagem utilizadas nos ensaios de validação da lógica de controle dos processos de soldagem

Variáveis de Soldagem	
Corrente principal de soldagem – (I _{pri})	80 A
Corrente de excitação ultrassônica – (I _{ultra})	0 A
Corrente de curto circuito – (I _{cc})	10 A
Tensão de curto circuito – (U _{cc})	2,0 V
Corrente de finalização – (I _f)	20 A
Tempo de finalização – (t _f)	1,0 s
Tempo de rampa de subida – (t _s)	2,0 s
Tempo de rampa de descida – (t _d)	1,0 s
Tempo de pré-gás – (pregas)	2,0 s
Tempo de pós-gás – (posgas)	3,0 s

Como o interesse nestes ensaios não está atrelado ao cordão de solda obtido, nem tampouco às características do arco, as condições de soldagem não foram definidas criteriosamente, sendo utilizada uma configuração semelhante à comumente utilizada na prática. O arco foi estabelecido entre o eletrodo estacionário e uma peça de trabalho de aço carbono. Conforme pode ser visto na Tabela 2, a corrente de excitação ultrassônica foi ajustada em zero, de modo a não influenciar nas análises dos resultados. Os resultados obtidos são apresentados na Figura 102.

Figura 102 – Lógica de controle do processo de soldagem realizada pela fonte de soldagem desenvolvida



Conforme pode ser observado, a execução da lógica de controle do processo de soldagem U-TIG Normal está de acordo com o que normalmente é definido nos processos de soldagem TIG convencional. Ao realizar o curto circuito para a abertura do arco, a fonte de soldagem impõe uma corrente de abertura com valor igual ao da corrente de curto-circuito (“lift-arc”). Isto se deve ao fato de que na abertura do arco tem-se um curto circuito e, portanto, é natural admitir que a corrente empregada nesta ocasião necessariamente deva corresponder a corrente de curto-circuito regulada pelo usuário. Imediatamente após a extinção desse curto-circuito, ocorre a abertura do arco propriamente dita, e a rampa de subida da corrente é executada até atingir o valor da corrente de soldagem (80 A). Durante a execução da soldagem, propositalmente foi promovido um curto-circuito. Como resultado, a corrente de soldagem foi reduzida rapidamente ao valor de I_{cc} , permanecendo neste valor enquanto o curto circuito foi mantido.

Ao receber o sinal de desliga processo, a rampa de descida da corrente foi iniciada, sendo esta executada até atingir o valor correspondente à corrente de finalização. A corrente de finalização é então imposta durante o tempo de finalização (t_f) definido pelo usuário, sendo na sequência o arco extinto e finalizada a soldagem.

Conforme pode ser observado, ao ser confrontados os valores das variáveis presentes na Tabela 2 com a forma de onda obtida no gráfico da Figura 102, os valores das variáveis de soldagem reguladas

pelo usuário foram adequadamente reproduzidas pela fonte de soldagem.

6.1.3 Caracterização da corrente principal de soldagem

Os ensaios relativos à corrente principal de soldagem têm por objetivo verificar, basicamente, a calibração desta grandeza e, portanto, confirmar se o equipamento reproduz adequadamente, em termos do valor absoluto, a corrente de soldagem definida pelo usuário na interface homem-máquina (IHM).

Considerando que a corrente principal de soldagem é fornecida integralmente por um único módulo de potência, esta verificação pôde ser realizada para uma única variante do processo de soldagem sem, entretanto, comprometer a qualidade desta análise. Para tanto, foi empregado o processo U-TIG Normal, nas condições apresentadas na Tabela 3, com corrente de excitação ultrassônica igual a zero de modo a não interferir na avaliação dos resultados.

Tabela 3 – Condições de soldagem utilizadas nos ensaios de caracterização da corrente principal de soldagem

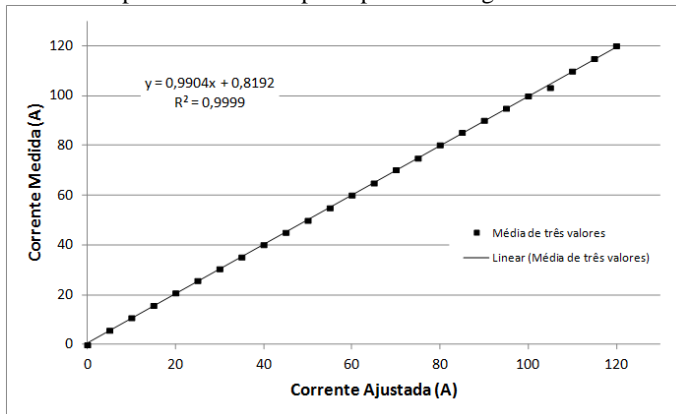
Condições de Soldagem	
Distância eletrodo-peça, DEP	4 mm
Ângulo de afiação do eletrodo	60°
Diâmetro do eletrodo	2,4 mm
Tipo do eletrodo	EWTh-2
Avanço do eletrodo ¹⁹	3 mm
Vazão de gás	10 L/min
Tamanho do bocal de gás (N°)	5

Assim, um arco voltaico foi estabelecido, estacionariamente, entre o eletrodo e uma peça de trabalho de aço carbono de elevadas dimensões, com o intuito de favorecer a dissipação de calor e, assim, evitar a formação de uma poça fundida. A corrente de soldagem foi então regulada na IHM do equipamento e medida com o sistema de aquisição descrito na seção 5.4. Esta regulagem consistiu no estabelecimento de valores discretos de corrente (a cada 5 A), compreendendo a faixa operacional do equipamento, ou seja, de 5 a 120 A. Com o intuito de se obter um resultado mais robusto e

¹⁹ Esta consiste na distância entre a ponta do eletrodo e o bocal, ou seja, o comprimento do eletrodo que permanece para fora do bocal de gás.

consistente, este ensaio foi realizado três vezes e uma média aritmética simples dos valores medidos²⁰ correspondentes à mesma corrente de soldagem regulada foi obtida. O resultado é apresentado na Figura 103.

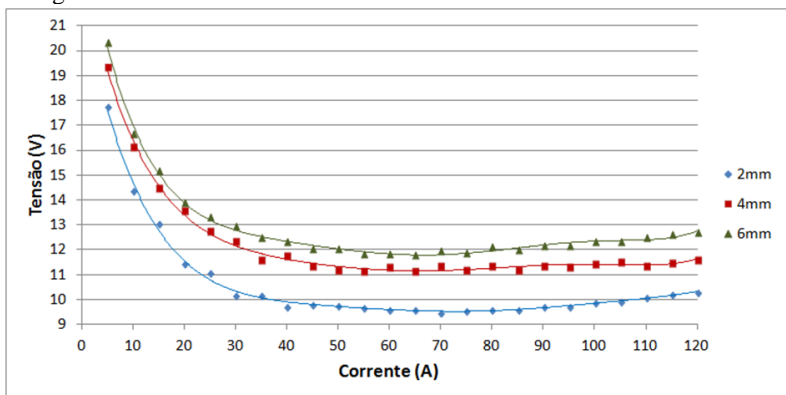
Figura 103 – Resposta da corrente principal de soldagem



Nesta Figura, além dos pontos correspondentes à média das correntes medidas, é também apresentada a regressão linear entre estes mesmos pontos. Como resultado obteve-se um coeficiente angular e linear muito próximo de um e de zero, respectivamente. Isto retrata o bom comportamento da fonte de soldagem no que diz respeito à reprodução do valor da corrente de soldagem selecionado pelo usuário. Entretanto, entende-se que somente reproduzir o valor da corrente de soldagem de forma adequada não é condição suficiente para garantir a correta formação do arco voltaico de soldagem. O equipamento deve necessariamente prover também, tensões de modo a suprir a necessidade do arco voltaico. Pensando nisso, foi levantada a característica estática do processo TIG para três diferentes valores de DEP (2, 4 e 6 mm). Na realização destes ensaios foram empregadas as mesmas condições de soldagem descritas na Tabela 3, com especial atenção para o ajuste da distância eletrodo peça. Para cada valor de DEP foi empregado um eletrodo de tungstênio diferente, de modo à afiação não influenciar nos resultados. O resultado obtido é mostrado na Figura 104.

²⁰ Corrente média.

Figura 104 – Característica estática do processo TIG obtida com a fonte de soldagem desenvolvida



Conforme pode ser observado, o equipamento de soldagem possibilitou a obtenção da característica estática do processo TIG para toda a sua faixa operacional de corrente de soldagem. Este resultado confirma a sua capacidade em executar o processo TIG, e suas variantes, de forma absolutamente apropriada.

6.1.4 Caracterização da corrente de excitação ultrassônica

Uma vez estando a corrente principal de soldagem sendo reproduzida corretamente, a próxima etapa no processo de avaliação de desempenho do equipamento consistiu na caracterização da corrente de excitação ultrassônica. Estes ensaios tiveram por objetivo caracterizar as diversas correntes de excitação ultrassônica fornecidas pelo equipamento, no que se refere à sua forma de onda e ao valor de corrente regulado pelo usuário. Para tanto, foi empregada uma corrente principal de soldagem, com valor fixo de 80 A, nas mesmas condições descritas na Tabela 3, e realizadas aquisições de corrente com o sistema de aquisição descrito na seção 5.4, empregando um sensor de corrente do tipo Hall e uma ponteira de corrente Tektronix, modelo A6302 [202], específica para a realização de medidas de corrente usando o osciloscópio.

Foram realizados ensaios com todas as três formas de onda da corrente de excitação ultrassônica fornecidas pela fonte de soldagem (retangular, senoidal e triangular). Para cada uma dessas formas de onda, foram realizados ensaios com os valores máximos e mínimos de

corrente²¹ e frequência de pulsação permitidos pelo equipamento. Estes valores extremos foram então empregados de tal modo a se obter todas as possíveis combinações entre si. Assim, uma vez caracterizada a corrente de excitação ultrassônica em suas condições extremas, é de se esperar que todas as demais possíveis condições apresentem uma resposta característica de acordo com os obtidos nestes ensaios. Na Tabela 4 é apresentada a síntese dos ensaios realizados.

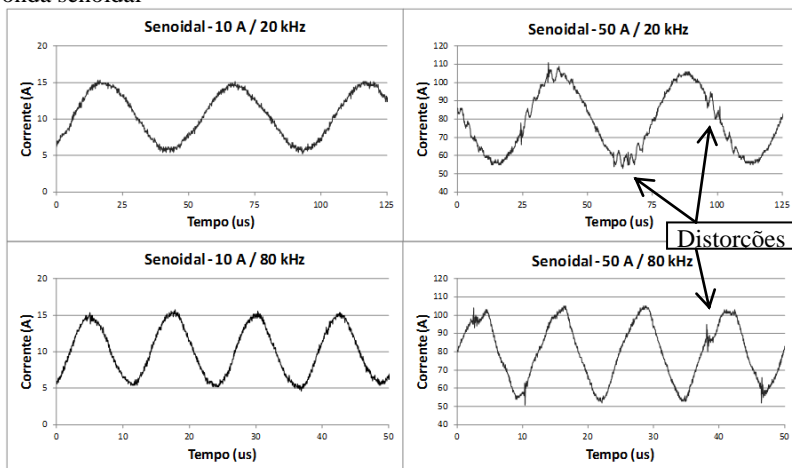
Tabela 4 – Variáveis relativas à corrente de excitação ultrassônicas empregadas nos ensaios

Matriz de ensaios – Variáveis ultrassônicas			
Forma de onda	Corrente (A)	Frequência (kHz)	Ensaio
Senoidal	10	20	Ensaio 1
	10	80	Ensaio 2
	50	20	Ensaio 3
	50	80	Ensaio 4
Triangular	10	20	Ensaio 5
	10	80	Ensaio 6
	50	20	Ensaio 7
	50	80	Ensaio 8
Retangular	10	20	Ensaio 9
	10	80	Ensaio 10
	50	20	Ensaio 11
	50	80	Ensaio 12

Os resultados obtidos para a corrente de excitação ultrassônica com forma de onda senoidal são apresentados na Figura 105.

²¹ A corrente de excitação ultrassônica mínima permitida pelo equipamento é de 0 A, contudo, nestes ensaios convencionou-se como sendo de 10 A.

Figura 105 – Aquisições da corrente de excitação ultrassônica com forma de onda senoidal

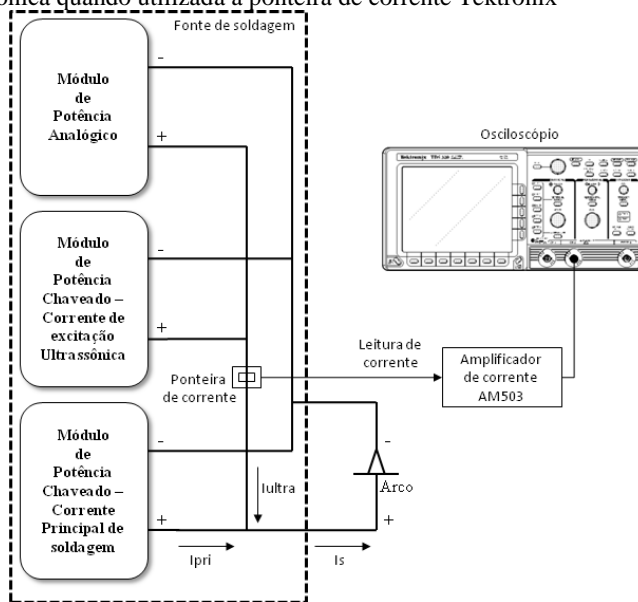


As distorções observadas na forma de onda da corrente dizem respeito aos ruídos gerados durante o chaveamento da corrente principal de soldagem, que além de se sobrepor a esta corrente de excitação no momento da modulação, são principalmente captadas pelo sistema de aquisição quando utilizado o sensor do tipo Hall. Apesar destas distorções, o equipamento de soldagem foi capaz de prover, mesmo nas frequências de 80 kHz, uma corrente de excitação ultrassônica com forma de onda senoidal bastante satisfatória e de acordo com o esperado.

Esta baixa imunidade aos ruídos eletromagnéticos, característica do sistema de aquisição quando empregado o sensor do tipo Hall, fez com que as aquisições da corrente de excitação ultrassônica com valor de 10 A fosse prejudicadas. Nesta condição, a amplitude dos ruídos captados pelo sistema foi da mesma ordem de grandeza do sinal de corrente medido, impedindo a efetiva aquisição do sinal de interesse. Baseado nisso, foi empregada a ponteira de corrente Tektronix, que ao se constituir num equipamento comercial e de elevada robustez está, portanto, mais imune aos ruídos eletromagnéticos. Entretanto, devido ao fato desta ponteira estar limitada a medição de valores máximos de 20 A, e o valor da corrente principal de soldagem utilizada nestes ensaios ser de 80 A, a tomada de corrente foi realizada somente para a corrente de excitação ultrassônica (Ultra), antes que a mesma fosse modulada a corrente

principal de soldagem (Ipri), conforme mostra a Figura 106. Com isso, foi possível realizar as aquisições da forma de onda da corrente de excitação ultrassônica com níveis aceitáveis de ruídos sem, entretanto, comprometer a qualidade dos ensaios. Pois apesar de estar sendo realizada somente a aquisição da corrente de excitação ultrassônica, a fonte de soldagem continua fornecendo a corrente principal de soldagem do mesmo modo que nos ensaios onde foi empregada a corrente de excitação ultrassônica de 50 A e utilizado o sensor do tipo Hall. Este procedimento foi adotado também nas aquisições de corrente ultrassônica com valor de 10 A para as formas de onda triangular e retangular.

Figura 106 – Configuração empregada na aquisição da corrente de excitação ultrassônica quando utilizada a ponteira de corrente Tektronix

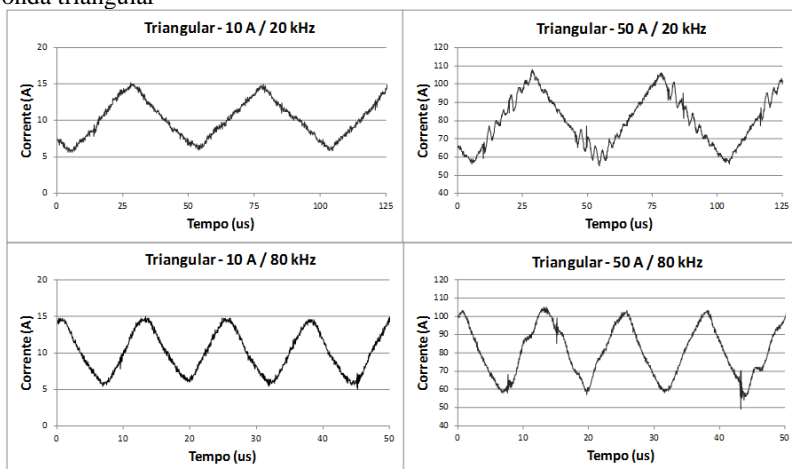


Em se tratando do valor absoluto da corrente, é possível observar que mesmo na condição mais crítica²² (50 A/80 kHz), os valores obtidos estão de acordo com o que foi definido na IHM pelo usuário.

²² Quanto maior o valor da corrente e da frequência de pulsação, maior a dificuldade do equipamento em prover corretamente a corrente de excitação ultrassônica.

O módulo de potência que fornece a corrente com forma de onda senoidal, também fornece a corrente de excitação ultrassônica triangular. Os resultados obtidos para esta forma de onda são apresentados na Figura 107.

Figura 107 – Aquisições da corrente de excitação ultrassônica com forma de onda triangular



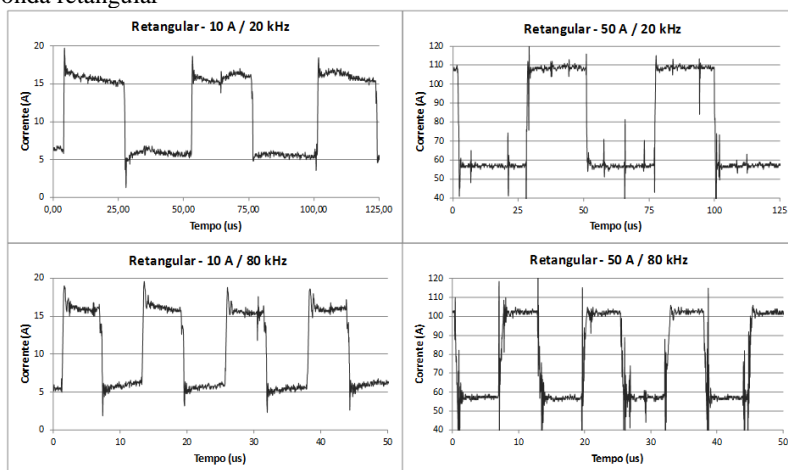
Assim como no caso da forma de onda senoidal, a triangular também está sujeita às distorções conforme descrito anteriormente. Apesar disto não comprometer a sua forma de onda, tendo em vista que estas distorções estão muito mais associadas aos ruídos captados pelo sistema de aquisição do que a sua modulação propriamente dita à corrente principal de soldagem. Entretanto, para a frequência de pulsação de 80 kHz, fica evidenciada uma distorção associada à diminuição no valor de pico da corrente. Naturalmente, este fenômeno não pode estar atrelado às limitações de potência do equipamento, por se tratar das mesmas condições de ensaio e o mesmo módulo de potência da forma de onda senoidal, além de ser observado também para a corrente de 10 A. De fato, foi verificado que a diminuição observada no valor de pico da corrente é consequência da distorção presente na forma de onda, devido às limitações de resposta dinâmica do módulo de potência.

No pico da onda triangular, têm-se uma transição muito rápida da corrente. Ao não possuir velocidade de resposta para acompanhar esta transição, o módulo de potência “arredonda” esses picos,

reduzindo, assim, o valor máximo obtido. Esta redução no valor máximo da corrente representa um erro de cerca de 10% em relação ao valor regulado pelo usuário. Este percentual de erro é aceitável, uma vez que o interesse nesta corrente está associado à sua capacidade de excitar o arco e não no seu valor absoluto.

Conforme descrito na seção 4.1.3, a corrente de excitação ultrassônica com forma de onda retangular é fornecida por um módulo de potência específico (chaveado). Os resultados obtidos para esta corrente são apresentados na Figura 108.

Figura 108 – Aquisições da corrente de excitação ultrassônica com forma de onda retangular



Assim como nos resultados obtidos para as formas de onda senoidal e triangular com corrente de 50 A, os ruídos observados nestas aquisições se devem ao chaveamento da corrente principal de soldagem associada à relativa baixa imunidade do sistema de aquisição desenvolvido.

Conforme pode ser visto, em todas as aquisições, a corrente de excitação está com o seu valor médio deslocado para cima. Num primeiro momento foi cogitado que isto poderia ser devido a uma falha de controle do equipamento em relação à compensação do valor médio da corrente de soldagem ultrassônica. Contudo, após análises mais detalhas foi verificado que, de fato, este comportamento se deve à razão cíclica associada à pulsação desta corrente. O valor medido desta razão cíclica foi de cerca de 46%, ou seja, uma pulsação com

tempo de base maior do que o tempo de pulso, fazendo com que o valor da corrente média associada a esta corrente pulsada seja levemente menor do que a metade do seu valor de pico a pico. Como resultado, ao ser modulada, esta corrente se apresenta levemente deslocada para cima.

Ainda em relação aos resultados obtidos com a forma de onda retangular, foi observado que para a corrente de 50 A e frequência de 80 kHz, a amplitude da corrente de pulsação reduziu cerca de 5 A, representando, assim, um erro de cerca de 10%. Diferentemente do que ocorre com a forma de onda triangular, neste caso, foi constatado que este resultado se deve ao fato de que nestas condições, o equipamento já se encontra próximo do seu limite de potência máxima disponível.

Conforme pode ser visto, a fonte de soldagem desenvolvida possui velocidade de resposta adequada aos propósitos do presente estudo, pois, mesmo em frequências de pulsação muito elevadas, de 80 k Hz, o equipamento foi capaz de reproduzir adequadamente a corrente de excitação ultrassônica em todas as formas de ondas disponíveis.

6.1.4.1 Resposta dinâmica da corrente de excitação ultrassônica

Embora possua características dinâmicas suficientes para reproduzir as formas de onda da corrente de excitação ultrassônica, conforme visto na seção anterior, a velocidade de resposta da fonte de soldagem, de fato, não foi caracterizada. Baseado nisso, foram realizados ensaios com o intuito de determinar a resposta dinâmica da corrente fornecida pelo equipamento. Nestes ensaios foi empregada a corrente de excitação ultrassônica retangular, por se tratar da forma de onda que apresenta as maiores taxas de variação da corrente.

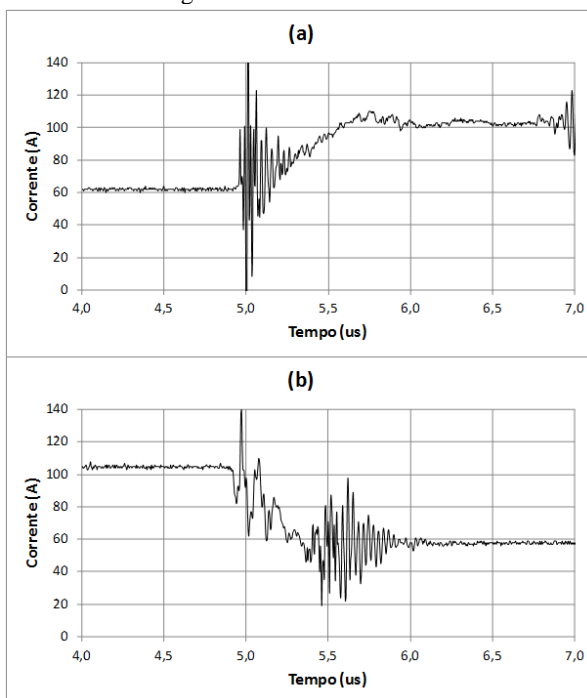
A corrente principal de soldagem empregada consiste na mesma utilizada nos ensaios da seção anterior, enquanto que as variáveis relativas à corrente de excitação ultrassônica aos valores máximos permitidos pelo equipamento (Tabela 5). Os ensaios foram realizados nas condições descritas na Tabela 3.

Tabela 5 – Variáveis de soldagem utilizadas nos ensaios de caracterização da resposta dinâmica da corrente de excitação ultrassônica

Variáveis de Soldagem	
Corrente principal de soldagem – (I _{pri})	80 A
Corrente de excitação ultrassônica – (I _{ultra})	50 A
Frequência de pulsação – (f _{ultra})	80 kHz
Forma de onda da corrente	Retangular

Os resultados obtidos são apresentados na Figura 109, onde é mostrada em detalhes a transição de subida e descida da corrente de excitação ultrassônica.

Figura 109 – Aquisições da taxa de (a) subida e (b) descida da corrente de excitação ultrassônica retangular



Em ambos os resultados é nítida a presença de ruídos no sinal medido. Diferentemente dos ruídos presentes nas aquisições apresentadas na seção anterior, estes tem sua origem no próprio chaveamento da corrente de excitação ultrassônica. Esta geração de

ruído é própria da comutação e bloqueio dos IGBT's responsáveis pela pulsação da corrente, associada à elevada frequência de chaveamento.

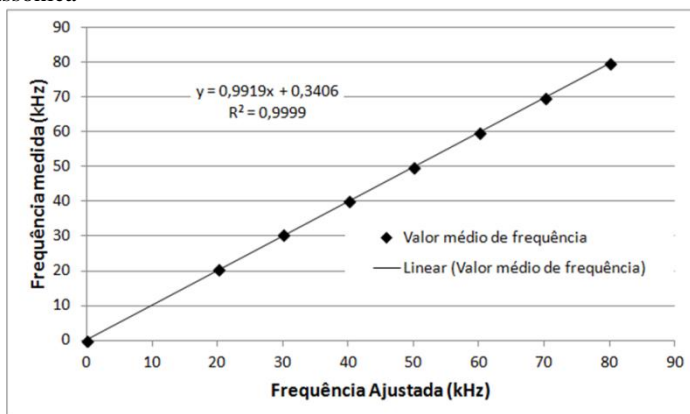
Apesar de esses ruídos possuírem elevadas amplitudes, sua presença não inviabiliza a determinação da dinâmica de resposta do equipamento. Conforme pode ser visto, em ambos os casos, o tempo de comutação da corrente foi em torno de 0,6 μ s. Isto representa uma dinâmica de resposta de cerca de 80 A/ μ s, ou 80.000.000 A/s, o que coloca o equipamento desenvolvido em condição de igualdade ao que hoje é encontrado na vanguarda da tecnologia mundial.

6.1.4.2 Caracterização da frequência de pulsação

Os ensaios relativos à caracterização da frequência de pulsação da corrente de excitação ultrassônica têm por objetivo verificar a calibração desta grandeza e sua respectiva estabilidade. Para tanto, foram conduzidos ensaios nas condições de soldagem apresentadas na Tabela 3, empregando uma corrente principal de soldagem de 50 A e uma corrente de excitação ultrassônica retangular de 30 A. Este valor intermediário da corrente de excitação foi definido como sendo a condição onde se obtém a melhor relação entre as amplitudes da corrente de soldagem e dos ruídos descritos anteriormente, sem, entretanto, comprometer as medidas por questões relacionadas com a capacidade dinâmica ou de potência máxima do equipamento.

A frequência de pulsação da corrente ultrassônica foi então regulada na IHM do equipamento e medida com o sistema de aquisição descrito na seção 5.4. Durante a realização dos ensaios foram estabelecidos valores discretos de frequências (a cada 10 kHz) compreendendo toda a faixa operacional do equipamento, ou seja, de 20 a 80 kHz. Além disso, visando a obtenção de um resultado mais consistente, este ensaio foi realizado três vezes e uma média aritmética simples dos valores medidos relativa à mesma frequência de pulsação regulada foi obtida. O resultado é apresentado na Figura 110.

Figura 110 - Resposta da frequência de pulsação da corrente de excitação ultrassônica



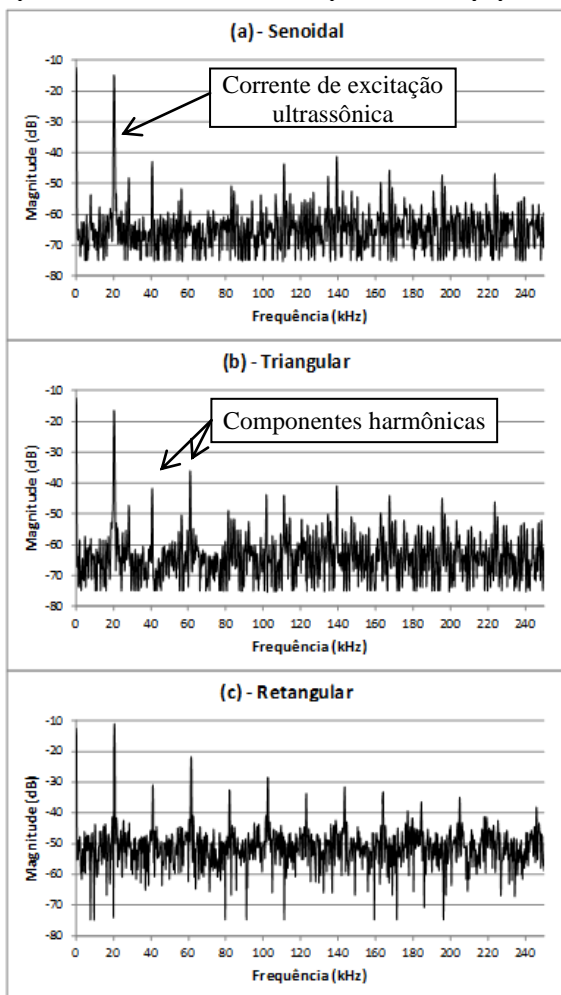
Além dos pontos correspondentes à média das frequências medidas, neste gráfico também é apresentada a regressão linear entre estes mesmos pontos. Como resultado obteve-se um coeficiente de correlação (R^2) igual a um, o que representa um excelente comportamento da fonte de soldagem, no que diz respeito à realização da pulsação da corrente de acordo com a frequência definida pelo usuário. Apesar dos valores das frequências medidas possuírem variações muito pequenas em relação ao valor definido pelo usuário, da ordem de algumas centenas de Hertz, foram realizados ensaios adicionais com o intuito de não só confirmar a sua estabilidade, mas também o de verificar o comportamento de suas componentes harmônicas. Cabe salientar que o objetivo destes ensaios é puramente exploratório e de cunho qualitativo, não fazendo parte, portanto, da avaliação de desempenho do equipamento.

Nestes ensaios foi empregada uma frequência de pulsação da corrente ultrassônica de 20 kHz em todas as três formas de onda disponíveis no equipamento. As demais variáveis de soldagem, bem como as condições de soldagem, são as mesmas descritas no ensaio anterior.

Para realizar a análise, foi empregada uma importante ferramenta utilizada nas aplicações práticas de ciência e engenharia, a transformada rápida de Fourier (FFT). A FFT é particularmente útil porque permite a realização de análise dos dados no domínio da frequência. Em determinadas situações a realização da análise de dados no domínio da frequência se torna, além de mais fácil,

extremamente poderosa por trazer informações que não são “enxergáveis” no domínio do tempo, como é o caso da estabilidade e componentes harmônicas de um sinal periódico no tempo. Os resultados obtidos nestes ensaios são apresentados na Figura 111.

Figura 111 – Transformada rápida de Fourier da corrente de excitação ultrassônica para as três formas de onda disponíveis no equipamento



Conforme esperado, a estabilidade da frequência de pulsação foi confirmada. Para as três formas de onda disponíveis no

equipamento, obteve-se um pico muito bem definido e estreito na frequência de 20 kHz (frequência de pulsação utilizada nos ensaios), demonstrando, assim, a excelente estabilidade da frequência de pulsação.

Além deste pico de maior magnitude localizado sobre a frequência de 20 kHz, é possível identificar outros picos de menor intensidade, porém, bem definidos, em maiores frequências, especialmente para a forma de onda retangular. Esses picos dizem respeito às componentes harmônicas da corrente de excitação ultrassônica. Componentes harmônicas são sinais cujas frequências são múltiplas inteiras da frequência fundamental, neste caso, a frequência de pulsação da corrente de excitação ultrassônica.

Nas aquisições da Figura 111 é possível observar claramente a presença de uma harmônica na corrente de excitação ultrassônica senoidal (40 kHz), duas na triangular (40 e 60 kHz) e cinco na retangular (de 40 a 120 kHz). Apesar de não ser essencial para a validação da fonte de soldagem, a caracterização das componentes harmônicas associadas à corrente de excitação ultrassônica pode vir a contribuir no entendimento de eventuais fenômenos, pois, de acordo com o que consta na literatura, os efeitos atribuídos ao emprego da corrente de excitação ultrassônica estão relacionados com a capacidade desta em excitar o arco devido a sua frequência de pulsação.

Por fim, as aquisições da Figura 111 trazem implicitamente mais uma informação. Conforme pode ser visto na Figura 111(c), o nível médio do sinal está em torno de -50 dB, enquanto que nas demais aquisições, em torno de -60 e -70 dB. Isto significa que na corrente de excitação ultrassônica retangular existe uma maior quantidade de sinais harmônicos, de baixa intensidade, amplamente distribuídos no espectro visualizado. Essa grande quantidade de harmônicos dizem respeito, em parte, ao maior nível de ruídos associados a esta corrente. Pois além dos ruídos devido ao chaveamento da corrente principal de soldagem, nesta, há também aqueles inerentes ao chaveamento da própria corrente de excitação ultrassônica.

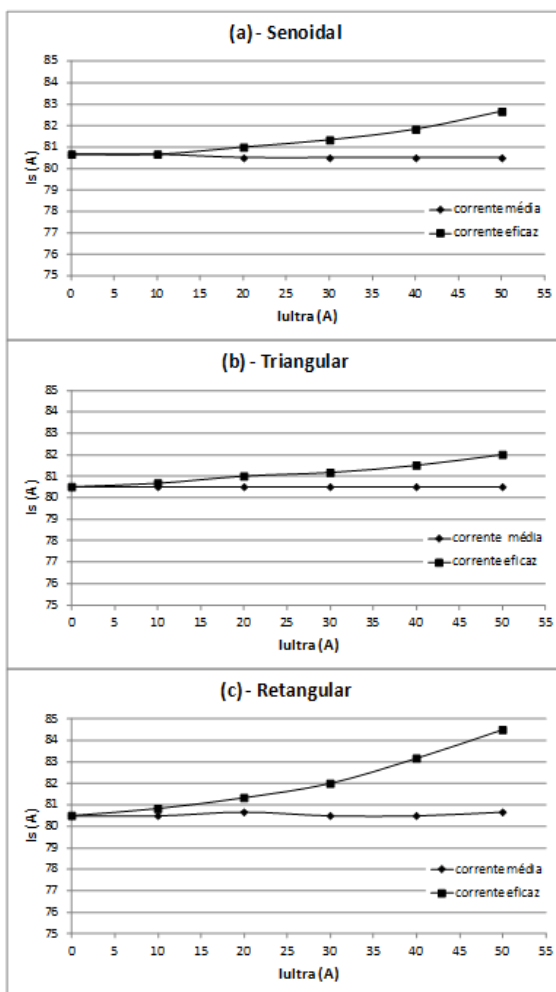
6.1.5 Caracterização da corrente de soldagem modulada

Uma vez caracterizadas, individualmente, as correntes principal de soldagem e de excitação ultrassônica, a etapa seguinte consistiu na caracterização da corrente de soldagem (Is). Para tanto, ensaios foram

realizados, nas condições apresentadas na Tabela 3, com o objetivo de verificar o comportamento da corrente média e eficaz de soldagem ao ser modulada a corrente de excitação ultrassônica. Nestes ensaios, a corrente principal de soldagem (I_{pri}) foi mantida constante em 80 A. Já a amplitude da corrente de excitação ultrassônica foi ajustada em valores discretos (a cada 10 A) abrangendo toda a faixa operacional do equipamento, ou seja, de 0 a 50 A, enquanto a sua frequência de pulsação foi mantida em 20 kHz.

Os valores médio e eficaz da corrente principal de soldagem (I_{med} e I_{sef} , respectivamente) foram então medidos com o sistema de aquisição descrito na seção 5.4, para cada uma das formas de onda da corrente de excitação ultrassônica disponíveis no equipamento. Com o intuito de obter uma maior consistência dos dados obtidos, os ensaios foram repetidos três vezes e uma média aritmética simples dos valores medidos foi calculada. Os resultados são apresentados na Figura 112.

Figura 112 – Aquisições de corrente média e eficaz da corrente principal de soldagem



Conforme pode ser observado, o valor da corrente média de soldagem para todas as três formas de onda apresentou variações muito pequenas, estando esta dentro da faixa de erro do próprio equipamento, podendo, portanto, ser desconsiderada. Este resultado retrata a excelente capacidade de controle do equipamento no que diz respeito à compensação do valor médio associado à corrente de excitação ultrassônica. Conforme dito anteriormente, esta

característica é de fundamental importância para a condução de trabalhos científicos, uma vez que permite manter constante o aporte de calor à peça, quando considerada a corrente média de soldagem.

Já em relação à corrente eficaz de soldagem, os resultados mostram um aumento exponencial desta grandeza com a corrente de excitação ultrassônica. Embora apresentem a mesma tendência, os valores absolutos obtidos foram diferentes de acordo com a forma de onda da corrente de excitação, sendo este efeito mais pronunciado para o caso da corrente com forma de onda retangular (Figura 112c). Em vista disso, com o intuito de compreender melhor este comportamento, foi realizado o cálculo teórico do valor eficaz de corrente esperado para as condições de ensaio da Figura 112c. Para a realização destes cálculos foi empregada a equação comumente utilizada na determinação do valor eficaz dos sinais com forma de onda retangular (Equação 5).

$$I_{\text{sef}} = \sqrt{\frac{I_p^2 \cdot t_p + I_b^2 \cdot t_b}{t_p + t_b}} \quad (5)$$

No presente caso, a corrente de pulso (I_p) corresponde à metade do valor da corrente de excitação ultrassônica somando ao valor da corrente principal de soldagem, enquanto a corrente de base (I_b) é definida de forma análoga. Os tempos t_p e t_b foram definidos com base na frequência de pulsação, admitindo-se uma razão cíclica de 50%. Como resultado obtiveram-se os valores apresentados na Tabela 6.

Tabela 6 – Resultados teóricos para a corrente eficaz de soldagem (I_{sef}) mediante a modulação da corrente de excitação ultrassônica com forma de onda retangular

Iultra (A)	Ip (A)	Ib (A)	tp=tb (μs)	Isef (A)
0	80,5	80,5	25	80,5
10	85,5	75,5	25	80,7
20	90,5	70,5	25	81,1
30	95,5	65,5	25	81,9
40	100,5	60,5	25	82,9
50	105,5	55,5	25	84,3

Conforme pode ser visto, os valores de Isef obtidos teoricamente (Tabela 6) concordam rigorosamente com aqueles obtidos nos ensaios práticos de soldagem apresentados na Figura 112(c), confirmando mais uma vez o bom desempenho do equipamento quanto ao fornecimento e controle da corrente de soldagem.

6.1.6 Análise dos resultados

Conforme visto, o processo de validação da fonte de soldagem consiste numa importante etapa no desenvolvimento do equipamento. Com base nos resultados obtidos ao longo deste processo, algumas conclusões principais podem ser destacadas.

A primeira delas, e talvez a mais importante, diz respeito à característica dinâmica do equipamento. Ao se considerar a velocidade de resposta como critério de avaliação, é possível concluir que a fonte de soldagem desenvolvida encontra-se tecnologicamente em posição de igualdade ao que há de mais moderno em se tratando de fontes de soldagem a arco. Além disso, tomando como base as informações presentes na literatura acerca da tecnologia desses equipamentos no que diz respeito ao emprego da corrente de excitação ultrassônica, o equipamento desenvolvido traz características inéditas ao possibilitar não só a obtenção de correntes de excitação ultrassônica com diferentes formas de onda, como também o controle da modulação, que permite além da correção automática da corrente média de soldagem, a possibilidade de aplicar três diferentes variantes do processo de soldagem U-TIG (U-TIG Normal, U-TIG Avançado e U-TIG Pulsado).

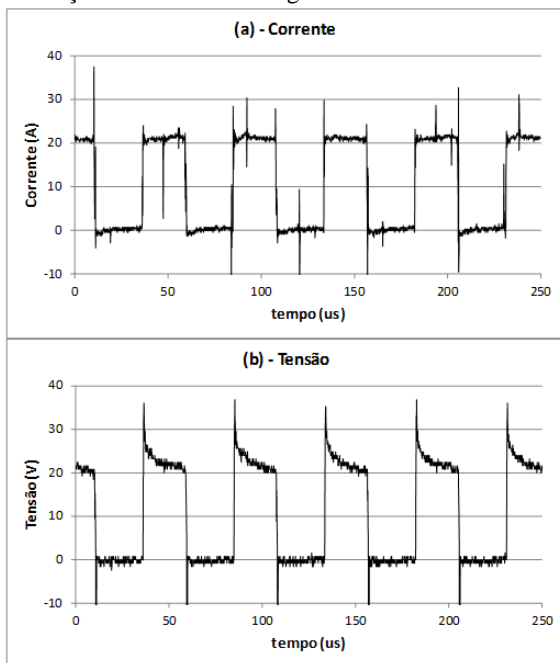
Diante de todas estas características é fácil concluir que o equipamento desenvolvido é perfeitamente adequado para a condução de pesquisas científicas no processo TIG e afins, empregando elevadas frequências de pulsação.

6.2 ESTUDO DA PULSAÇÃO COM CORRENTE DE BASE IGUAL À ZERO

Conforme visto nos itens anteriores, ao realizar a modulação da corrente de excitação ultrassônica (Iultra), a fonte de soldagem reduz, automaticamente, a intensidade da corrente principal de soldagem (Ipri) com o intuito de manter constante a corrente média de soldagem (Isméd). Deste modo, nas situações em que o valor médio da corrente

de excitação ultrassônica for maior do que a corrente principal de soldagem, o equipamento irá, conseqüentemente, impor uma corrente principal de soldagem igual a zero. Em situações como esta, ter-se-á, portanto, uma corrente de soldagem composta exclusivamente pela corrente de excitação ultrassônica. Neste caso, o valor da corrente de excitação ultrassônica definido pelo usuário corresponderá ao valor da corrente de pulso, conforme mostra as aquisições da Figura 113.

Figura 113 – Aquisição da corrente de soldagem composta apenas pela corrente de excitação ultrassônica retangular



Conforme pode ser visto, o valor da corrente de base é igual a zero. Isto é confirmado pela aquisição da tensão do arco (Figura 113b), ao revelar um valor de tensão igual a zero durante os períodos de base da corrente. O fato curioso, é que, nesta condição, o arco voltaico permanece aberto e estável, mesmo com a ausência de corrente por períodos de 25 μ s (tempo de base). Este comportamento peculiar do arco voltaico serviu de motivação para a realização de ensaios com o intuito de compreender melhor este fenômeno e, ao

mesmo tempo, buscar identificar a condição limite no qual o arco se mantém aberto.

6.2.1 Materiais e métodos

Foram conduzidos dois tipos de ensaios. Num deles, foi utilizada uma corrente de excitação ultrassônica com valor fixo de 20 A (corrente e pulso), e dois diâmetros de eletrodo, 1,6 e 2,4 mm. No outro ensaio, o diâmetro do eletrodo de tungstênio foi mantido em 1,6 mm, e a corrente de excitação ultrassônica utilizada foi de 5 e 10 A. Em todos os ensaios, o tempo de atuação da corrente de pulso foi mantido fixo em 5 μ s, e as demais condições de soldagem conforme descrito na Tabela 7.

Tabela 7 – Condições de soldagem utilizadas nos ensaios com corrente de base igual a zero

Condições de Soldagem	
Distância eletrodo-peça, DEP	2 mm
Ângulo de afiação do eletrodo	60°
Tipo do eletrodo	EWTh-2
Avanço do eletrodo	3 mm
Vazão de gás	10 L/min
Tamanho do bocal de gás	Nº 5

Para promover a abertura do arco foi utilizada num primeiro momento uma corrente principal de soldagem de 15 A modulada à corrente de excitação ultrassônica. O emprego desta corrente se fez necessário tendo em vista que o equipamento de soldagem, necessariamente, a utiliza para realizar a sequência lógica de abertura do arco mediante a técnica “lift arc”, descrita na seção 6.1.2. Após o estabelecimento do arco, o valor da corrente principal de soldagem foi então regulado em zero Ampère.

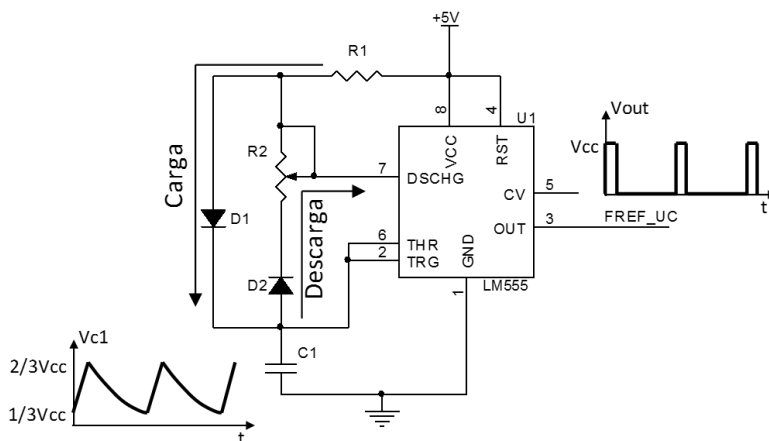
Após um minuto, contado a partir do estabelecimento do arco somente com a corrente de excitação ultrassônica, iniciou-se o processo de varredura do tempo de base. Neste, o tempo em que a corrente permanece com valor igual a zero (tb) foi aumentado continuamente, sendo que a cada incremento de 10 μ s, foram realizadas aquisições da tensão e corrente do arco. Estas aquisições também foram realizadas para o valor máximo de tb no qual o arco ainda conseguisse se sustentar por pelo menos 60 s. Este procedimento foi aplicado em todos os ensaios.

6.2.1.1 Adequação do equipamento

Originalmente, a fonte de soldagem foi projetada para fornecer correntes de excitação ultrassônica com razão cíclica de 50%, ou seja, tempo de pulso igual ao tempo de base. Logo, para viabilizar a execução dos ensaios foi necessário realizar adequações, de modo a tornar o equipamento capaz de prover correntes de excitação com tempo de pulso fixo e tempo de base variável²³.

Estas adequações consistiram essencialmente em alterar o circuito responsável pela geração do sinal de referência da frequência de pulsação (FREF_UC), utilizado pelo módulo de potência chaveado da corrente de excitação ultrassônica retangular. Baseado nisso, foi desenvolvido exclusivamente para esta aplicação, um novo circuito de geração do citado sinal de referência, e instalado no lugar do circuito integrado MAX038, descrito na seção 4.1.4.1. O mesmo consiste, basicamente, no circuito integrado LM555 [203] operando como oscilador astável²⁴ (Figura 114).

Figura 114 – Circuito de geração do sinal de referência da frequência de pulsação desenvolvido exclusivamente para a realização dos ensaios com corrente de base igual a zero



²³ Esta configuração foi utilizada somente no estudo da pulsação com corrente de base igual a zero, já que no restante do trabalho foi empregada corrente de excitação ultrassônica com razão cíclica de 50%.

²⁴ Um oscilador astável é um circuito eletrônico que tem dois estados, mas nenhum dos dois é estável, se comportando, portando, como um oscilador.

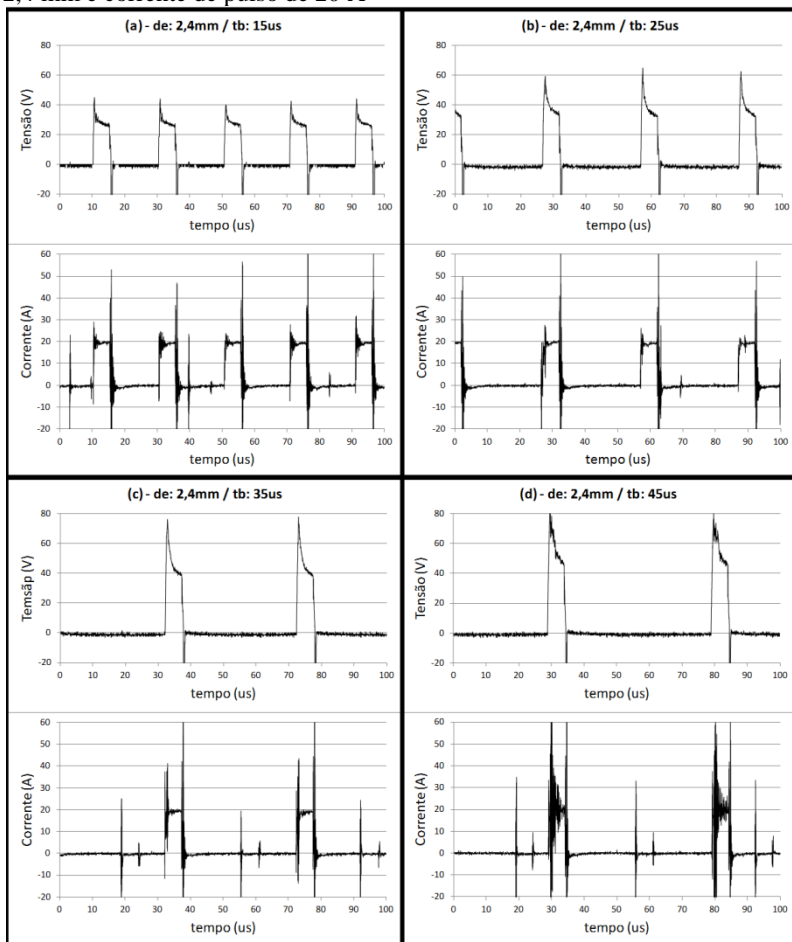
Neste circuito, o sinal retangular de saída é decorrente do processo de carga e descarga do capacitor C1. Inicialmente, durante a carga do capacitor, o sinal de saída do LM555 (pino 3) encontra-se em nível alto (5 V). Quando a tensão no capacitor atinge $2/3$ da tensão de alimentação (Vcc), o LM555 comuta o sinal de saída e o pino 7 para nível baixo. Neste instante dá-se início ao processo de descarga do capacitor, permanecendo até que sua tensão atinja $1/3$ da tensão de alimentação e o ciclo volte a se repetir.

Desde modo, para que o tempo de pulso do sinal de saída (FREF_UC) seja fixo, necessariamente, o tempo de carga do capacitor deve também ser fixo, enquanto que o seu tempo de descarga deve ser variável de modo a permitir o ajuste do tempo de base. Para tanto, foram utilizados dois diodos. Com isso, a carga do capacitor ocorre pela malha formada por D1 e R1, sendo o tempo de carga determinado exclusivamente pelo valor da resistência R1. Já a descarga do capacitor se dá pela malha formada por D2 e R2, sendo a corrente drenada pelo pino 7 do LM555. Neste caso, o tempo de descarga do capacitor é determinado pelo valor da resistência R2, que consiste num potenciômetro de modo a permitir o ajuste do tempo de base. Com este processo de carga e descarga independentes, têm-se, portanto, um circuito de geração do sinal de referência que permite ajustar o tempo de base da corrente de excitação sem, entretanto, interferir no seu tempo de pulso.

6.2.2 Resultados

O resultado dos ensaios obtidos com o diâmetro do eletrodo de 2,4 mm e corrente de pulso de 20 A é mostrado na Figura 115. Nesta, são apresentadas as aquisições de tensão do arco para valores de tempo de base (tb) de até 45 us, valor este definido como sendo a condição limite em que o arco ainda conseguiu se manter aberto.

Figura 115 – Aquisições da tensão do arco para o diâmetro de eletrodo de 2,4 mm e corrente de pulso de 20 A



Conforme pode ser visto em todas as aquisições, no início de cada período de pulso há um pico característico de tensão. Acredita-se que este pico esteja relacionado com a relativa baixa temperatura do eletrodo, devido ao período imediatamente anterior sem o fornecimento de energia (tempo de base). Assim, no momento em que a fonte de soldagem estabelece a corrente de pulso é necessária uma maior energia para auxiliar a emissão termiônica, sendo esta energia retratada pelo pico de tensão que surge no início de cada período de pulso. Isto pode ser entendido como sendo o mesmo fenômeno que

ocorre com a característica estática do processo TIG em baixas correntes, onde a tensão do arco é maior quanto menor for a corrente de soldagem (eletrodo mais “frio”). Na medida em que o eletrodo se aquece, uma menor energia auxiliar é requerida e, conseqüentemente, a tensão do arco cai exponencialmente tendendo a um patamar de tensão correspondente àquele que se teria caso a corrente fosse constante com valor igual ao da corrente de pulso.

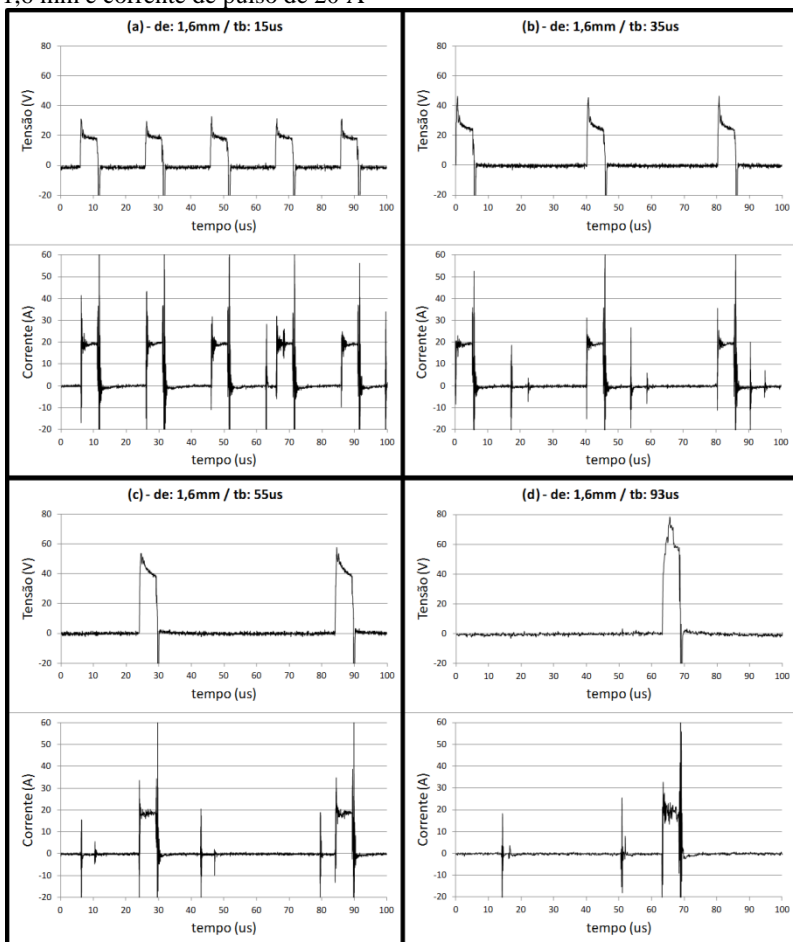
Conforme pode ser observado na seqüência das aquisições, o valor dos picos de tensão cresce na medida em que o tempo de base aumenta. Acredita-se que a explicação para tal fenômeno reside no fato de que um tempo de base maior, acarreta numa menor temperatura do eletrodo no início de cada período de pulso e, portanto, numa maior tensão do arco, de acordo com o que é proposto por Rethfeld *et al.* [35] (Figura 9(c)). Além disso, foi observado que quando este pico de tensão atinge o valor de tensão a vazio do equipamento (cerca de 70 V), o arco extingue. Naturalmente, ao se limitar a tensão do arco, implicitamente limita-se também a energia máxima fornecida pelo equipamento. Acredita-se, dessa forma, que ao restringir o fornecimento de energia durante os períodos de pulso, não se tem mais condições de suprir a demanda de energia necessária para manter o eletrodo de tungstênio a uma temperatura superior à crítica de emissão termiônica, de modo a manter o arco voltaico aberto por maiores períodos de tempo de base.

Baseado nisso, pressupõe-se que se o equipamento possuir condições de proporcionar maiores tensões de arco haverá, portanto, a possibilidade de emprego de maiores tempos de base sem a aplicação de corrente e, como resultado, a obtenção de arco voltaico com menores valores de correntes médias. Pensando nisso, e na impossibilidade de aumento da tensão a vazio do equipamento (que depende do módulo de alimentação DC), os ensaios da Figura 115 foram repetidos, porém, com o diâmetro do eletrodo de 1,6 mm (Figura 116).

Em linhas gerais, os resultados destes ensaios são similares àqueles obtidos para com o diâmetro do eletrodo de 2,4 mm. A diferença está fundamentalmente nos níveis de tensão apresentados. Conforme pode ser visto, para o tempo de base de 15 μ s, a tensão de pico foi mais baixa (cerca de 5 V), em relação à tensão obtida nas mesmas condições, porém com eletrodo de 2,4 mm. Além disso, o aumento da tensão do pulso com o tempo de base foi menor. Esta característica de exigir menor tensão quando se utiliza eletrodo de menor diâmetro, de 1,6 mm, fez com que o limite da tensão em vazio

do equipamento fosse atingido com tempos de base maiores, neste caso de 93 μ s. Estes resultados tendem a confirmar, integralmente, as hipóteses levantadas inicialmente. Pois, ao ser considerado um diâmetro de eletrodo menor, é natural pensar que uma menor energia será necessária para elevar a sua temperatura e, assim, favorecer a emissão termiônica.

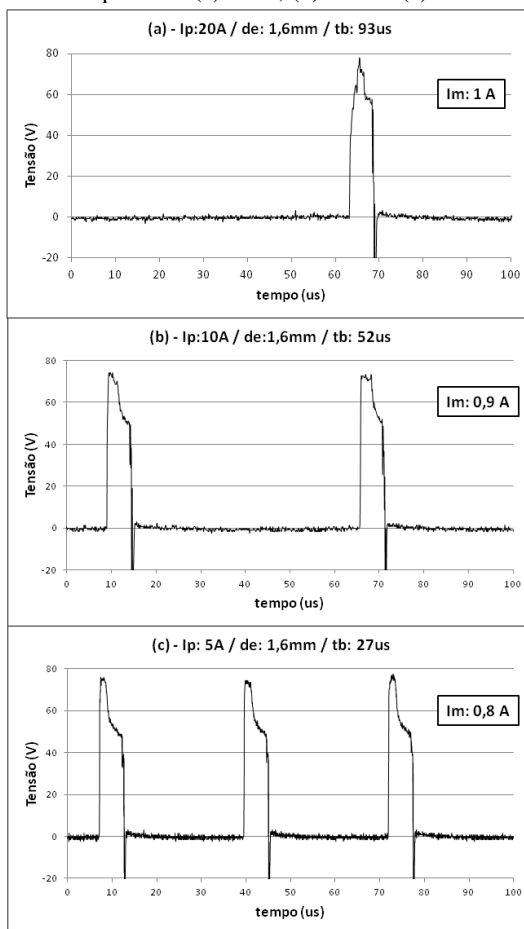
Figura 116 – Aquisições da tensão do arco para o diâmetro de eletrodo de 1,6 mm e corrente de pulso de 20 A



Partindo do pressuposto de que o limite máximo do tempo de base para o qual é possível garantir a manutenção do arco está

intrinsecamente relacionado com a energia fornecida durante os períodos de pulso, foram realizados ensaios adicionais com o eletrodo de 1,6 mm para correntes de pulso de 5 e 10 A. Os resultados são apresentados na Figura 117. Nesta, são apresentadas somente as aquisições de tensão na condição limite de sustentabilidade do arco.

Figura 117 – Aquisições de tensão do arco para o diâmetro do eletrodo de 1,6 mm e correntes de pulso de (a) 20 A, (b) 10 A e (c) 5 A

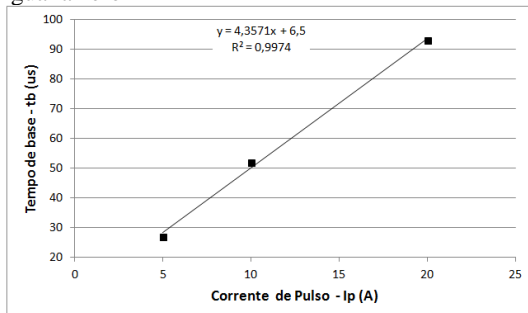


Conforme pode ser visto, quanto menor o valor da corrente de pulso, menor o tempo de base máximo conseguido, confirmando, assim, a hipótese levantada. Novamente, estes tempos estão

associados com a tensão máxima disponível no equipamento (tensão a vazio).

Diante deste resultado, foram plotados no gráfico da Figura 118 os valores do tempo de base (tb) em função da corrente de pulso para o diâmetro do eletrodo de 1,6 mm.

Figura 118 – Relação entre a corrente de pulso e o tempo de base (tb) com corrente (Ib) igual a zero



A regressão linear desses pontos resultou num fator de correlação de 0,99 explicitando, assim, uma relação direta entre o valor da corrente de pulso e o tempo de base máximo permitido sem a presença de corrente. Se considerado que, neste caso, a corrente de pulso é um bom indicativo da energia de soldagem, dado ao fato de que a tensão é praticamente constante com valor igual à tensão a vazio do equipamento, tem-se, portanto, uma relação direta entre a energia fornecida durante os períodos de pulso e o tempo de base em que a corrente é igual a zero. Desde modo, quanto maior o tempo de base, maior será a energia necessária entregue durante o tempo de pulso a fim de manter o arco aberto.

6.2.3 Análise dos resultados

Diante dos resultados obtidos é possível afirmar que o arco voltaico pode ser mantido sem, entretanto, existir o fornecimento de energia por determinado período de tempo. Para tanto, faz-se necessário a presença de pulsos periódicos de energia com o intuito de manter a energia térmica do eletrodo acima de determinado nível que não pode ser identificado neste trabalho, mas que se acredita estar atrelada à energia de emissão termiônica (função trabalho termiônica).

Com base nisso, surgem duas considerações práticas a serem pontuadas.

O fato de ser possível a interrupção do fornecimento de energia para o arco sem, entretanto, apagá-lo, conduz implicitamente à possibilidade de utilização da corrente alternada sem que haja a necessidade de empregar circuitos auxiliares²⁵ durante a transição de polaridade da corrente. Para tanto, basta que o equipamento de soldagem possua uma elevada dinâmica de resposta da corrente, de modo que esta transição seja suficientemente rápida de acordo com os tempos de base obtidos nesta seção.

Outro fator, diz respeito à possibilidade do emprego de uma corrente pulsada com corrente de base igual a zero. Conforme pode ser visto nos resultados para o diâmetro do eletrodo de 1,6 mm, foram obtidas correntes médias de soldagem de até 0,8 A, na condição em que o tempo de base é máximo. Isto pode ser extremamente útil para o processo de soldagem micro TIG, no sentido de obter correntes médias de soldagem extremamente baixas associadas à boa estabilidade do arco. Pois, de acordo com os resultados obtidos, quanto menor o diâmetro do eletrodo, maior será o tempo de base permitido e, conseqüentemente, menor será a corrente média de soldagem possível de ser empregada.

6.3 ESTUDO PRELIMINAR DOS EFEITOS DAS VARIÁVEIS DE EXCITAÇÃO ULTRASSÔNICA SOBRE AS CARACTERÍSTICAS FÍSICAS DO ARCO

De acordo com as informações presentes na literatura pesquisada, vários efeitos são observados no arco voltaico com a modulação da corrente de excitação ultrassônica. Entende-se que o conhecimento prévio desses efeitos é de fundamental importância não somente para subsidiar o entendimento dos possíveis fenômenos observados na soldagem, seja estes metalúrgicos ou de processo, mas também, permitir a compreensão do referido processo de soldagem no sentido de nortear a sua aplicação prática. Pensando nisso, neste capítulo foi realizada uma série de experimentos, com o intuito de verificar os efeitos das variáveis relativas à corrente de excitação ultrassônica sobre a tensão e a pressão do arco voltaico.

²⁵ Estes circuitos, conhecidos como circuito de pulso, fornecem energia para o arco durante a passagem de corrente por zero.

6.3.1 Materiais e métodos

Para a realização dos experimentos, foram empregadas as condições de soldagem descritas na Tabela 8.

Tabela 8 – Condições de soldagem utilizadas nos ensaios relativos aos efeitos das variáveis de excitação ultrassônica sobre a tensão e a pressão do arco

Condições de Soldagem	
Distância eletrodo-peça, DEP	4 mm
Ângulo de afiação do eletrodo	60°
Diâmetro do eletrodo	2,4 mm
Tipo do eletrodo	EWTh-2
Avanço do eletrodo	3 mm
Vazão de gás	10 L/min
Tamanho do bocal de gás	Nº 5

Em todos os ensaios foi utilizado o processo U-TIG Normal, empregando uma corrente principal de soldagem de 50 A. Os valores de tensão média e pressão do arco foram medidos para toda a faixa operacional do equipamento concernente à corrente de excitação ultrassônica, ou seja, corrente de 0 a 50 A e frequência de pulsação de 20 a 80 kHz.

Nos ensaios destinados às aquisições de tensão, o arco voltaico foi estabelecido estacionariamente sobre uma peça de trabalho de aço carbono de dimensões consideráveis, sobretudo espessura, com o intuito de evitar a formação de uma poça fundida que pudesse vir a alterar a distância eletrodo-peça e, assim, alterar a tensão do arco. A aquisição dessa tensão foi realizada com a instrumentação apresentada na seção 5.4. Com o intuito de minimizar os efeitos resistivos e indutivos do circuito de soldagem e, portanto, diminuir o erro na medição da tensão, procurou-se realizar estas aquisições o mais próximo possível do arco voltaico. Deste modo, as aquisições foram realizadas entre o porta-pinça e a peça de trabalho.

Já nos ensaios cujo propósito foi o de verificar o comportamento da pressão do arco mediante a corrente de excitação ultrassônica, foi utilizado o aparato descrito na seção 4.2. Nestes ensaios, o arco voltaico foi estabelecido concentricamente ao orifício de 1 mm de diâmetro presente na placa de cobre do aparato, e a leitura da pressão realizada diretamente no mostrador do milivoltímetro que compõe o dispositivo. Com o intuito de obter menores erros

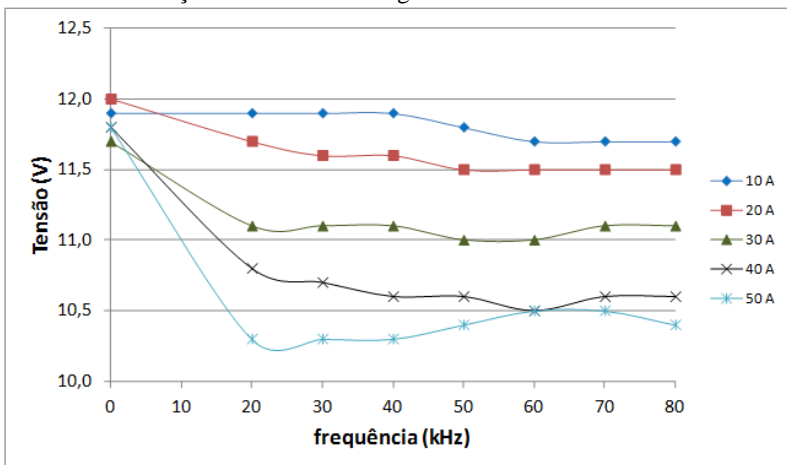
associados à medição da pressão, no intervalo de cada ensaio foi executado o procedimento de auto-zero, descrito na seção 4.2.2.

A fim de garantir a qualidade e a robustez dos resultados, todos os valores de tensão e pressão apresentados constituem-se, de fato, na média aritmética simples de três valores obtidos em três ensaios distintos e cuidadosamente realizados nas mesmas condições de soldagem.

6.3.2 Efeito das variáveis ultrassônicas sobre a tensão do arco

Na Figura 119 são apresentados os valores de tensão média do arco obtidos para diferentes frequências e amplitudes da corrente de excitação ultrassônica com forma de onda retangular.

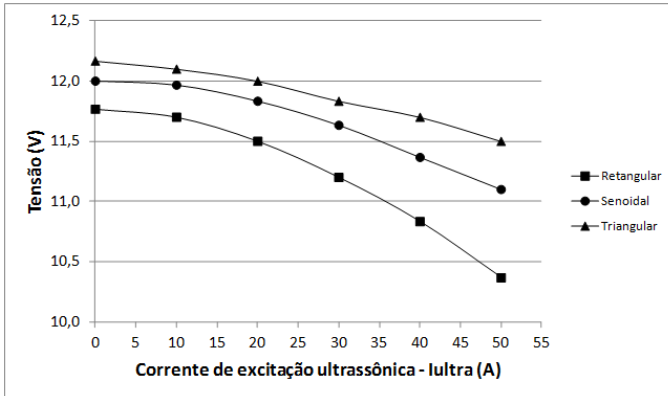
Figura 119 – Tensão média do arco em função da frequência de pulsação da corrente de excitação ultrassônica retangular



Apesar da tensão média do arco não apresentar variações significativas em função da frequência de pulsação ultrassônica, quando é considerada a amplitude da corrente de excitação seu comportamento apresenta mudanças bem evidentes. Conforme pode ser observado, na medida em que a amplitude da corrente de excitação ultrassônica aumenta, a tensão média do arco diminui substancialmente, apresentando quedas superiores a 10%. Baseado nisso, foram realizados novos ensaios com o intuito de mapear o comportamento da tensão média do arco em função unicamente da

amplitude da corrente de excitação ultrassônica, para as três formas de onda disponíveis no equipamento. Os resultados são apresentados na Figura 120, todos obtidos para uma frequência de pulsação fixa de 20 kHz.

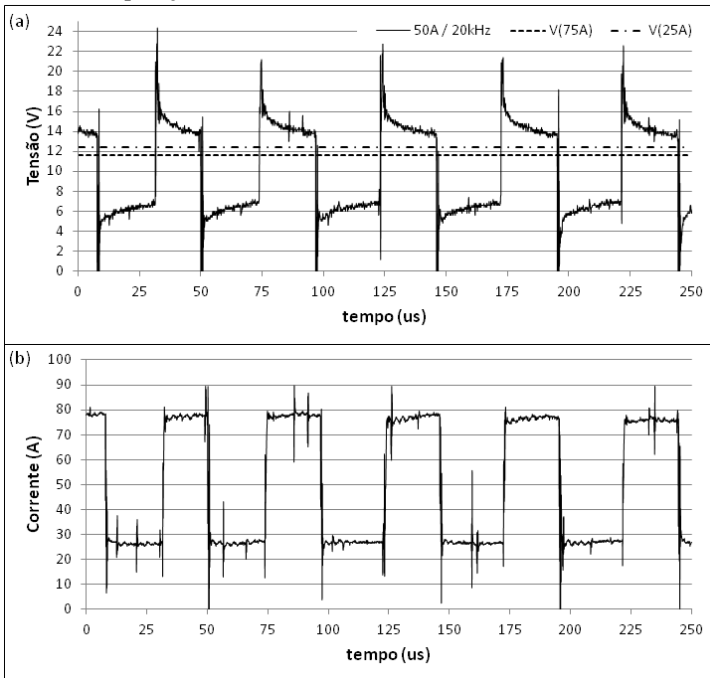
Figura 120 – Tensão média do arco Vs. corrente de excitação ultrassônica



Como resultado, obteve-se o mesmo comportamento da tensão média do arco para as três formas de onda utilizadas. No entanto, conforme pode ser observado, este comportamento é mais pronunciado para o caso da corrente de excitação ultrassônica retangular.

Com o intuito de compreender este comportamento apresentado pela tensão média do arco mediante a corrente de excitação ultrassônica, foram realizadas aquisições da tensão e corrente instantâneas do arco na condição de menor tensão obtida no ensaio da Figura 120, ou seja, corrente de excitação ultrassônica com forma de onda retangular e amplitude de 50 A. O resultado é apresentado na Figura 121. Para facilitar as análises, junto ao oscilograma da tensão instantânea foram traçados os valores da tensão média do arco ao utilizar correntes constantes de 75 A e 25 A, sendo representadas por V_{75A} e V_{25A} , respectivamente. Estes valores de tensão foram obtidos nas mesmas condições que a tensão e corrente instantânea do arco.

Figura 121 – Aquisições da (a) tensão e (b) corrente do arco



Conforme pode ser visto, o valor médio da tensão do arco durante o período de pulso da corrente é de cerca de 15 V, enquanto que durante o período de base cerca de 6 V. Acredita-se que esta grande variação de tensão se deve ao fato do eletrodo de tungstênio não possuir dinâmica térmica suficiente para acompanhar o ritmo de pulsação da corrente em elevadas frequências. Deste modo, estima-se que o eletrodo fica sujeito a uma temperatura média equivalente àquela que teria se estivesse submetido a uma corrente constante com valor igual a 50 A (valor da corrente média de soldagem). Assim, no instante em que a corrente de pulso é estabelecida, o eletrodo se encontra a uma temperatura mais baixa do que aquela correspondente à corrente de 75 A. Como resultado, a tensão do arco é então, naturalmente, incrementada de modo a facilitar a emissão termiônica. Por outro lado, no instante em que a corrente de base é estabelecida, o eletrodo se encontra mais aquecido do que se estivesse sujeito a uma corrente constante de valor igual a 25 A. Isto resulta numa tensão substancialmente mais baixa, uma vez que, nesta condição, apesar do

baixo valor de corrente a emissão termiônica ser facilitada pela temperatura do eletrodo.

Um aspecto que reforça esta hipótese está no comportamento apresentado pela tensão do arco durante os patamares de pulso e de base. Conforme pode ser visto, em ambos os casos, no instante em que a corrente é comutada, a tensão do arco apresenta um pico de tensão e na sequência um decréscimo (durante o pulso) ou acréscimo (durante a base), segundo uma curva exponencial. Conforme discutido na seção 6.2.2, acredita-se que isto se deve ao aquecimento ou resfriamento do eletrodo durante os períodos de pulso e de base da corrente, respectivamente. Naturalmente, isto também ocorre para a pulsação da corrente em baixas frequências, todavia, quando a pulsação da corrente dá-se em elevadas frequências, estes períodos de tempo (pulso e base) não parecem ser suficientes para que estas tensões se estabilizem, pois antes mesmo de atingirem os patamares de tensão esperados para os valores de correntes de pulso (75 A) e de base (25 A), a corrente é comutada. Como resultado tem-se, portanto, valores médios da tensão durante os períodos de corrente de pulso e de base, bastante diferentes daqueles obtidos com os respectivos valores em corrente constante (V_{75A} e V_{25A}).

É justamente neste ponto que reside a explicação para a diminuição da tensão média do arco com a pulsação da corrente ultrassônica. Pois, se for considerado que a tensão média do arco para uma corrente constante de valor igual ao da corrente média de soldagem (50 A) é de cerca de 12 V, tem-se, portanto, neste caso, um balanço desigual entre as tensões médias durante os períodos de pulso e de base. Assim, apesar dos valores da corrente de pulso e de base serem simétricos²⁶ em relação à corrente média de soldagem e a frequência de pulsação possuir uma razão cíclica de 50%, a tensão média durante os períodos de base é proporcionalmente menor do que a tensão média correspondente ao período de pulso, resultando, assim, numa tensão média do arco menor do que aquela esperada para a corrente média de soldagem.

Evidentemente, isto também ocorre na soldagem com corrente pulsada em baixa frequência. Entretanto, como a diferença entre as tensões médias durante os períodos de pulso e base são sensivelmente menores, em função de haver tempo suficiente para que as tensões se

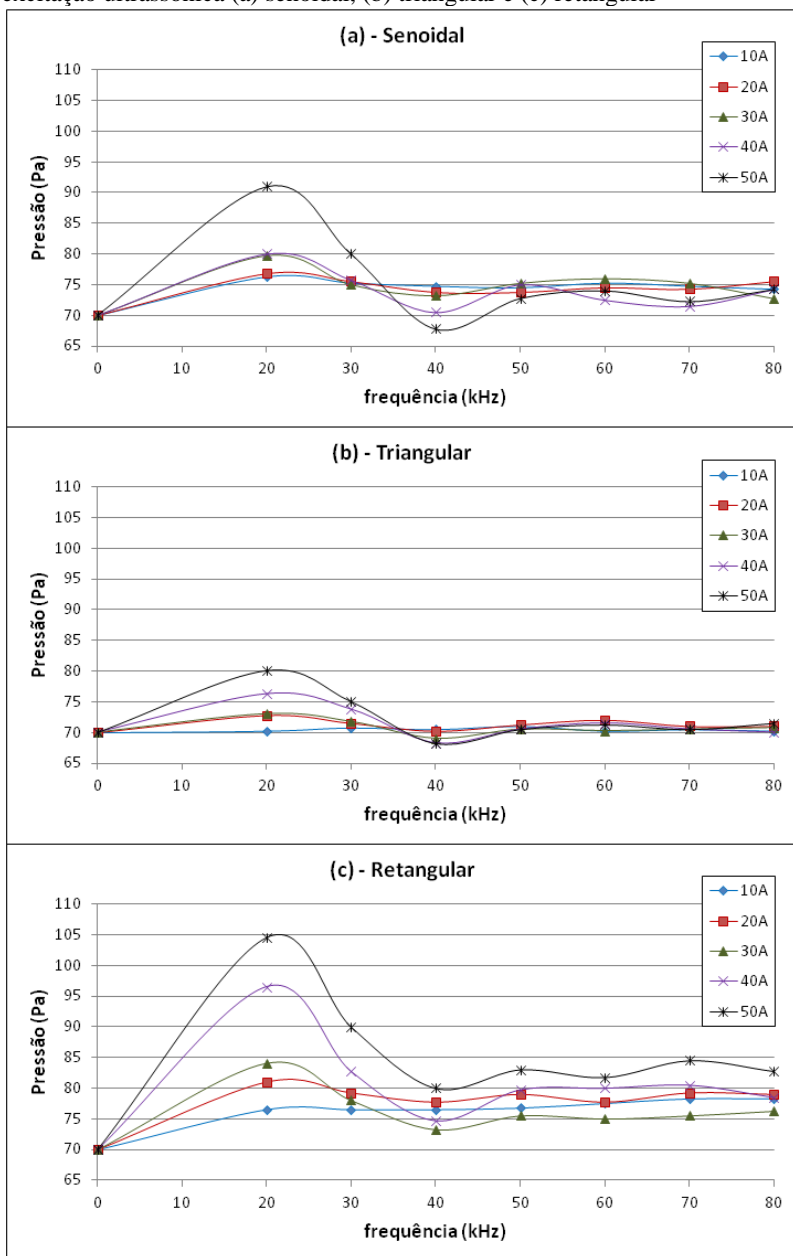
²⁶ O valor da corrente de pulso, base e média de soldagem são, respectivamente, 75 A, 25 A e 50 A.

estabilizem nos valores correspondentes a V_{75A} e V_{25A} , este fenômeno é pouco pronunciado e muitas vezes não identificado.

6.3.3 Efeito das variáveis ultrassônicas sobre a pressão do arco

O resultado das aquisições de pressão do arco para diferentes formas de onda, amplitude e frequência de pulsação da corrente de excitação ultrassônica, é apresentado na Figura 122.

Figura 122 – Pressão do arco Vs. frequência de pulsação da corrente de excitação ultrassônica (a) senoidal, (b) triangular e (c) retangular



Conforme pode ser visto, para frequências de pulsação superiores a 50 kHz, a pressão do arco não apresentou variações significativas para a forma de onda senoidal e, principalmente, triangular. No entanto, para a forma de onda retangular, o arco apresentou pressões de até 85 Pa, representando, assim, um aumento na pressão de cerca de 20%. Já para as frequências de pulsação inferiores a 50 kHz, foi observado em todas as formas de onda, um comportamento característico da pressão do arco. Este comportamento diz respeito aos valores de pressão encontrados especificamente nas frequências de 20 e 40 kHz.

Para a frequência de 20 kHz foram obtidos os maiores valores de pressão do arco, enquanto que na frequência de 40 kHz os menores. Este resultado contradiz, em parte, as informações encontradas na literatura. Pois, de acordo com os resultados de Qi *et al.* [154], obtidos experimentalmente para frequências de pulsação de até 80 kHz, a pressão do arco é dependente da frequência de pulsação, mas o seu valor máximo, é obtido na frequência de 40 kHz. Entretanto, cabe salientar que as condições de ensaio e as variáveis de soldagem empregadas por Qi *et al.* não são as mesmas utilizadas neste trabalho. Deste modo, apesar de concordarem em relação à dependência da pressão do arco com a frequência de pulsação, a diferença nos resultados pode ser devida às diferenças nas condições de soldagem e de medição da pressão, que não são conhecidas pelo autor deste trabalho.

Conforme pode ser observado, a pressão do arco obtida na frequência de 20 kHz é nitidamente dependente da amplitude da corrente de excitação ultrassônica. Este comportamento da pressão em função da corrente de excitação também é observado para as demais frequências estudadas, porém, a intensidade com que este fenômeno se apresenta está intimamente relacionada com a forma de onda da corrente. De acordo com os resultados da Figura 122, este comportamento é mais pronunciado para a forma de onda retangular, seguido da senoidal e por último a triangular. É provável que este resultado esteja relacionado com a taxa de variação da corrente (di/dt), tendo em vista que a forma de onda retangular possui dinâmicas de corrente sensivelmente maiores do que as encontradas nas formas de onda senoidal e triangular.

6.3.4 Análise dos resultados

Conforme visto, a modulação da corrente de excitação ultrassônica influi diretamente nas características de tensão e pressão do arco. Em ambos os casos, os efeitos são mais acentuados para a corrente de excitação com forma de onda retangular, sendo que para uma amplitude de 50 A e frequência de 20 kHz, ao mesmo tempo em que se tem uma redução máxima da tensão do arco da ordem de 1,5 V, tem-se também um aumento máximo da pressão do arco em cerca de 50%. Resultados como este são de extrema relevância, considerando que podem vir a subsidiar o entendimento dos possíveis fenômenos observados na soldagem. Além disso, em se tratando especificamente deste resultado, surgem algumas implicações. Uma delas diz respeito à rigidez do arco. Segundo Lancaster [20], a pressão do arco pode ser usada como medida da rigidez do arco voltaico, por estar relacionada com a velocidade axial do jato de plasma e, conseqüentemente, com a deflexão que a coluna do plasma sofreria sob efeito de forças transversais. Portanto, embora não tenha sido possível neste trabalho quantificar a rigidez do arco, pode-se inferir que há um aumento da mesma, tendo em vista os valores de pressão obtidos.

6.4 ESTUDO PRELIMINAR DA PRESSÃO DO ARCO

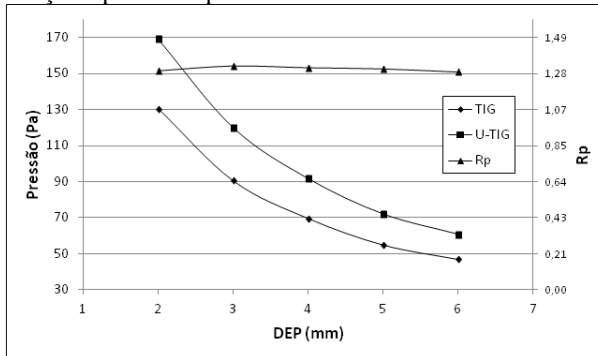
Com o intuito de aprofundar os conhecimentos relativos à pressão exercida pelo arco voltaico sobre a poça de fusão, foi realizada uma série de ensaios, nas condições de soldagem descritas na seção 6.3.1. Nestes ensaios foram avaliadas as pressões do arco para diferentes distâncias eletrodo-peça e tamanho do bocal de gás de proteção, além de obtida a distribuição radial da pressão do arco. Nos ensaios onde se buscou verificar a influência da distância eletrodo-peça, foram empregados valores de DEP de 2 a 6 mm e bocal N^o 5, enquanto que naqueles onde a variável foi o tamanho do bocal de gás, tamanhos de N^o 4 a N^o 8, e DEP igual a 4 mm.

Em todos os ensaios foram realizadas aquisições da pressão do arco com e sem a corrente de excitação ultrassônica. Nos casos em que foi utilizada corrente de excitação ultrassônica, as variáveis de soldagem foram aquelas que, de acordo com os resultados obtidos na seção 6.3.3, resultaram nas maiores pressões de arco, ou seja, amplitude de 50 A, frequência de pulsação de 20 kHz e forma de onda retangular.

6.4.1 Influência de DEP sobre a pressão do arco

O resultado das aquisições de pressão para diferentes valores de DEP é apresentado na Figura 123.

Figura 123 – Influência de DEP sobre a pressão do arco na soldagem TIG com corrente constante (TIG), com pulsação ultrassônica da corrente (U-TIG) e sobre a relação R_p entre as pressões U-TIG e TIG



Conforme pode ser visto, a pressão do arco é extremamente dependente da distância eletrodo-peça, sendo que para menores distâncias, maiores são os valores de pressão obtidos. Este comportamento é apresentado tanto pelo arco estabelecido em corrente constante, quanto aquele com excitação ultrassônica da corrente. Entretanto, o aumento absoluto de pressão ao diminuir o valor de DEP é maior para o arco excitado ultrassonicamente do que aquele para arco com corrente constante. Enquanto que para DEP igual a 6 mm a diferença de pressão encontrada foi de cerca de 10 Pa, para DEP igual a 2 mm esta diferença foi em torno de 40 Pa.

Com o intuito de quantificar melhor estas diferenças, foi calculada a relação entre as pressões obtidas com e sem a excitação ultrassônica do arco, segundo a Equação 6.

$$R_p = \frac{P_{(U-TIG)}}{P_{(TIG)}} \quad (6)$$

Os valores de R_p calculados para as respectivas pressões de arco são apresentados na Figura 123. Conforme pode ser observado no gráfico, esta relação é praticamente constante para todo o intervalo

estudado, sendo os valores de pressão obtidos com o arco excitado ultrassonicamente cerca de 30% superiores em relação aos valores correspondentes em corrente constante. Este resultado mostra que apesar do aumento absoluto de pressão ser diferente, o aumento relativo é aproximadamente constante.

6.4.2 Influência do bocal de gás sobre a pressão do arco

Partindo do pressuposto de que a pressão do arco é resultado da ação do jato de plasma agindo sobre a superfície da poça de fusão (conforme discutido na seção 2.1.2.6), e que por sua vez a formação do plasma está intimamente relacionada com a ionização do gás de proteção, é prudente pensar que o tamanho do bocal de gás terá, portanto, influência sobre a pressão do arco, uma vez que influi nas condições do fluxo de gás disponível para alimentar o arco voltaico. Baseado nisso, foram realizadas aquisições da pressão do arco para diferentes tamanhos de bocal de gás²⁷, conforme a Tabela 9.

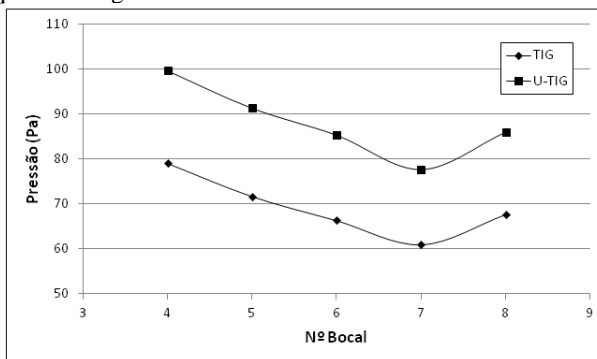
Tabela 9 – Diâmetro e área de saída do gás de proteção para diferentes tamanhos de bocal de gás

Tamanho (N^o)	Diâmetro interno (mm)	Área interna (mm²)
4	6,6	34,2
5	8,2	52,8
6	9,7	73,8
7	11,0	95,0
8	12,6	124,6

O resultado é apresentado na Figura 124. Conforme pode ser visto, a pressão do arco é visivelmente influenciada pelo tamanho do bocal de gás, sendo obtidos valores de pressões de 60 a 80 Pa para o arco estabelecido em corrente constante, e de cerca de 80 a 100 Pa quando empregada a corrente de excitação ultrassônica.

²⁷ O tamanho do bocal de gás é dado por um número adimensional (N^o), sendo que quanto maior este número maior será o diâmetro interno do bocal por onde flui o gás de soldagem.

Figura 124 – Influência do bocal de gás sobre a pressão do arco na soldagem TIG com corrente constante (TIG) e com pulsação ultrassônica da corrente (U-TIG) para DEP igual a 4 mm



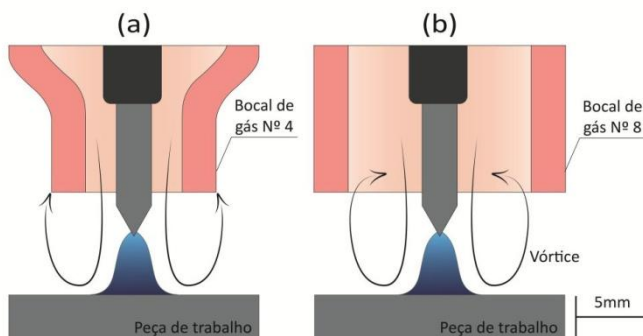
Do mesmo modo que no experimento anterior, o comportamento apresentado pela pressão foi o mesmo tanto para o arco em corrente constante quanto para o excitado ultrassonicamente. Entretanto, neste ensaio, os valores de pressão obtidos com corrente de excitação ultrassônica foram cerca de 20 Pa maiores para todos os tamanhos de bocal empregados. Este resultado mostra que, diferentemente da distância eletrodo-peça, o tamanho do bocal de gás exerce o mesmo efeito sobre as pressões do arco, tanto para o arco estabelecido em corrente constante quanto aquele excitado ultrassonicamente.

Para o intervalo de tamanhos de bocal empregados neste experimento, a pressão do arco apresentou um comportamento bastante peculiar. Foi observado um valor mínimo de pressão para o bocal Nº 7, enquanto que para os demais tamanhos, maiores valores de pressão do arco. Acredita-se que o aumento de pressão observado para tamanhos de bocais menores que o Nº 7 esteja associado a uma maior quantidade de gás de proteção sendo dirigida ao arco voltaico, em virtude da redução da área de saída do gás no bocal. Deste modo, ao admitir uma maior quantidade de átomos sendo ionizados aumenta-se, assim, a densidade de partículas presentes no plasma e, conseqüentemente, o momento associado ao jato de plasma que impinge a superfície da poça de fusão.

Por outro lado, conjectura-se que o aumento de pressão observado para o bocal de tamanho Nº 8, esteja associado a um vórtice de gás que surge na região compreendida entre a extremidade do bocal e a peça de trabalho, em virtude da configuração geométrica de

soldagem empregada nestes ensaios²⁸. Acredita-se que nesta configuração, parte do gás de proteção que não é “consumido” pelo plasma, retorna para dentro do bocal após colidir com a peça de trabalho. Este gás, já aquecido, é então arrastado pelo gás de proteção proveniente da tocha de soldagem, fazendo com que uma maior quantidade de gás seja dirigida ao arco voltaico, do mesmo modo que ocorre quando empregado um bocal de menor tamanho. Na Figura 125 têm-se um desenho esquemático da configuração geométrica de soldagem empregada nos ensaios, com todas as dimensões em escala, onde é representado o citado vórtice.

Figura 125 – Desenho esquemático da configuração de soldagem empregada nos ensaios com (a) bocal N°4 e (b) N°8, com todas as dimensões em escala

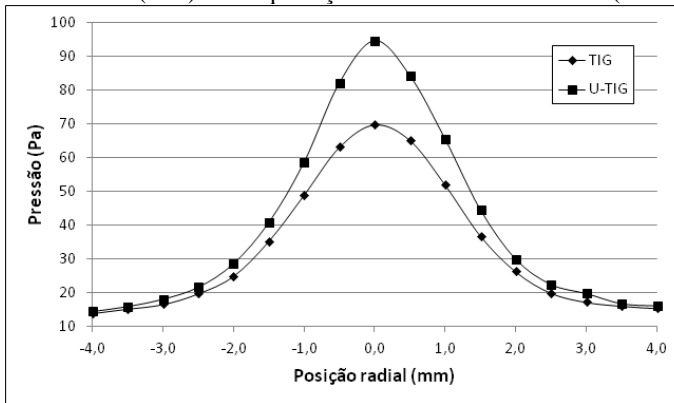


6.4.3 Distribuição radial de pressão do arco

Diante dos resultados obtidos nas aquisições de pressão realizadas nos ensaios anteriores, e nas informações presentes na literatura, segundo as quais a distribuição radial de pressão do arco tem influência direta sobre o formato da poça de fusão [131], foram realizados ensaios com o intuito de levantar a distribuição radial do arco com e sem a presença da corrente de excitação ultrassônica. O resultado destes ensaios é apresentado na Figura 126.

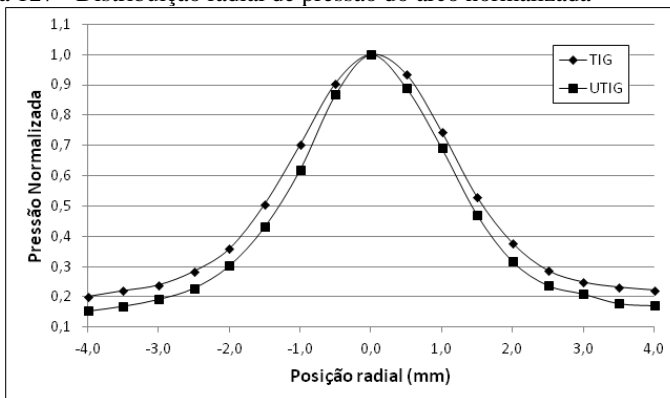
²⁸ Entendem-se como configuração geométrica de soldagem, à distância eletrodo-peça, distância bocal-peça, avanço do eletrodo e diâmetro interno de saída de gás do bocal.

Figura 126 – Distribuição radial de pressão do arco na soldagem TIG com corrente constante (TIG) e com pulsação ultrassônica da corrente (U-TIG)



Conforme pode ser visto, em ambos os casos (com e sem corrente de excitação ultrassônica) a distribuição de pressão se aproxima muito de uma curva gaussiana característica. Novamente, os valores de pressão obtidos com o arco excitado ultrassonicamente foram superiores àqueles obtidos em corrente constante, confirmando, assim, os resultados dos ensaios anteriores. Diante destes valores distintos de pressão e com o intuito de fazer uma comparação mais completa das duas curvas, foram calculadas as distribuições radiais de pressão do arco normalizadas. Nestas, os valores de pressão foram relacionados com o valor de pressão máxima, ou seja, aquela obtida no eixo do arco. O resultado é apresentado na Figura 127.

Figura 127 - Distribuição radial de pressão do arco normalizada



A comparação dessas duas curvas na forma normalizada revela uma importante informação. Conforme pode ser visto, à medida que a distância radial aumenta, a pressão do arco obtida com a corrente de excitação ultrassônica decai mais rapidamente do que aquela obtida com o arco em corrente constante. Este resultado sugere, portanto, que o arco excitado ultrassonicamente apresenta-se mais constrito do que aquele estabelecido em corrente constante nas mesmas condições.

6.4.4 Análise dos resultados

Conforme visto nos resultados apresentados, a pressão do arco é fortemente influenciada pela distância eletrodo-peça e pelo tamanho do bocal de gás. Em relação ao primeiro, os resultados mostram uma variação relativamente grande da pressão do arco em função da distância eletrodo-peça, principalmente para menores valores de DEP. Isto é mais pronunciado para o caso onde a corrente de excitação ultrassônica se faz presente, tendo em vista que nesta a curva é mais acentuada. Este resultado explica, portanto, as diferenças de pressões encontradas nos ensaios da Figura 122c, na frequência de 20 kHz, e na Figura 123, para o valor de DEP igual a 4 mm. Pois, apesar de se tratarem exatamente das mesmas condições de soldagem, e de ser dada toda uma atenção especial na determinação prática dessas condições, basta uma variação da ordem de 0,5 mm no ajuste de DEP (algo totalmente plausível) para se obter uma alteração da ordem de 10 a 15 Pa no valor de pressão. Já em relação ao tamanho do bocal, os resultados obtidos, reforçam que a pressão do arco não está relacionada diretamente com o fluxo de gás, mas, de acordo com o que se acredita com a quantidade deste que interage com o plasma. Deste modo, ao admitir o surgimento de um vórtice de gás na região adjacente ao arco voltaico, é possível conceber, portanto, o aumento de pressão observado para maiores tamanhos de bocais.

Em se tratando especificamente dos efeitos da corrente de excitação ultrassônica, pôde ser verificado, em todas as condições de soldagem estudadas, que a mesma atua no sentido de aumentar a pressão do arco.

Apesar de não ter sido possível realizar a calibração do dispositivo de medição da pressão do arco, conforme discutido na seção 4.2.4 e, portanto, não se conhecer de fato os erros nas medidas de pressão associados exclusivamente ao equipamento desenvolvido, pode-se inferir que a repetitividade do sistema é elevada, haja vista a repetitividade das medições e a coerência nos resultados encontrados.

Mesmo se tratado apenas do ponto de vista qualitativo, os resultados obtidos constituem-se numa importante contribuição ao estudo da pressão do arco, uma vez que revela a característica comportamental da pressão do arco para as variáveis estudadas. Assim, partindo do pressuposto de que a penetração da solda está intimamente relacionada com a pressão do arco, estes resultados constituem-se numa importante ferramenta no sentido de nortear a escolha dos parâmetros de soldagem de acordo com as características dimensionais desejadas para o cordão de solda.

6.5 ESTUDO PRELIMINAR DOS EFEITOS DAS VARIÁVEIS DE EXCITAÇÃO ULTRASSÔNICA SOBRE AS CARACTERÍSTICAS DA SOLDA

De acordo com os trabalhos presentes na revisão bibliográfica, a introdução de energia ultrassônica no arco traz diversos benefícios para a soldagem. Estes benefícios incluem desde os aspectos operacionais da soldagem até os de ordem metalúrgica. Em relação ao primeiro, destacam-se a maior penetração conseguida, o que pode ser traduzido em maior produtividade ao ser considerada a possibilidade de uma maior velocidade de soldagem para uma mesma penetração da solda. Já em relação aos aspectos metalúrgicos, o refino de grãos é o mais pronunciado, o que evidentemente conduz à obtenção de melhores características das juntas soldadas e, conseqüentemente, melhores propriedades mecânicas da união. Com base nestas informações, buscou-se, nesta última etapa do trabalho, realizar uma série de ensaios com o intuito de avaliar os efeitos resultantes da pulsação da corrente em frequências ultrassônicas, tanto de ordem operacional quanto metalúrgicos, nas soldas realizadas com a fonte de soldagem desenvolvida.

Num primeiro momento foram avaliados os aspectos operacionais com a análise dimensional dos cordões de solda, especificamente no que se refere à medida da largura do cordão na face da solda e à penetração máxima obtida. Em seguida, foram avaliados os aspectos metalúrgicos obtidos na zona fundida.

6.5.1 Materiais e métodos

6.5.1.1 Preparação dos corpos de prova

Para a realização dos ensaios foram utilizados corpos de prova de 300 x 100 mm, com espessura inicial de 3,18 mm. Para a primeira finalidade dos ensaios, que é avaliar as dimensões do cordão de solda mediante as variáveis de excitação ultrassônica da corrente, o aço ao carbono se constitui numa boa escolha, por tornar mais fácil a identificação do contorno da ZAC do que em um aço inoxidável austenítico. Por outro lado, para verificar a influência da corrente de excitação ultrassônica sobre o crescimento de grão, seria melhor o emprego de um material que não sofra transformação de fase no aquecimento e resfriamento durante a soldagem. E, para ser mais preciso esse material não deve ter elementos que atuem como barreiras para o crescimento de grão, como é o caso dos aços estabilizados com Ti, Nb e outros elementos formadores de carbonetos estáveis. Entretanto, a impossibilidade de conseguir uma pequena quantidade deste material a um custo razoável conduziu ao emprego de um aço carbono. Dentre as ligas disponíveis comercialmente foi selecionado o aço SAE 1020, devido a sua disponibilidade no mercado local e, principalmente, por possuir um custo bastante acessível.

Os corpos de prova foram retificados numa retífica plana Mello, modelo P25, até que toda a carepa presente em sua superfície fosse retirada. Em vista disso, a espessura dos corpos de prova foi reduzida a cerca de 3 mm.

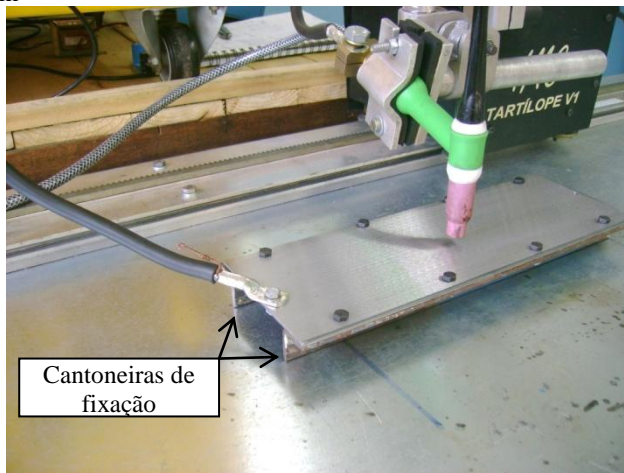
Conforme visto na seção 6.4.1, a pressão do arco é fortemente influenciada pela distância eletrodo-peça. Diante disso, foram realizados quatro orifícios nas laterais dos corpos de prova, com a função de permitir a sua fixação em duas cantoneiras e, assim, minimizar as distorções que possam surgir nos CPs devido às tensões térmicas geradas na soldagem. Isso porque as distorções podem alterar a distância eletrodo-peça e, com isso, a pressão do arco, o que, em última instância produziria alterações nas características dimensionais dos cordões de solda obtidos. Assim, ao evitar que o calor da soldagem altere o valor de DEP durante a execução dos cordões de solda, além de procedimentos de soldagem mais robustos, obtêm-se também uma maior fidelidade nos resultados obtidos.

Visando reduzir o circuito de soldagem e, assim, favorecer a obtenção de correntes de excitação ultrassônica menos suscetível aos

efeitos indutivos, foi realizado também um orifício na extremidade do corpo de prova com o intuito de possibilitar a conexão elétrica deste diretamente com a fonte de soldagem. Com isso, além de um melhor desempenho da corrente de excitação ultrassônica, evitam-se também perdas associadas a resistências de contato.

Por fim, imediatamente antes da execução da soldagem propriamente dita, a superfície retificada dos corpos de prova foi limpa com álcool isopropílico, a fim de eliminar contaminantes que eventualmente pudessem comprometer a qualidade dos resultados. Na Figura 128 é mostrado um corpo de prova preparado para a execução do ensaio de soldagem.

Figura 128 – Corpo de prova preparado para a realização do ensaio de soldagem



6.5.1.2 Condições de soldagem

Em todos os ensaios foram empregadas as condições de soldagem descritas na Tabela 10.

Tabela 10 – Condições de soldagem utilizadas na realização dos cordões de solda

Condições de Soldagem	
Distância eletrodo-peça, DEP	4 mm
Ângulo de afiação do eletrodo	60°
Diâmetro do eletrodo	2,4 mm
Tipo do eletrodo	EWTh-2
Avanço do eletrodo	3 mm
Vazão de gás	10 L/min
Tamanho do bocal de gás	Nº 5
Velocidade de soldagem	10 cm/min
Corrente principal de soldagem (Ipri)	80 A

O valor de DEP foi estabelecido de tal modo que se tenha um arco suficientemente grande, fazendo com que variações na distância eletrodo-peça sejam pouco significativas e, deste modo, não interfira nos resultados das soldas sem, entretanto, comprometer a estabilidade do arco.

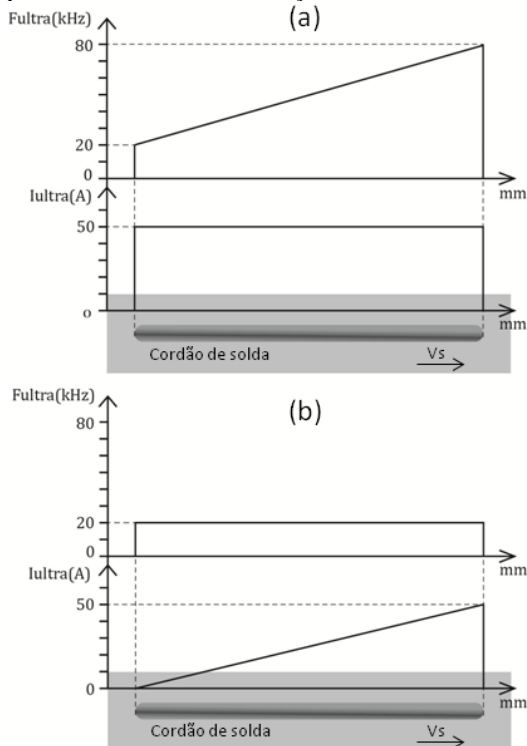
A corrente média de soldagem²⁹ foi definida com base na capacidade de fornecimento de energia do equipamento desenvolvido. Com o propósito de evitar possíveis problemas, durante a realização dos ensaios, associado às limitações de potência da fonte de soldagem, foi empregado um valor de corrente correspondente a cerca de 70% da sua capacidade máxima, ou seja, 80 A. Uma vez definida a corrente média de soldagem, foram realizados ensaios preliminares com o intuito de determinar a velocidade de soldagem a ser empregada nos experimentos. Para tanto, foram realizadas soldas de simples deposição sobre chapa (*bead-on-plate*), empregando uma corrente constante de 80 A e diferentes velocidades de soldagem, buscando identificar a condição que resultasse num cordão de solda cuja penetração fosse cerca de 1/3 da espessura do corpo de prova. Como resultado, foi estabelecida a velocidade de 10 cm/min.

²⁹ O valor da corrente média de soldagem é definido pela corrente principal de soldagem, tendo em vista que o equipamento corrige automaticamente o valor médio da corrente ao modular a corrente de excitação ultrassônica (Iultra) à corrente principal de soldagem (Ipri).

6.5.1.3 Realização dos ensaios

Definidas as condições de soldagem, foram conduzidos dois tipos de ensaios, onde foram realizados cordões de solda de simples fusão sobre chapa, utilizando o processo U-TIG Avançado para as três formas de onda da corrente de excitação ultrassônica disponíveis no equipamento. Num deles, o valor da corrente de excitação ultrassônica foi fixado em 50 A e a frequência de pulsação alterada continuamente entre 20 e 80 kHz conforme a execução do cordão (Figura 129a), enquanto que no outro ensaio a frequência de pulsação foi mantida fixa em 20 kHz e a amplitude da corrente de excitação alterada entre 0 e 50 A (Figura 129b). Deste modo, foram concebidos, portanto, ensaios de varredura de frequência e amplitude da corrente de excitação ultrassônica, respectivamente.

Figura 129 – Metodologia empregada na a realização dos ensaios de obtenção dos cordões de solda: em (a) ensaio de varredura da frequência de pulsação; e em (b) da amplitude da corrente de excitação



Naturalmente, ao se realizar a varredura da frequência de pulsação, ou da amplitude da corrente de excitação, somente de forma incremental, se estará sujeito ao surgimento de possíveis efeitos transientes associados à variação destes parâmetros durante a realização do cordão de solda. Em vista disso, estes ensaios foram repetidos, porém, para a condição em que as variáveis foram alteradas de forma decremental. Com isso, além das análises relativas aos efeitos do ultrassom na soldagem, poderá ser verificada também a influência referente ao modo de varredura das variáveis.

Ao realizar os experimentos de acordo com esta metodologia, reduz-se substancialmente a quantidade de ensaios de soldagem e, conseqüentemente, os custos envolvidos na aquisição dos consumíveis. Deste modo, ao realizar o ensaio de varredura da frequência de pulsação, por exemplo, ao invés de se produzir sete cordões de solda, um para cada frequência de pulsação³⁰, realizou-se apenas um cordão e cortou-se o mesmo na posição correspondente à frequência desejada para a realização das devidas análises. Contudo, tendo em vista que as regiões inicial e final do cordão de solda são críticas, devido aos fenômenos transitórios associados à abertura e extinção do arco e, portanto, não sendo adequadas para a execução das análises, foram realizados ensaios adicionais com os parâmetros de soldagem correspondentes àqueles existentes nas extremidades dos cordões.

Além dos ensaios com corrente de excitação ultrassônica, foram obtidos também cordões empregando apenas a corrente principal de soldagem, ou seja, em corrente constante, com o objetivo de estabelecer uma condição de referência para realização das análises. Na Tabela 11 é apresentada a síntese dos ensaios realizados. Cabe salientar que os valores de 50 A e 20 kHz, destacados na Tabela 11, foram definidos com base nos resultados da secção 6.3.3, por se constituírem nas variáveis ultrassônicas com as quais foram obtidos os maiores valores de pressão do arco.

³⁰ Considerando um cordão a cada 10 kHz dentro do intervalo de 20 a 80 kHz.

Tabela 11 – Variáveis relativas à corrente de excitação ultrassônicas empregadas nos ensaios de obtenção dos cordões de solda

Matriz de ensaios				
Corrente principal de soldagem (A)	Variáveis ultrassônicas			Ensaio
	Forma de onda	Corrente (A)	Frequência (kHz)	
80	Senoidal	50	20 → 80	Ensaio 1
		50	80 → 20	Ensaio 2
		0 → 50	20	Ensaio 3
		50 → 0	20	Ensaio 4
		50	20	Ensaio 5
		50	80	Ensaio 6
	Triangular	50	20 → 80	Ensaio 7
		50	80 → 20	Ensaio 8
		0 → 50	20	Ensaio 9
		50 → 0	20	Ensaio 10
		50	20	Ensaio 11
		50	80	Ensaio 12
	Retangular	50	20 → 80	Ensaio 13
		50	80 → 20	Ensaio 14
		0 → 50	20	Ensaio 15
		50 → 0	20	Ensaio 16
		50	20	Ensaio 17
		50	80	Ensaio 18
	–	0	–	Ensaio 19
				Ensaio 20

6.5.1.4 Obtenção, preparação e análise das amostras

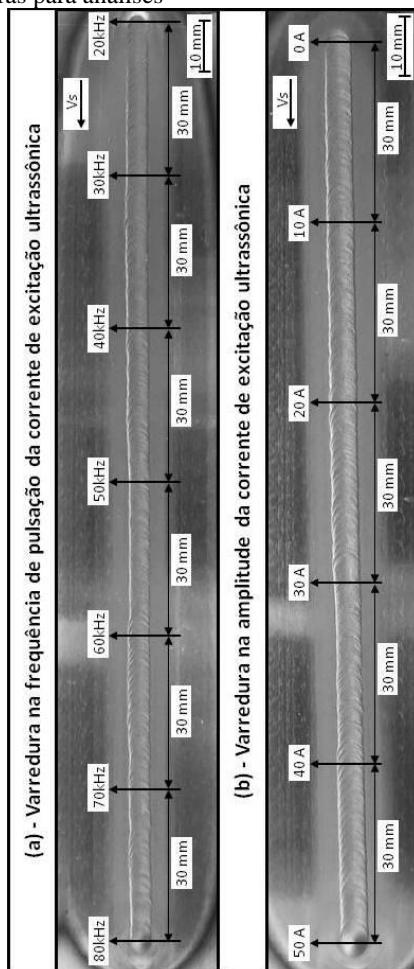
As amostras foram obtidas a partir do corte transversal dos cordões de solda. Para tanto foi empregada uma policorte equipada com discos de carbeto de silício de 230 mm de diâmetro e espessura de 1,5 mm.

De cada um dos cordões realizados em corrente constante (Ensaio 19 e 20) foram retiradas 3 amostras, uma no centro e as outras duas posicionadas a 30 mm de distância de suas extremidades³¹.

³¹ Estes cordões possuem comprimento de cerca de 140 mm.

Já nos cordões de solda onde a frequência de pulsação foi alterada, as amostras foram obtidas nas posições correspondentes às frequências de 30, 40, 50, 60 e 70 kHz (Figura 130a), enquanto que naqueles onde a variável alterada foi a amplitude da corrente de excitação ultrassônica, nas posições correspondentes a 10, 20, 30 e 40 A (Figura 130b).

Figura 130 – Cordões de solda com as respectivas posições de onde foram retiradas as amostras para análises



Estas posições foram definidas com base no comprimento do cordão de solda e nos valores iniciais e finais da amplitude da corrente e da frequência de pulsação ultrassônica. Assim, considerando que a varredura destas variáveis se deu de forma linear, as posições das amostras foram determinadas de acordo com a Equações 7 e 8, para o caso da varredura em frequência e amplitude, respectivamente.

$$\text{posição(frequência)} = \frac{\text{comprimento do cordão (mm)}}{(f_{\text{final}} - f_{\text{inicial}}) \text{ (kHz)}} \quad (7)$$

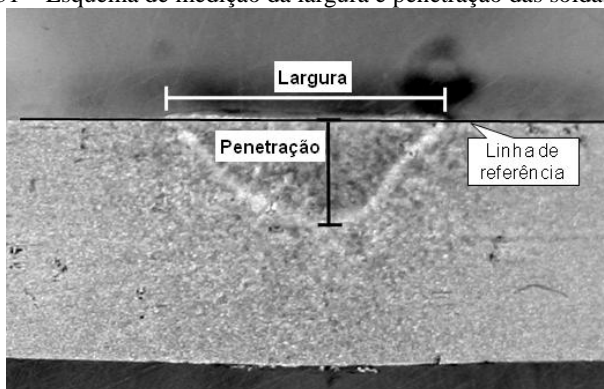
$$\text{posição(corrente)} = \frac{\text{comprimento do cordão (mm)}}{(I_{\text{ultrafinal}} - I_{\text{ultra inicial}}) \text{ (A)}} \quad (8)$$

Nos cordões adicionais, onde foram empregados os parâmetros de soldagem correspondentes àqueles existentes nas extremidades dos ensaios de varredura, as amostras foram obtidas no centro do cordão.

Após cortadas, as amostras foram embutidas a frio em resina poliéster e na sequência foi realizado o processo de lixamento. Nesta etapa foram utilizadas as seguintes sequências de lixas: #100, #220, #320, #400, #600 e #1200. Em seguida foi realizado o ataque químico das amostras utilizando Nital 2%, cuja composição corresponde a 2% de ácido nítrico e 98% de álcool etílico em volume, para revelar a geometria da zona fundida e da zona afetada pelo calor.

Para as análises macrográficas, as amostras lixadas até a lixa grana #600 e atacadas com Nital, foram fotografadas com uma câmera digital equipada com uma lente super macro. As imagens foram então carregadas no software Simasis Live [204]. Este consiste num ambiente virtual online onde imagens podem ser carregadas e realizadas análises dimensionais. Para tanto basta informar ao software uma dimensão conhecida, neste caso, a espessura do corpo de prova. Uma vez calibradas as imagens, foram realizadas as medições de largura e penetração linear dos cordões de solda, conforme mostra a Figura 131. Para evitar que ondulações na superfície do cordão pudessem influenciar nos resultados obtidos, foi traçada uma linha tangente à superfície do corpo de prova, para servir de referência na medida da penetração.

Figura 131 – Esquema de medição da largura e penetração das soldas obtidas

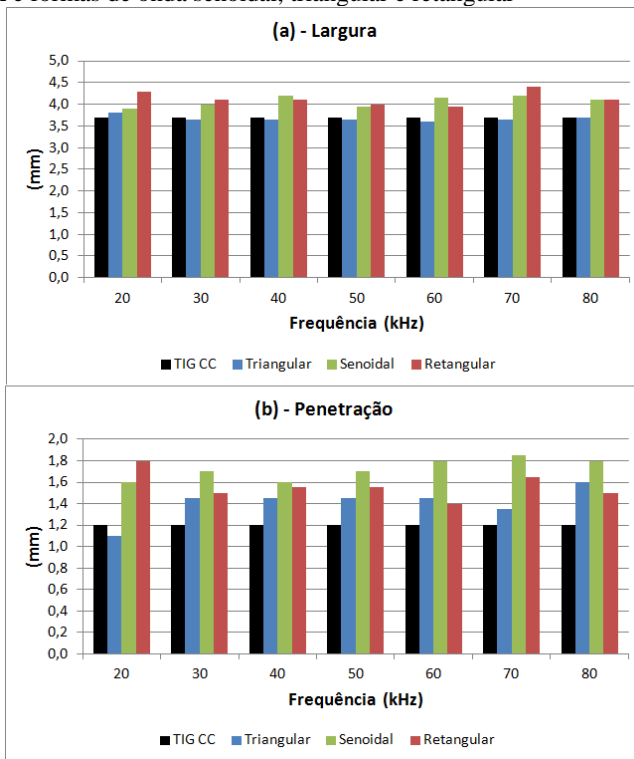


Para as análises micrográficas, as amostras preparadas para as macrografias foram novamente lixadas até a grana #1200 e posteriormente submetidas a um polimento com suspensão de alumina de 1 μm . Estas foram mais uma vez atacadas com Nital e realizadas imagens da microestrutura no microscópio óptico com ampliação de 50 a 200 vezes. Já nos ensaios de microdureza os valores foram obtidos a cada 0,2 mm de distância e aplicadas cargas de 1 kg durante um tempo de atuação de 15 s.

6.5.2 Aspectos dimensionais da zona fundida

De acordo com as análises dimensionais realizadas, não foram observadas diferenças significativas, entre os valores de largura e penetração obtidos com os dois modos de varredura (crescente e decrescente), que pudessem ser atribuídas à aplicação da referida metodologia. Diante disso, foi realizada a média aritmética desses valores medidos, com o intuito de obter um resultado mais robusto e consistente, que melhor represente o comportamento dimensional da poça de fusão em relação à frequência de pulsação. Este procedimento também foi aplicado na determinação dos valores de largura e penetração dos cordões de solda realizados em corrente constante. Neste caso, os valores foram obtidos a partir da média das seis amostras obtidas nos dois cordões realizados. Os resultados das medições de largura e penetração dos cordões de solda em função da frequência de pulsação da corrente de excitação ultrassônica são apresentados na Figura 132.

Figura 132 – (a) Largura e (b) penetração dos cordões de solda em função da frequência de pulsação da corrente de excitação ultrassônica com amplitude de 50 A e formas de onda senoidal, triangular e retangular



Conforme pode ser visto, tanto os valores de largura quanto os de penetração das soldas, apresentaram uma distribuição aleatória com a frequência de pulsação, indicando a inexistência de uma correlação direta entre estas variáveis. Entretanto, fica evidente que, independente do valor da frequência de pulsação, a excitação ultrassônica do arco conduziu à obtenção de maiores valores de largura e penetração do cordão de solda para as formas de onda senoidal e retangular, quando comparado com os resultados obtidos em corrente constante (TIG CC).

Já para a forma de onda triangular este efeito não foi o mesmo. De um modo geral, enquanto que a penetração aumentou, do mesmo modo que para as outras formas de onda, a largura da solda diminuiu. Exceto, especificamente, para a frequência de pulsação de 20 kHz,

onde a penetração obtida foi inferior e a largura superior às aquelas obtidas em corrente constante.

Diante desses resultados foram calculados os valores médios de largura e penetração obtidas para as três formas de onda da corrente de excitação ultrassônica. O resultado é apresentado na Tabela 12.

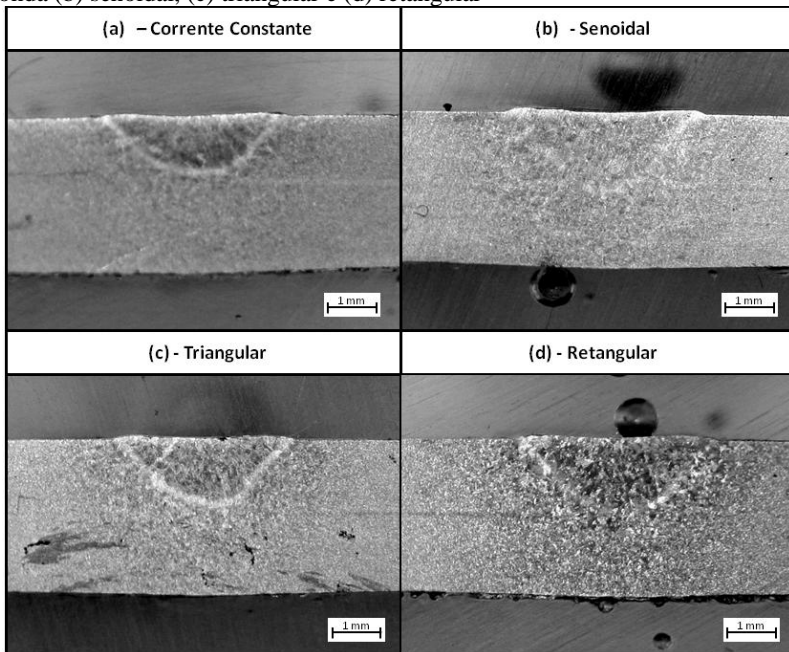
Tabela 12 – Dimensões médias dos cordões de solda para diferentes formas de onda da corrente de excitação ultrassônica

Forma de onda	Largura média (mm)	Penetração média (mm)
Senoidal	4,1	1,7
Triangular	3,7	1,4
Retangular	4,1	1,6
Corrente constante	3,7	1,2

Conforme pode ser observado, os maiores valores médios de largura e penetração foram obtidos com as formas de onda retangular e senoidal. Estes valores representam um aumento de cerca de 10% na largura e de 40% na penetração das soldas, em relação aos cordões realizados em corrente constante. Por outro lado, os menores valores foram obtidos com a forma de onda triangular. Além de apresentar um aumento relativamente pequeno da penetração média do cordão (cerca de 14%), o emprego desta forma de onda não alterou a largura média do cordão resultante.

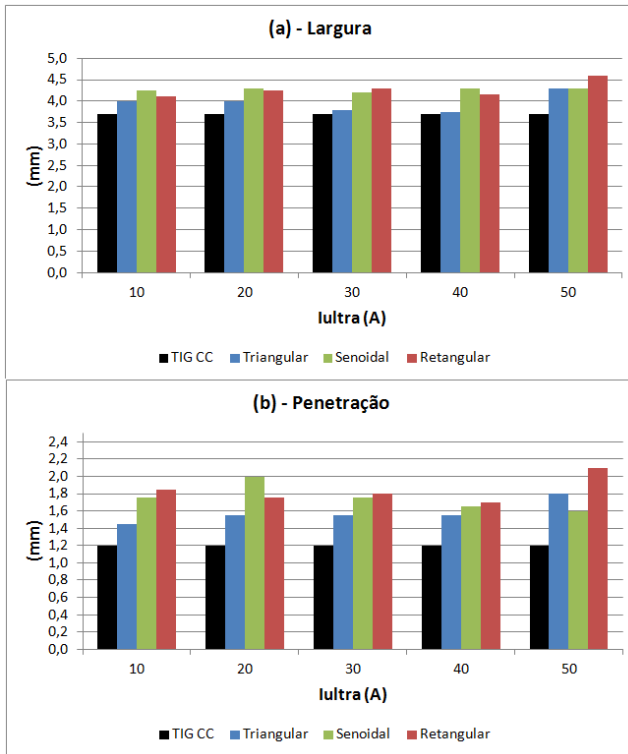
Na Figura 133 são apresentadas quatro macrografias, cada qual obtida a partir de um cordão de solda realizado com uma forma de onda distinta, cujo valor de penetração medido corresponde ao valor médio calculado para a respectiva forma de onda.

Figura 133 – Macrografias dos cordões de solda realizados em (a) corrente constante e com corrente de excitação ultrassônica (50 A) com formas de onda (b) senoidal, (c) triangular e (d) retangular



Baseado no fato de que os efeitos da corrente de excitação ultrassônica sobre as características físicas do arco se apresentam mais evidentes à medida que aumenta a amplitude da corrente de excitação (seção 6.3), foram realizadas também análises dimensionais do cordão para diferentes valores de amplitude da corrente de excitação ultrassônica. Os resultados são apresentados na Figura 134.

Figura 134 – (a) Largura e (b) penetração dos cordões de solda em função da amplitude da corrente de excitação ultrassônica com frequência de 20 kHz e formas de onda senoidal, triangular e retangular



Assim, como no caso da frequência de pulsação, não foi possível observar uma relação direta entre a largura e a penetração do cordão com a amplitude da corrente de excitação ultrassônica. Exceto para a forma de onda triangular, que apresentou um aumento pouco significativo da penetração com a corrente de excitação.

Para as formas de onda triangular e retangular, os maiores valores, tanto de largura como de penetração, foram obtidos para a amplitude de 50 A, enquanto que para a forma de onda senoidal o pico máximo de penetração ocorreu em 20 A e a largura se apresentou praticamente constante para toda a faixa de amplitude pesquisada.

6.5.2.1 Análise dos resultados

Ao conceber o processo U-TIG Avançado foi possível empregar uma metodologia que reduz substancialmente a quantidade de ensaios para estudar a influência das variáveis de processo sobre as características da solda. Enquanto que do modo tradicional seria necessário a realização de 38 cordões de solda, empregando a citada metodologia foram requeridos apenas 20. Isto, considerando que para cada ensaio foram realizados dois modos de varredura, crescente e decrescente, caso contrário esta quantidade se resumiria a apenas 14 cordões de solda, quantidade que poderia ser empregada sem problemas, tendo em vista que os resultados obtidos evidenciam que o modo com que as variáveis são alteradas (crescente ou decrescente) parece não influenciar nos resultados da solda.

Ao calcular a relação entre a penetração e a largura do cordão para cada amostra, constata-se que, de um modo geral, este valor tende a ser constante. Isto significa que, embora o aumento da corrente de excitação ultrassônica produza um aumento do volume da poça de fusão, não gera uma alteração no seu padrão de forma. Diferentemente do esperado, os resultados dimensionais do cordão de solda não foram compatíveis com os resultados de pressão do arco obtidos na seção 6.3.3. Partindo do pressuposto de que a pressão do arco exerce forte influência sobre a penetração da solda, era de se esperar maiores penetrações para a frequência de pulsação de 20 kHz, e um aumento gradativo conforme a amplitude de corrente de excitação. Entretanto, os resultados obtidos indicam que as maiores dimensões do cordão conseguidas com a corrente de excitação ultrassônica, parecem não estar associadas diretamente com a maior pressão do arco.

Por fim, não se conseguiu estabelecer uma relação consistente entre os aspectos dimensionais das soldas e as variáveis relativas à corrente de excitação ultrassônica, devido aos padrões apresentados pelos valores de largura e penetração obtidos. Eventualmente, isto seja conseguido ao se realizar o mesmo estudo, porém, empregando parâmetros de soldagem que resultem em poças de fusão de maior tamanho e que, portanto, dê origem a cordões de solda cujas dimensões sejam grandes o bastante para que os efeitos aleatórios inerentes à soldagem sejam pouco significativos.

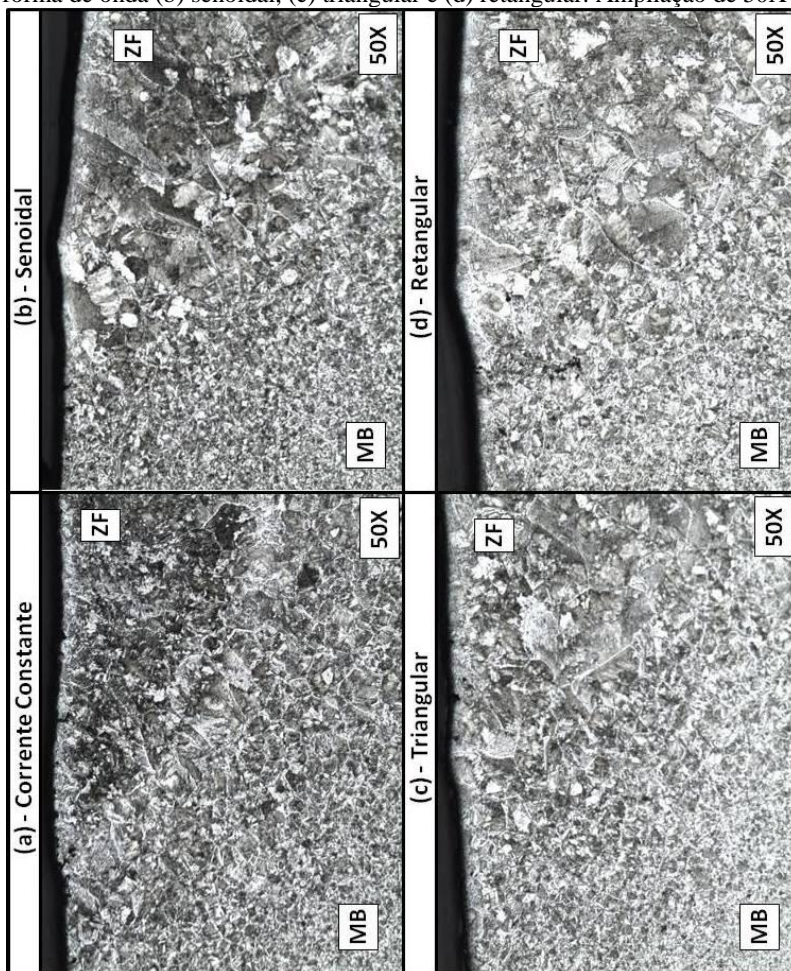
6.5.3 Aspectos Macroestruturais e Mecânicos das soldas

Nesta etapa do trabalho, o propósito inicial foi o de realizar uma análise quantitativa do tamanho de grão na zona fundida e na zona afetada pelo calor (do mesmo modo que foram conduzidas as análises relativas aos aspectos dimensionais do cordão de solda), bem como avaliar a alteração macroestrutural provocada pela soldagem com corrente de excitação ultrassônica a alta frequência.

Devido ao surgimento de microestruturas de difícil possibilidade de determinação do tamanho/forma do grão a avaliação quantitativa ficou inviabilizada. Então, como alternativa, foi feita uma análise qualitativa das amostras.

Foram realizadas análises em quatro diferentes condições de soldagem, ou seja, uma em corrente constante e uma para cada forma de onda da corrente de excitação ultrassônica. Para todas as condições se utilizou a corrente de excitação de 50 A e frequência de pulsação de 20 kHz, por se constituírem nas variáveis ultrassônicas com as quais foram obtidos os maiores valores de pressão do arco, de acordo com os resultados da secção 6.3.3. Na Figura 135 são apresentadas as macrografias para cada uma das condições acima especificadas.

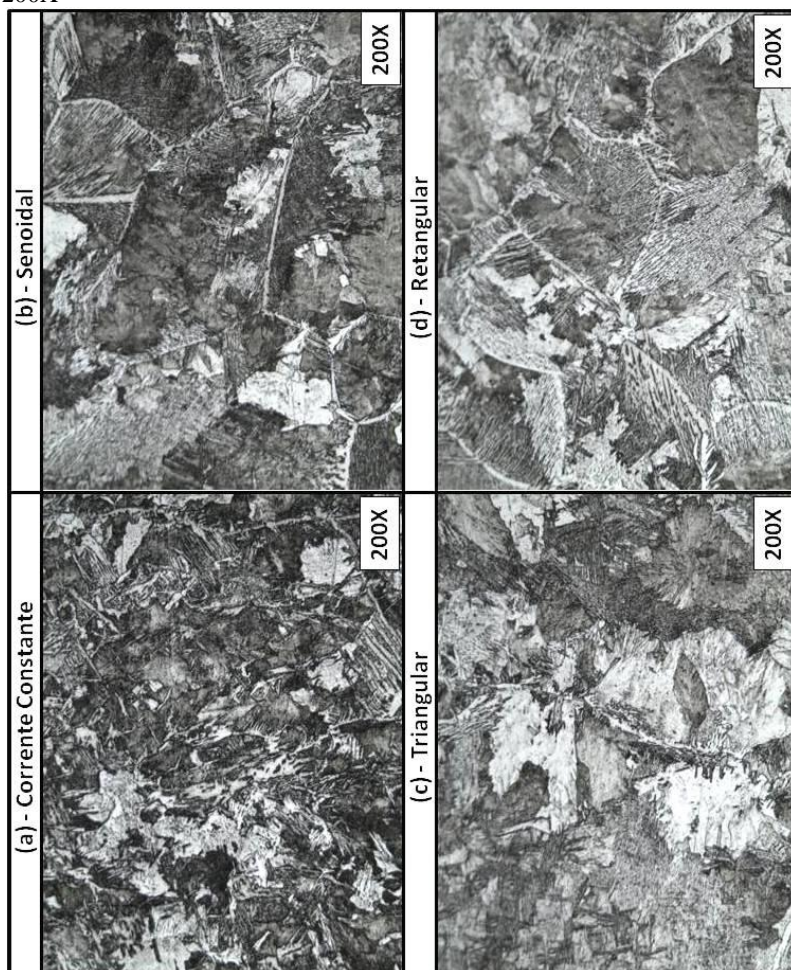
Figura 135 – Macrografias dos cordões de solda obtidos em (a) corrente constante e com corrente de excitação ultrassônica de 50 A/20 kHz com forma de onda (b) senoidal, (c) triangular e (d) retangular. Ampliação de 50X



Na Figura 135a, o cordão realizado em corrente constante apresenta, na região de transição entre a zona fundida e ZAC, uma faixa com tonalidade mais clara, devido a um maior percentual de ferrita que as demais regiões. Já nos cordões realizados com a corrente de excitação ultrassônica, o limite entre a ZAC e a ZF não se apresenta nítido para nenhuma das formas de onda empregadas.

No que diz respeito à zona fundida é possível identificar diferenças na microestrutura entre o cordão obtido em corrente constante e naqueles com corrente de excitação ultrassônica. Para facilitar essa análise, foram realizadas micrografias da região central da zona fundida com maior fator de ampliação (Figura 136).

Figura 136 - Micrografia da região central do cordão de solda obtido em (a) corrente constante e com corrente de excitação ultrassônica de 50 A/20 kHz com forma de onda (b) senoidal, (c) triangular e (d) retangular. Ampliação de 200X



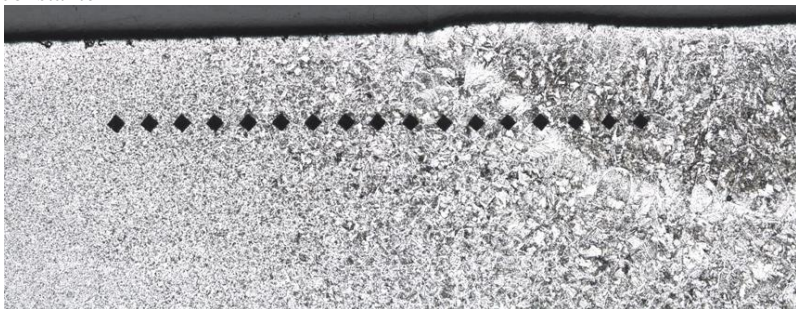
As imagens com maior ampliação mostram, para cordões realizados com a corrente de excitação ultrassônica, uma microestrutura com ferrita e perlita e alguns traços de martensita e bainita o que caracteriza um resfriamento mais rápido que aquele experimentado pelas amostras soldadas em corrente constante. Este resultado está de acordo com as afirmações de Zhang *et al.* [150] e He *et al.* [191], segundo as quais a vibração ultrassônica acelera a condução de calor e, como resultado, aumenta a taxa de resfriamento da solda.

6.5.3.1 Ensaios de dureza

Com o intuito de ajudar na identificação microestrutural e, ao mesmo tempo, caracterizar as soldas quanto às variações nas propriedades mecânicas, foram realizados ensaios de microdureza Vickers com carga de 1 kg nas amostras.

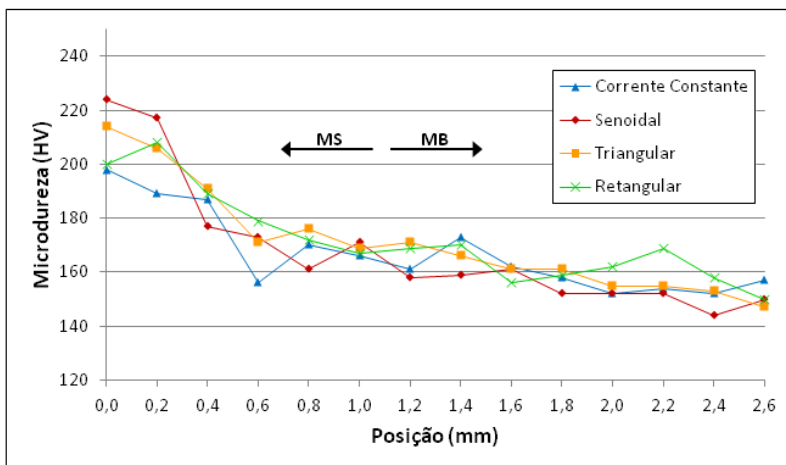
Nestes ensaios foi traçado o perfil de microdureza ao longo de uma linha paralela à superfície da chapa (a uma distância de 0,5 mm desta), começando na zona fundida e indo em direção ao metal de base, com espaçamento de 0,2 mm entre as impressões, conforme mostra a Figura 137.

Figura 137 – Ensaio de microdureza realizado na amostra obtida em corrente constante



Os valores de microdureza obtidos para as quatro amostras são apresentados na Figura 138. Não está indicada em forma definida a localização da linha de fusão, pois, diferentemente do corpo de prova obtido com corrente constante, nos outros foi impossível identificar essa linha quando observada ao microscópio.

Figura 138 – Perfis de microdureza obtidos para as quatro amostras da Figura 135



As amostras soldadas com corrente de excitação ultrassônica, quando comparadas com corrente constante, tiveram uma tendência a apresentar uma dureza da zona fundida maior, possivelmente devido à formação de pequenas quantidades de martensita e bainita. Tal fato pode ser devido a um resfriamento mais rápido produzido pela excitação ultrassônica, conforme já havia sido comentado ao analisar as microestruturas da figura 136.

Conforme discutido anteriormente, nas micrografias com fator de ampliação de 50X (Figura 135) não foi possível identificar claramente a ZAC para os cordões realizados com corrente de excitação ultrassônica, pois a transição entre o metal de solda e a ZTA era extremamente difusa. Tal fato pode também ser verificado nos perfis de dureza mostrados na figura 138, em que se percebe que há uma transição suave entre os valores de microdureza entre o metal de solda e a ZAC para essas amostras. Pelo contrário, na amostra produzida com corrente constante se vê no quarto ponto de medição (que nitidamente está na ZAC), uma queda de dureza bastante acentuada e que está associada à maior fração de ferrita presente nesta região, comprovando a análise micrográfica da mesma anteriormente descrita. Quanto ao perfil de microdureza obtido para as amostras com as diversas formas de onda, ou seja, retangular, senoidal e triangular não se observa uma variação muito significativa na região de transição entre a ZF e a ZAC.

6.5.3.2 Análise dos resultados

Do mesmo modo que nos resultados obtidos acerca dos efeitos da corrente de excitação ultrassônica sobre as características físicas do arco e dimensionais da solda, a aplicação da corrente de excitação ultrassônica acarretou em alterações do ponto de vista metalúrgico e de propriedades mecânicas das soldas. De fato, foi possível verificar uma nítida alteração microestrutural no metal de solda, que deu origem a uma estrutura mais dura (do qual se infere, com maior resistência mecânica), mas que, ao mesmo tempo, apresentou uma transição mais suave entre as durezas do MS e da ZAC (associada a esta também uma maior dificuldade para identificar a linha de fusão). Essa transição suave entre as durezas (e, daí se infere entre os valores locais da tensão de escoamento) é benéfica, diferente ao que há na solda com corrente constante em que a deformação que possa ocorrer como resultado das tensões advindas da operação do componente vai ficar concentrado nessa estreita camada da ZAC, com o risco de que venha a falhar quando seja esgotada a ductilidade.

Como se pode observar, há diferenças substanciais entre as características microestruturais e as propriedades mecânicas das soldas obtidas com ou sem corrente ultrassônica, e estas últimas parecem ter vantagens que vale a pena estudar em maior profundidade, para podê-las aproveitar.

7 CONCLUSÕES

Tendo em vista os resultados obtidos ao longo deste trabalho, conclui-se, que o objetivo geral de desenvolver tecnologia e estabelecer as bases de conhecimento acerca da soldagem TIG com pulsação ultrassônica da corrente foi alcançado.

As principais conclusões relativas aos objetivos específicos e seus resultados foram:

- Com relação ao desenvolvimento da fonte de soldagem, conclui-se que o presente trabalho atingiu, de forma plena, o objetivo de conceber um equipamento dotado de características especiais que permita realizar a excitação ultrassônica do arco de soldagem TIG a partir da pulsação da corrente, pois, sua concepção de projeto permitiu obter formas de onda da corrente de soldagem com taxas de variação da ordem de $80 \text{ A}/\mu\text{s}$, colocando o equipamento desenvolvido em condições de igualdade com o que hoje é encontrado na vanguarda da tecnologia mundial;
- O emprego do citado equipamento proporcionou não só expandir as possibilidades de uso da corrente de excitação ultrassônica, ao permitir a utilização das variantes de processo desenvolvidas (U-TIG Normal, U-TIG Pulsado e U-TIG Avançado), como também o emprego de formas de onda não convencionais em corrente contínua (como senoidal e triangular) e ajuste da amplitude da corrente de excitação (de até 50 A), sem alterar a corrente média de soldagem definida pela corrente principal de soldagem;
- A característica dinâmica da fonte de soldagem desenvolvida permitiu também observar determinados efeitos que não estão descritos na literatura, como é o caso da aplicação da corrente pulsada com valor de base igual a zero sem, entretanto, extinguir o arco. Neste contexto, foi possível estabelecer arcos voltaicos com correntes médias de soldagem de somente 0,8 A com eletrodo de 1,6 mm de diâmetro;
- No que se refere à infraestrutura desenvolvida especificamente para viabilizar a realização dos experimentos, foram concebidos uma bancada de ensaios e um aparato destinado à medição da pressão do arco. Graças ao elevado grau de integração dos equipamentos que a compõe, esta

bancada possibilitou, além da execução dos ensaios de soldagem de forma dinâmica e eficiente, a redução drástica da quantidade de corpos de prova requeridos, ao permitir o emprego de uma metodologia de execução dos ensaios idealizada a partir da implementação de funções específicas na fonte de soldagem. Diante disso, foi possível reduzir em cerca de 60% a quantidade requerida de corpos de prova para a realização dos experimentos. Em se tratando do aparato de medição da pressão do arco, apesar de não ter sido possível realizar efetivamente a sua calibração, o mesmo se mostrou adequado aos propósitos do trabalho, fornecendo leituras estáveis e valores de pressão coerentes para uma mesma condição de soldagem. Conclui-se, portanto, que a infraestrutura desenvolvida, além de atender de forma plena aos objetivos do trabalho, constitui-se numa importante ferramenta a ser aplicada em estudos futuros;

- Foi possível constatar num estudo preliminar que, de fato, a corrente de excitação ultrassônica promove alterações significativas na tensão do arco, acarretando em reduções de até 1,5V (cerca de 12%), bem como exerce um nítido efeito de aumento na pressão do mesmo, que em algumas situações atingiu um valor máximo de cerca de 50% em relação às pressões obtidas em corrente constante nas mesmas condições de ensaio;
- Quando se trata das características dimensionais das soldas, o estudo preliminar realizado evidenciou uma tendência à obtenção de poças de fusão dimensionalmente maiores, em especial a penetração do cordão, que para a forma de onda senoidal aumentou, em média, 40%, quando comparada com a penetração média obtida em corrente constante nas mesmas condições de soldagem, concordando, assim, com os resultados encontrados na literatura;
- Do ponto de vista metalúrgico, foram observadas alterações microestruturais no metal de solda, dando origem a uma microestrutura mais dura, indicando um resfriamento mais rápido em relação às amostras obtidas em corrente constante, corroborando, assim, as informações presentes na literatura, ao mesmo tempo em que torna a ZAC mais difusa e difícil de ser identificada.

8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Basta uma breve reflexão para concluir que a ciência hoje estabelecida é o resultado da construção lenta e gradativa do conhecimento. Partindo desta premissa, tem-se, portanto, que o conhecimento é algo dinâmico, vivo, sujeito a constantes transformações devido às contribuições da comunidade científica. Permitindo, assim, expandir as fronteiras do saber, colaborando efetivamente para o progresso intelectual da sociedade. Neste sentido, entende-se que um trabalho de doutorado mais do que o desenvolvimento de um estudo de caráter inédito, tem como principal missão, gerar conhecimento que inspire o desenvolvimento de novos estudos e, com isso, colabore para progresso da ciência. Neste contexto, diante da tecnologia e dos resultados preliminares obtidos neste trabalho, vislumbra-se uma série de temas para estudos e desenvolvimentos futuros, conforme segue:

- Com base nas informações presentes na revisão bibliográfica e fazendo uso do equipamento desenvolvido neste trabalho, realizar a aplicação do processo U-TIG na soldagem de união de materiais considerados de difícil soldabilidade, como titânio e aços alta ligas, visando a obtenção de melhores características metalúrgicas da junta soldada;
- Empregar o processo U-TIG Avançado para realizar o estudo inédito dos efeitos da modulação da corrente de excitação ultrassônica na soldagem TIG pulsada em baixa frequência, de forma independente, durante a fusão do metal de base (períodos de pulso) e o resfriamento da poça de fusão (períodos de base);
- Expandir o uso da metodologia de realização dos ensaios, proporcionada pelo processo U-TIG Avançado, para outras variáveis e processos de soldagem visando reduzir a quantidade de ensaios/corpos de prova requeridos;
- Viabilizar a calibração do aparato de medição de pressão do arco a fim de dimensionar, de fato, a sua incerteza de medição;
- Empregar o aparato de medição de pressão do arco para investigar não só os efeitos de outras variáveis

como o ângulo de afiação do eletrodo, diâmetro do eletrodo, ângulo de inclinação da tocha, etc, mas, também, comparar com outras formas de se medir para conferir a aplicabilidade destes;

- Realizar o estudo do comportamento da pressão do arco em outros processos de soldagem de eletrodo não consumível como, por exemplo, o plasma;
- Desenvolver um sistema de aquisição dedicado à soldagem, capaz de adquirir as variáveis relativas à corrente de excitação ultrassônica;
- Aplicar, na soldagem micro TIG, a corrente pulsada em frequências ultrassônicas e com valor de base igual a zero, com o intuito de obter baixas correntes médias de soldagem associada a uma melhor característica de estabilidade do arco;
- Verificar a real necessidade de circuitos auxiliares (circuitos de pulso) na soldagem em corrente alternada com transições rápidas de polaridade;
- Estudar os efeitos da corrente de excitação ultrassônica na soldagem plasma meltin e keyhole;
- Mapear a pressão máxima do arco para uma ampla faixa de frequência de pulsação;
- Realizar a medição da pressão do arco para valores contínuos de frequência de pulsação ultrassônica com o intuito de identificar picos característicos de pressão;
- Estudar os efeitos da composição do gás de proteção sobre a distribuição da pressão do arco;
- Compreender o fenômeno observado na pressão do arco para o tamanho de bocal N^o 8;
- Investigar os fenômenos que levam a obtenção de uma maior pressão do arco mediante a introdução da corrente de excitação ultrassônica;
- Desvendar os fenômenos que permitem impor períodos de corrente igual a zero sem, entretanto, extinguir o arco;
- Realizar um estudo abrangente acerca dos efeitos da corrente de excitação ultrassônica sobre as características dimensionais do cordão, buscando compreender, assim, as maiores dimensões obtidas nos ensaios preliminares;

- Empregar material austenítico num estudo mais profundo acerca dos efeitos da corrente de excitação ultrassônica sobre os aspectos metalúrgicos, em especial, no que se refere ao refino de grão;
- Empregar a estrutura de potência ultrarrápida desenvolvida naqueles processos de soldagem que demandam rápida resposta da corrente, como o curto circuito controlado, por exemplo;
- Empregar a corrente de excitação ultrassônica no processo plasma pó com o intuito de promover a atomização/esferiorização do material de adição fundido;
- Realizar a modelagem da malha de controle da corrente do equipamento;
- Medir com calorímetro a transferência de calor obtida no processo U-TIG;
- Simular a ressonância natural em função do material, espessura, tamanho e formato da poça de fusão;
- Realizar a filmagem do arco excitado ultrassônicamente com o intuito de verificar a existência de constricção do mesmo.

9 REFERÊNCIAS

- [1] KOMAROV, S. V.; KUWABARA, M.; ABRAMOV, O. V. High Power Ultrasonics in Pyrometallurgy: Current Status and Recent Development. **ISIJ International**, 45, n. 12, 2005.
- [2] ET.AL., H. M. The Electric Arc, 2009.
- [3] HENSLEY, T. A brief history of filler metals. **Welding Journal**, 86, 2007.
- [4] WILLIAM, L.; BALLIS, P. E. **Shielded Metal Arc Welding**. [S.l.]: Xulon Press, 2011. ISBN 1612153992.
- [5] SHEA, W. R. **Nature mathematized**. [S.l.]: Springer Science & Business, 1983. ISBN 9027714029.
- [6] PIEL, A. **Plasma Physics: An Introduction to Laboratory, Space, and Fusion Plasmas**. [S.l.]: Springer, 2010. ISBN 3642104908.
- [7] PIRES, J. N.; LOUREIRO, A.; BÖLMSJO, G. **Welding robots: technology, system issues and applications**. [S.l.]: Birkhäuser, 2006. ISBN 1852339535.
- [8] HOWARD, B. C.; SCOTT, C. H. **Modern welding technology**. [S.l.]: Pearson/Prentice Hall, 2005. ISBN 0131130293.
- [9] COFFIN, C. L. **Process of welding metals electrically**. 428,459, U.S. Patent, 1890.
- [10] GROOVER, M. P. **Fundamentals of Modern Manufacturing: Materials, Processes, and Systems**. [S.l.]: John Wiley and Sons, 2010. ISBN 0470467002.
- [11] HOBART, H. M. **Arc Welding**. 1746081, U.S. Patent 1930.
- [12] DEVERS, P. K. **Arc Welding**. 1746191, U.S. Patent 1930.
- [13] GERKEN, J. M. **Gas tungsten arc welding**. [S.l.]: The Lincoln electric company, 1995.
- [14] A history of welding. Disponível em:
<<http://www.weldinghistory.org/whistoryfolder/welding/index.html>>. Acesso em: 19 Setembro 2011.
- [15] GAS Tungsten Arc Welding's Fortieth Anniversary. **Welding Journal**, 61, 1982.
- [16] MEREDITH, R. **Welding Torch**. 2274631, U.S. Patent.
- [17] LINCOLN_ELECTRIC_COMPANY. **The procedure**

- handbook of arc welding.** [S.l.]: Lincoln Electric, 2000.
- [18] VILARINHO, L. O. As dimensões do arco elétrico. **Soldagem&Inspeção**, 14, 2009.
- [19] GICK, A. E. F.; QUIGLEY, M. B. C.; RICHARDS, P. H. The use of electrostatic probes to measure the temperature profiles of welding arcs. **J. Phys. D: Appl. Phys.**, 1973.
- [20] LANCASTER, J. F. **The Physics of welding.** Ireland: Physics technologic, v. 15, 1984. 73-79 p.
- [21] VILARINHO, L. O.; FANARA, C. Determination of the Anode Voltage Fall in TIG Arcs by Using a Modified Split-Anode Detector. **Soldagem&Inspeção**, 20, 2005.
- [22] FANARA, C.; VILARINHO, L. O. Electrical characterization of atmospheric pressure arc plasmas - an overview. **European Physical Journal D**, 2004.
- [23] FANARA, C.; RICHARDSON, I. M. A langmuir multi-probe system for the characterization of atmospheric pressure arc plasmas. **J. Phys. D: Appl. Phys.**, 2001.
- [24] VILARINHO, L. O.; FANARA, C.; SCOTTI, A. Comparison of optical and electrical temperatures in atmospheric pressure (TIG) arcs. **Anais do 17th international congress of mechanical engineering - Cobem**, 2003.
- [25] LANCASTER, J. F. The physics of fusion welding. Part I: The electric arc in welding. **IEE Proceedings**, 134, 1987.
- [26] MATSUNAWA, A.; NISHIGUCHI, K. The cathode mechanism of free-burning arcs with refractory electrodes; probe measurements in low pressure arcs and the mechanism of the cathode plasma ball. **Arc physics and weld pool behaviour**, 1979.
- [27] EVANS, D. L.; TANKIN, R. S. Measurement of emission and absorption radiation by an argon plasma. **Phys. Fluids**, 1967.
- [28] VILARINHO, L. O. O arco TIG a 100A e argônio é um arco especial? **Soldagem&Inspeção**, 14, 2009.
- [29] WENDELSTORF, J.; DECKER, I.; WOHLFAHRT, H. TIG and PLASMA arc modelling: A survey. in **Mathematical Modelling of Weld Phenomena 3**, 1997.
- [30] MODENESI, P. J. **Introdução À Física do Arco Elétrico E A Sua Aplicação Na Soldagem dos Metais.** Belo Horizonte:

- [s.n.], Jun. 2002.
- [31] VILARINHO, L. O.; SCOTTI, A. Caracterização de arcos TIG via análise numérica. **Soldagem&Inspeção**, 11, 2006.
- [32] CLASSIFICATION of Electrodes for GTAW. **Welding Journal**, 87, 2008.
- [33] ZHANG, H.; YANG, Z.; DING, B. Characteristics of W-ThO Thermionic Cathode Activated With Nanoscale Oxide. **IEEE TRANSACTIONS ON COMPONENTS AND PACKAGING TECHNOLOGY**, 22, n. 3, 1999.
- [34] VILARINHO, L. O. Welding Arc Modelling: A Survey. **Soldagem&Inspeção**, 10, n. 1, 2005.
- [35] RETHFELD, B. et al. A self-consistent model for the cathode fall region of an electric arc. **J. Phys. D: Appl. Phys.**, 29, 1996.
- [36] MORROW, R.; LOWKE, J. J. A one-dimensional theory for the electrode sheaths of electric arcs. **J. Phys. D: Appl. Phys.**, 26, 1993.
- [37] USHIO, M.; FAN, D.; TANAKA, M. A method of estimating the space-charge voltage drop for thermionic arc cathodes, 27, 1994.
- [38] CHOI, H. K.; GAUVIN, W. H. Operating characteristics and energy distribution in transferred plasma arc system. **Plasma Chemistry and Plasma Processing**, 2, 1982.
- [39] HSU, K. C.; ETEMADI, K.; PFENDER, E. Study of the free-burning high-intensity argon arc. **J. Appl. Phys.**, 54, 1983.
- [40] ZHOU, X.; HEBERLEIN, J. Analysis of the arc-cathode interaction of free-burning arcs. **Plasma Sources Sci. Technol.**, 3, 1994.
- [41] LEE, S. Y.; NA, S. J. A numerical analysis of a stationary gas tungsten welding arc considering various electrode angles. **Welding Journal**, 75, 1996.
- [42] BINI, R.; MONNO, M.; BOULOS, M. I. Numerical and experimental study of transferred arcs in argon. **J. Phys. D: Appl. Phys.**, 39, 2006.
- [43] WU, C. S.; USHIO, M.; TANAKA, M. Modeling the anode boundary layer of high-intensity argon arcs. **Computational Materials Science**, 15, 1999.

- [44] HAIDAR, J. Local thermodynamic equilibrium in the cathode region of a free burning arc in argon. **J. Phys. D: Appl. Phys.**, 1995.
- [45] FARNER, A. J. D.; HADDAD, G. N. Local thermodynamic equilibrium in free-burning arcs in argon. **Appl. Phys. Lett.**, 45, 1984.
- [46] NESTOR, O. H. Heat Intensity and Current Density Distributions at the Anode of High Current, Inert Gas Arcs. **Journal of Applied Physics**, 33, 1962.
- [47] VILARINHO, L. O.; FANARA, C. A modified split-anode detector for the study of the anode region of atmospheric pressure arc plasmas. **Meas. Sci. Technol.**, 15, 2004.
- [48] JOHAN, Z. I. J. P.; HIRAOKA, K. Basic parameters in heat transport in Argon-Helium mixed gas arcs. **Quarterly Journal of Japan Welding Society**, 12, 1994.
- [49] HAJOSSY, R.; MORVA, I. Cathode and anode falls of arcs with fusible electrodes. **J. Phys. D: Appl. Phys.**, 27, 1994.
- [50] WU, C. S.; GAO, J. Q. Analysis of the heat flux distribution at the anode of a TIG welding arc. **Computational Materials Science**, 24, 2002.
- [51] TANAKA, M.; USHIO, M. Observations of the anode boundary layer in free-burning argon arcs. **J. Phys. D: Appl. Phys.**, 1999.
- [52] ZHU, P. et al. Prediction of anode temperatures of free burning arcs. **J. Phys. D: Appl. Phys.**, 28, 1995.
- [53] QUIGLEY, M. B. C. et al. Heat flow to the workpiece from a TIG welding arc. **J. Phys. D: Appl. Phys.**, 6, 1973.
- [54] FAN, H. G.; SHI, Y. W. Numerical simulation of the arc pressure in gas tungsten arc welding. **Journal of Materials Processing Technology**, 61, 1996.
- [55] GOODARZI, M.; CHOO, R.; TOGURI, T. M. The effect of the cathode tip angle on the GTAW arc and weld pool: I. Mathematical model of the arc. **J. Phys. D: Appl. Phys.**, 30, 1997.
- [56] KIM, W. -H.; FAN, H. G.; NA, S. -J. A Mathematical Model of Gas Tungsten Arc Welding Considering the Cathode and the Free Surface of the Weld Pool. **METALLURGICAL AND**

MATERIALS TRANSACTIONS B, 28B, 1997.

- [57] WU, C. S.; USHIO, M.; TANAKA, M. Analysis of the TIG welding arc behavior. **Computational Materials Science**, 7, 1997.
- [58] TANAKA, M. et al. Influence of shielding gas composition on arc properties in TIG welding. **Science and Technology of Welding and Joining**, 13, n. 3, 2008.
- [59] LU, S. et al. Numerical study and comparisons of gas tungsten arc properties between argon and nitrogen. **Computational Materials Science**, 45, 2009.
- [60] LOWKE, J. J. et al. Prediction of Gas Tungsten Arc Welding Properties in Mixtures of Argon and Hydrogen. **IEEE TRANSACTIONS ON PLASMA SCIENCE**, 25, n. 5, 1997.
- [61] LU, F. et al. Modeling and finite element analysis on GTAW arc and weld pool. **Computational Materials Science**, 29, 2004.
- [62] TUSEK, J.; SUBAN, M. Experimental research of the effect of hydrogen in argon as a shielding gas in arc welding of high-alloy stainless steel. **International Journal of Hydrogen Energy**, 25, 2000.
- [63] CUNHA, T. V. **Desenvolvimento de equipamento e de metodologia de parametrização para a soldagem orbital TIG**. Florianópolis: Dissertação de mestrado. Dept. de Eng. Mecânica, UFSC, Out. 2008.
- [64] ALLUM, C. J. Power dissipation in the column of a TIG welding arc. **J. Phys. D: Appl. Phys.**, 16, 1983.
- [65] AWS. **Welding Science and Technology**. 9ª ed. ed. [S.l.]: AWS, v. 1, 2001.
- [66] MARQUES, P. V.; MODENESI, P. J. Características do arco de soldagem TIG em diferentes atmosferas. Disponível em: <<http://www.demec.ufmg.br/site/cursos/arquivos/158pdf>>. Acesso em: 05 Abril 2012.
- [67] SUGA, Y.; HASUI, A. Effects of Helium Pressure on Characteristics of TIG Arcs and Mechanical Properties of Welds. **Transactions of the Japan Welding Society**, 21, n. 1, 1990.
- [68] AWS. **Welding Handbook**. 8ª Ed. ed. [S.l.]: AWS, v. 2, 1991.

- [69] LIN, M. L.; EAGAR, T. W. Pressures Produced by Gas Tungsten Arcs. **Metallurgical Transactions B**, 17B, 1986.
- [70] DEBROY, T. Physical processes in fusion welding. **Reviews of Modern Physics**, 67, n. 1, 1995.
- [71] CHAN, C.; MAZUMDER, J.; CHEN, M. M. A two-dimensional transient model for convection in laser melted pool. **Metallurgical and Materials Transactions A**, 15, n. 12, 1984.
- [72] CHOO, R. T. C.; SZEKELY, J. The possible role of turbulence in GTA weld pool behavior. **Welding Journal**, 73, n. 2, 1994.
- [73] DOWDEN, J.; DAVIS, M.; KAPADIA, P. The flow of heat and the motion of the weld pool in penetration welding with a laser. **Journal of Applied Physics**, 57, n. 9, 1985.
- [74] MUNDRA, K.; DEBROY, T. Calculation of weld metal composition change in high-power conduction mode carbon dioxide laser-welded stainless steels. **Metallurgical and Materials Transactions B**, 24, n. 1, 1993.
- [75] MUNDRA, K.; DEBROY, T. Toward understanding alloying element vaporization during laser beam welding of stainless steel. **Welding Journal**, 72, n. 1, 1993.
- [76] TSAI, M. C.; KOU, S. Marangoni convection in weld pools with a free surface. **International Journal for Numerical Methods in Fluids**, 9, n. 12, 1989.
- [77] KOU, S.; LE, Y. Three-dimensional heat flow and solidification during the autogenous GTA welding of aluminum plates. **Metallurgical and Materials Transactions A**, 14, n. 11, 1983.
- [78] RONDA, J. **Models of plasma arc welding**. Krakow, Poland. 2007.
- [79] FAN, H. G.; TSAI, H. L.; NA, S. J. Heat transfer and fluid flow in a partially or fully penetrated weld pool in gas tungsten arc welding. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, 44, 2001.
- [80] DONG, W. et al. GTAW liquid pool convections and the weld shape variations under helium gas shielding. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, 54, 2011.
- [81] MILLS, K. C.; KEENE, B. J.; SHIRALI, A. Marangoni effects

- in welding. **Philosophical Transactions: Mathematical, Physical and Engineering Sciences**, 356, 1998.
- [82] HEIPLE, C. R.; ROPER, J. R. Mechanism for Minor Element Effect on GTA Fusion Zone Geometry. **Welding Journal**, 61, n. 4, 1982.
- [83] MILLS, K. C.; KEENE, B. J. Factors affecting variable weld penetration. **International Materials Reviews**, 35, n. 4, 1990.
- [84] LU, S.; FUJJI, H.; NOGI, K. Marangoni convection and weld shape variations in Ar–O₂ and Ar–CO₂ shielded GTA welding. **Materials Science and Engineering A**, 380, 2004.
- [85] SHIRALI, A. A.; MILLS, K. C. The effect of welding parameters on penetration in GTA welds. **Welding Journal**, 72, n. 7, 1993.
- [86] ZACHARIA, T.; DAVID, S. A.; VITEK, J. M. Weld pool development during GTA and laser beam welding of Type 304 stainless steel; Part II-experimental correlation. **Welding journal**, 68, n. 12, 1989.
- [87] SAHOO, P.; DEBROY, T.; MCNALLAN, M. J. Surface tension of binary metal-surface active solute systems under conditions relevant to welding metallurgy. **Metallurgical Transactions B**, 19B, 1988.
- [88] GOODARZI, M. et al. The effect of the cathode tip angle on the gas tungsten arc welding arc and weld pool: II. The mathematical model for the weld pool. **J. Phys. D: Appl. Phys.**, 31, 1998.
- [89] KEY, J. F. Anode/Cathode geometry and shielding gas interrelationships in GTAW. **Welding Journal**, 59, n. 12, 1980.
- [90] SCHWEDERSKY, M. B.; DUTRA, J. C. **Soldagem TIG de Elevada Produtividade: Influência dos Gases de Proteção na Velocidade Limite para Formação de Defeitos**. Pernambuco: ABS. Out, 2010.
- [91] DURGUTLU, A. **Experimental Investigation of The Effect of Hydrogen in Argon as a Shielding Gas on TIG Welding of Austenitic Stainless Steel**. [S.l.]: Materials and Design, v. 25, 2004. 19–23 p.
- [92] BURGARDT, P.; HEIPLE, C. R. Interaction Between Impurities and Welding Variables in Determining GTA Weld

- Shape. **Welding Journal**, 65, n. 6, 1986.
- [93] GLICKSTEIN, S. S.; FRIEDMAN, E.; YENISCAVICH, W. Investigation of alloy 600 welding parameters. **Welding Journal**, 54, n. 4, 1975.
- [94] GIRIDHARAN, P. K.; MURUGAN, N. Optimization of pulsed GTA welding process parameters for the welding of AISI 304L stainless steel sheets. **Int. J. Adv. Manuf. Technol.**, 40, 2009.
- [95] KUMAR, T. S.; BALASUBRAMANIAN, V.; SANAVULLAH, M. Y. Influences of pulsed current tungsten inert gas welding parameters on the tensile properties of AA 6061 aluminium alloy. **Materials and Design**, 28, 2007.
- [96] TSENG, K. H.; CHOU, C. P. Effect of pulsed gas tungsten arc welding on angular distortion in austenitic stainless steel weldments. **Science and Technology of Welding and Joining**, 6, n. 3, 2001.
- [97] TSENG, K. H.; CHOU, C. P. The effect of pulsed GTA welding on the residual stress of a stainless steel weldment. **Journal of material processing technology**, 123, 2002.
- [98] SIMPSON, R. P. Controlled weld-pool solidification structure and resultant properties with yttrium inoculation of Ti-6Al-6V-2Sn welds. **Welding Journal**, 56, n. 3, 1977.
- [99] STREET, J. A. **Pulsed arc welding**. 1^a. ed. [S.l.]: Abington publishing, 1990.
- [100] LEITNER, R. E.; MCELHINNEY, G. H.; PRUITT, E. L. An investigation of pulsed GTA welding variables. **Welding Journal**, 52, n. 9, 1973.
- [101] SURESH, M. V. et al. Effect of pulse frequency in gas tungsten arc welding of powder metallurgical preforms. **Science and Technology of Welding and Joining**, 9, n. 4, 2004.
- [102] WU, C. S.; ZHENG, W.; WU, L. Modelling the transient behaviour of pulsed current tungsten-inert-gas weldpools. **Modelling Simul. Mater. Sci. Eng.**, 7, 1998.
- [103] JANAKI, R. G. D.; MITRA, T. K.; SHANKAR, V. Microstructural refinement through inoculation of Type 7020 Al-Zn-Mg alloy welds and its effect on hot cracking and tensile property. **J Mater Process Technol**, 142, 2003.
- [104] KISHORE BABU, N. K.; RAMAN, G. S. S. Influence of

- current pulsing on microstructure and mechanical properties of Ti–6Al–4V TIG weldments. **Science and Technology of Welding and Joining**, 11, n. 4, 2006.
- [105] CUNHA, T. V.; DUTRA, J. C. **Relatório técnico: Análise do efeito da pulsação da corrente sobre as propriedades das soldas realizadas pelo processo TIG**. Florianópolis. 2008.
- [106] BALASUBRAMANIAN, M.; JAYABALAN, V.; BALASUBRAMANIAN, V. Developing mathematical models to predict tensile properties of pulsed current gas tungsten arc welded Ti–6Al–4V alloy. **Materials and Design**, 29, 2008.
- [107] BALASUBRAMANIAN, V.; RAVISANKAR, V.; REDDY, G. M. Effect of pulsed current welding on fatigue behaviour of high strength aluminium alloy joints. **Materials and Design**, 29, 2008.
- [108] TRAIIDIA, A.; ROGER, F.; GUYOT, E. Optimal parameters for pulsed gas tungsten arc welding in partially and fully penetrated weld pools. **International Journal of Thermal Sciences**, 49, 2010.
- [109] KOU, S. **Welding Metallurgy**. 2^a ed. ed. New Jersey: Wiley-Interscience publication, 2003.
- [110] BALASUBRAMANIAN, V.; RAVISANKAR, V.; REDDY, G. M. Effect of pulsed current welding on mechanical properties of high strength aluminum alloy. **Int J Adv Manuf Technol**, 36, 2008.
- [111] SUNDARESAN, S.; JANAKI, G. D.; REDDY, G. M. Microstructural refinement of weld fusion zones in alpha–beta titanium alloys using pulsed current welding. **Materials Science and Engineering**, A262, 1999.
- [112] GARLAND, J. G. Weld pool solidification control. **Metal Construction and British Welding Journal**, 6, n. 4, 1974.
- [113] REDDY, G. M.; GOKHALE, A. A.; RAO, K. P. Weld microstructure refinement in a 1441 grade aluminium–lithium alloy. **Journal of Materials Science**, 32, n. 15, 1997.
- [114] GOKHALE, A. A. et al. **Grain refinement in castings and welds**. Warrendale: G. J. Abbaschian and S. A. David, 1983.
- [115] SUNDARESAN, S.; JANAKI, G. D.; REDDY, G. M. Microstructural refinement of weld fusion zones in a–b titanium alloys using pulsed current welding. **Materials**

Science and Engineering, A262, 1999.

- [116] MADADI, F.; SHAMANIAN, M.; ASHRAFIZADEH, F. Effect of pulse current on microstructure and wear resistance of Stellite6/tungsten carbide claddings produced by tungsten inert gas process. **Surface & Coatings Technology**, 205, 2011.
- [117] COOK, G. E.; EASSA, H. E. H. The Effect of High-Frequency Pulsing of a Welding Arc. **IEEE TRANSACTIONS ON INDUSTRY APPLICATIONS**, 1A-21, n. 5, 1985.
- [118] QIU, L. et al. High-frequency pulse modulated variable polarity welding power and its arc pressure. **Transactions of the China Welding Institution**, 11, 2007.
- [119] QIU, L.; YANG, C.; LIN, S. Technology properties of variable polarity arc welding with high frequency pulsed current. **Welding & Joining**, 7, 2007.
- [120] WANG, J.; KUSUMOTO, K.; NEZU, K. Investigation into micro-tungsten inert gas arc behaviour and weld formation. **Science and Technology of Welding and Joining**, 9, n. 1, 2004.
- [121] YIDAN, Z. J. L. CONTROL OVER ARC OF PULSED HIGH FREQUENCY TIG WELDING AND HIGH FREQUENCY EFFECT. **Journal of Tianjin University**, 3, 1989.
- [122] YAMAOTA, T.; SHIMADA, W. CHARACTERISTICS OF HIGH FREQUENCY PULSED DC TIG WELDING PROCESS. **Welding Research Abroad**, 25, n. 10, 1979.
- [123] SAEDI, H. R.; UNKEL, W. Arc and Pool Behavior for Pulsed Current GTAW. **Welding Journal**, 67, n. 11, 1988.
- [124] STOECKINGER, G. R. Pulsed DC Hight Frequency GTA Welding of Aluminum Plate. **Welding Journal**, 53, n. 12, 1973.
- [125] VILKAS, E. P. Pulsed Current And Its Applications. **Welding Journal**, 49, n. 4, 1970.
- [126] ZENG, X. M. et al. Welding with high-frequency square-wave AC arcs. **IEE PROCEEDINGS**, 137, n. 4, 1990.
- [127] MTE. - Ministério do Trabalho e Emprego. Disponível em: <[http://portal.mte.gov.br/data/files/FF8080812DF396CA012E0017BB3208E8/NR-15%20\(atualizada_2011\).pdf](http://portal.mte.gov.br/data/files/FF8080812DF396CA012E0017BB3208E8/NR-15%20(atualizada_2011).pdf)>. Acesso em: 20 Novembro 2011.

- [128] TORREIRA, R. P. **Salas Limpas**. 1ª edição. ed. [S.l.]: Hermus. ISBN 85-289-0237-4.
- [129] HE, L. et al. Ultrasonic generation by exciting electric arc: A tool for grain refinement in welding process. **Applied Physics Letters**, 89, 2006.
- [130] SUN, Q. J. et al. Penetration increase of AISI 304 using ultrasonic assisted tungsten inert gas welding. **Science and Technology of Welding and Joining**, 14, n. 8, 2009.
- [131] SUN, Q. et al. The arc characteristic of ultrasonic assisted TIG welding. **China Welding**, 17, n. 4, 2008.
- [132] FAN, Y. et al. TIG welding of the stainless steel 304 based on the ultrasonic vibration. **Transactions of the China Welding Institution**, 30, n. 2, 2009.
- [133] SUN, Q. et al. Investigation and application of ultrasonic-TIG hybrid welding equipment. **Transactions of the China Welding Institution**, 02, 2010.
- [134] SUN, Q. et al. Characteristic of arc pressure in Ultrasonic-TIG hybrid welding. **Journal of Mechanical Engineering**, 47, n. 4, 2011.
- [135] WEN, L. D. Effects of high-intensity ultrasonic-wave emission on the weldability of aluminum alloy 7075-T6. **Materials Letters**, 57, 2003.
- [136] DONG, H. et al. Improving arc joining of Al to steel and Al to stainless steel. **Materials Science and Engineering A**, 534, 2012.
- [137] WATANABE, T. et al. The effect of ultrasonic vibration on the mechanical properties of austenitic stainless steel weld. **Quarterly Journal of the Japan Welding Society**, 21, n. 2, 2003.
- [138] CUI, Y.; XU, C. L.; HAN, Q. Effect of ultrasonic vibration on unmixed zone formation. **Scripta Materialia**, 55, 2006.
- [139] WATANABE, T. et al. Improvement of mechanical properties of ferritic stainless steel weld metal by ultrasonic vibration. **Journal of Materials Processing Technology**, 210, 2010.
- [140] CUI, Y.; XU, C. L.; HAN, Q. Microstructure Improvement in WeldMetal Using Ultrasonic Vibrations. **ADVANCED ENGINEERING MATERIALS**, 9, n. 3, 2007.

- [141] HAN, Y. et al. Influence of high-intensity ultrasound on grain refining performance of Al–5Ti–1B master alloy on aluminium. **Materials Science and Engineering A**, 405, 2005.
- [142] WANG, J.; HONG, X. Research on Twin-arc TIG Welding with Ultrasonic Excitation and Its Effect to Weld. **Key Engineering Materials**, 450, 2011.
- [143] ESKIN, G. I. Broad prospects for commercial application of the ultrasonic (cavitation) melt treatment of light alloys. **Ultrasonics Sonochemistry**, 8, 2001.
- [144] FAN, Y. et al. Ultrasonic Wave Assisted GMAW. **Welding Journal**, 91, n. 3, 2012.
- [145] FAN, Y. et al. Development and preliminary study on the ultrasonic assisted GMAW method. **China Welding (English Edition)**, 19, n. 4, 2010.
- [146] FAN, Y. et al. Research on short circuiting transfer mode of ultrasonic assisted GMAW method. **Science and Technology of Welding & Joining**, 17, n. 3, 2012.
- [147] FAN, Y. et al. Research on arc characteristics and metal transfer modes of ultrasonic assisted GMAW process. **China Welding (English Edition)**, 20, n. 3, 2011.
- [148] MODENESI, P. J.; AVELAR, R. C. The influence of small variations of wire characteristics on gas metal arc welding process stability. **Journal of Materials Processing Technology**, 86, 1999.
- [149] ZHANG, C. L.; WU, M. S. High frequency Modulated Arc as an Ultrasonic Generator and Its Physical Property. **Transactions of The China Welding Institution**, 1, 2001.
- [150] ZHANG, C.; WU, M.; DU, J. Improving Weld Quality by Arc-Excited Ultrasonic Treatment. **Tsinghua Science and Technology**, 6, n. 5, 2001.
- [151] WU, M. et al. Study on mechanism of arc-excited ultrasonic. **Chinese Journal of Mechanical Engineering (in Chinese)**, 13, n. 1, 1999.
- [152] LEI, Y.; WANG, Z.; CHEN, X. Effect of arc-ultrasound on microstructures and mechanical properties of plasma arc welded joints of SiCp/Al MMCs. **Trans. Nonferrous Met. Soc. China**, 21, 2011.

- [153] CONG, B. et al. INFLUENCES OF ULTRASONIC PULSE SQUARE-WAVE CURRENT PARAMETERS ON MICROSTRUCTURES AND MECHANICAL PROPERTIES OF 2219 ALUMINUM ALLOY WELD JOINTS. **ACTA METALLURGICA SINICA**, 45, n. 9, 2009.
- [154] QI, B. et al. The effect of hybrid ultrasonic pulse current parameters on VPTIG arc pressure and weld formation. **Materials Science Forum**, 704-705, 2012.
- [155] LEI, Y. et al. Effect of arc ultrasonic vibration on microstructure of joint of plasma arc 'in situ' welding of SiCp/6061Al. **Science and Technology of Welding and Joining**, 16, n. 7, 2011.
- [156] LEI, Y. et al. Effect of ultrasonic frequency arc on microstructures of joint in plasma arc welding of SiC p/Al MMCs. **Transactions of the China Welding Institution**, 32, n. 4, 2011.
- [157] XUE, H. et al. Mechanism of AC arc-ultrasonic on joint of SiC p/6061Al MMCs. **Material Science and Technology**, 19, n. 5, 2011.
- [158] LEI, Y. et al. Numerical analysis of the molten pool vibration mode for arc-ultrasonic keyhole plasma arc welding. **China Welding (English Edition)**, 21, n. 1, 2012.
- [159] ZHANG, C. et al. Effects of arc-excited ultrasonic on microstructures and properties of weld. **Transactions of Nonferrous Metals Society of China (English Edition)**, 10, n. 6, 2000.
- [160] ZHANG, Y. et al. Improving weld quality of 09MnNiDR steel by using arc-excited ultrasonic. **China Welding (English Edition)**, 15, n. 1, 2006.
- [161] MA, J. et al. Influence of Arc-Ultrasonic Voltage on Adhesion Strength of Plasma Sprayed ZrO₂ Thermal Barrier Coating. **Materials Protection**, 2, 2008.
- [162] HE, L. et al. Study on Arc—ultrasonic Improving Overlaying Welding and Thermal Spaying Quality. **Zhongguo Jixie Gongcheng/China Mechanical Engineering**, 18, n. 7, 2007.
- [163] HAO, H.; LI, L.; WU, M. Improving Bonding Strength of Arc-spraying Chromium Coatings by Arc-ultrasonic. **Hot Working Technology**, 9, 2004.

- [164] CONG, B.; QI, B.; ZHOU, X. Ultrafast-convert hybrid pulse square-wave variable polarity TIG arc behavior. **Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics**, 35, n. 8, 2009.
- [165] CONG, B.; QI, B.; ZHOU, X. TIG arc behavior of ultrafast-convert high-frequency variable-polarity square wave. **Transactions of the China Welding Institution**, 30, n. 6, 2009.
- [166] WU, M. et al. Arc-excited ultrasonic welding to improve the quality of 09MnNiDR joints. **Journal of Tsinghua University (Science and Technology)**, 2, 2006.
- [167] HE, L.; LI, L.; WU, M. Effect of arc-ultrasonic parameters on welding joint performance. **Journal of Tsinghua University**, 50, n. 2, 2010.
- [168] ZHOU, R. L. et al. Arc-ultrasonic tungsten inert-gas arc welding of TC4 Ti alloy. **Transactions of The China Welding Institution**, 6, 2004.
- [169] QI, B. et al. The effect of arc behavior on weld geometry by high-frequency pulse GTAW process with 0Cr18Ni9Ti stainless steel. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 2012.
- [170] FOLKHARD, E. **Weld. Metall. of Stainless Steels**. New York: Springer-VerlagWien, 1984.
- [171] EASTERLING, K. *Int. to the Phys. Metall. of Weld.* **Butterworths**, 2, 1983.
- [172] KOU, S.; LE, Y. **Metall. Trans. A**, 16A, 1985.
- [173] GARLAND, J. G. **Met. Const. and Brit. Weld. J.**, 21, 1974.
- [174] DAVIES, G. J.; GARLAND, J. G. **Inst. Metall. Rev.**, 20, 1975.
- [175] ZHANG, Y. J.; LU, M.; WU, M. S. Effect of arc-excited ultrasonic on the quality of the 09MnNiDR steel's joint. **Journal of Fuzhou University (Natural Science Edition)**, 4, 2006.
- [176] LEI, Y. C. et al. Improving Effect of Arc-Ultrasonic on Microstructure and Properties of Weld in Plasma Arc Welding of SiC_p/6061Al Composite. **Materials for Mechanical Engineering**, 12, 2009.

- [177] DU, J. L. et al. Influence on grain refinement of arc-ultrasound in welding process. **Electric Welding Machine**, 3, 2002.
- [178] HE, L.; LI, L.; WU, M. Propagating feature of arc ultrasonic and its effect on bond area. **Transactions of the China Welding Institution**, 31, n. 8, 2010.
- [179] ZHANG, C. et al. Research on Resonance Mechanism of Arc-ultrasonic. **J. Mater. Sci. Technol.**, 16, n. 5, 2000.
- [180] CHEN, X.; SHEN, Z.; WANG, J. Effects of an ultrasonically excited TIG arc on CLAM steel weld joints. **Int J Adv Manuf Technol**, set., 2011.
- [181] CHEN, X. et al. Effect of GTA-ultrasonic excited-voltage on microstructure and impact toughness of CLAMs weldments. **Journal of Jiangsu University (Natural Science Edition)**, 32, n. 6, 2011.
- [182] LEI, Y. C.; WANG, Z. I.; CHEN, X. Z. Effect of arc-ultrasound on microstructures and mechanical properties of plasma arc welded joints of SiC_p/Al MMCs. **Trans. NonFerrous Met. Soc. China**, 2, 2011.
- [183] HE, L. B. et al. Effect of Arc-ultrasonic on Welding Structure and Property of Q235A Steel with SMAW. **Hot Working Technology**, 01, 2006.
- [184] QI, B. et al. Ultrasonic frequency pulse tungsten inert gas welding power source topology and welding applicability. **Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics**, 35, n. 1, 2009.
- [185] WU, M. et al. Study on arc-ultrasonic welding technology. **Transactions of the China Welding Institution**, 26, n. 6, 2005.
- [186] WANG, J.; LIN, T. Twin-arc TIG welding with ultrasonic excitation. **Journal of Shanghai Jiaotong University**, 45, n. 1, 2011.
- [187] YANG, B. Y. et al. Study on Arc-ultrasonic SAW Improving Structure and Property of 09MnNiDR Welding Joint. **Hot Working Technology**, 02, 2006.
- [188] CONG, B. et al. Microstruture and mechanical properties of hybrid pulse VPTIG arc welding of high strength aluminum alloy. **Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics**, 36, n. 1, 2010.

- [189] BOJIN, Q. et al. Ultrafast-convert complex-pulse VPTIG technology of high strength aluminum alloy (Conference Paper). **Welding in the World**, 53, 2009.
- [190] CONG, B. et al. Ultrafast-Convert Complex-Pulse Square-Wave VPTIG Welding of 5A06 Aluminum Alloy. **Aerospace Materials & Technology**, 02, 2009.
- [191] HE, L.; LI, L.; WU, M. Effect of Arc Ultrasonic on Welding Heat Transfer Process. **Zhongguo Jixie Gongcheng/China Mechanical Engineering**, 21, n. 2, 2010.
- [192] MORISADA, Y. et al. Development of high frequency tungsten inert gas welding method. **Materials and Design**, 44, 2013.
- [193] ONUKI, J. et al. Development os A New High-Frequency, High-Peak Current Power Source for High Constricted Arc Formation. **Jpn. J. Appl. Phys.**, 41, 2002.
- [194] XU, H.; QI, B.; HUANG, S. Design of Ultra-sonic Pulse TIG Welding Power Source based on DSP. **Powe Eletronics**, 09, 2008.
- [195] BARBI, I. **Eletrônica de potência**. Florianópolis: Ed. do Autor, 2005.
- [196] GOHR, R. **Novos métodos de controle da soldagem MIG/MAG**. Florianópolis: Tese de doutorado. Dept. de Eng. Mecânica, UFSC, 2002.
- [197] FREESCALE. **Freescale Semiconductor**, 2013. Disponível em:
<http://www.freescale.com/files/sensors/doc/data_sheet/MPXV7002.pdf>. Acesso em: 05 mar. 2013.
- [198] ABNT; INMETRO. **Guia para a Expressão da Incerteza de Medição**. 3ª. ed. Rio de Janeiro: [s.n.], 2003.
- [199] ALBERTAZZI, A.; SOUZA, A. R. **Fundamentos de metrologia científica e industrial**. 1ª. ed. Barueri: Manole, 2008.
- [200] INMETRO. **Calibração de Transdutores/Transmissor de Pressão**. [S.l.]. 2010.
- [201] SPS. - Soluções para Soldagem. Disponível em:
<http://www.sps-soldagem.com.br/tartilope_v1.php>. Acesso em: 28 fev. 2013.

- [202] **Power & Energy System**. Disponivel em:
<<http://energy.ece.illinois.edu/equipment/a6302.pdf>>. Acesso em: 24 abr. 2013.
- [203] **TEXAS INSTRUMENTS. www.ti.com**. Disponivel em:
<<http://www.ti.com/lit/ds/symlink/lm555.pdf>>. Acesso em: 26 mar. 2013.
- [204] **SIMAGIS Live**. Disponivel em:
<<http://live.simagis.com/home>>. Acesso em: 25 abr. 2013.

APÊNDICE A – Cálculo da temperatura máxima do módulo de potência analógico

O processo de transferência do calor gerado na junção de um dispositivo semiconductor até o ambiente envolve um circuito térmico composto por várias etapas. Normalmente, este circuito térmico é modelado do mesmo modo que um circuito elétrico, e resolvido com as mesmas técnicas de análise de circuitos a partir da realização de algumas correlações. Neste modelo a tensão elétrica corresponde à temperatura, a resistência elétrica à resistência térmica e a corrente elétrica ao calor.

No presente caso, a temperatura máxima da placa de cobre do módulo de potência analógico (dissipador) foi calculada a partir da temperatura máxima permitida na carcaça do transistor de potência nas condições extremas no qual o mesmo está sujeito. Neste caso, tem-se o modelo do circuito térmico mostrado na Figura 1.

Figura 1 – Modelo do circuito térmico do módulo de potência analógico.



Onde,

T_{ct} – Temperatura da carcaça do transistor 2N3055.

T_d – Temperatura da placa de cobre (dissipador).

R_{cd} – Resistência térmica entre a carcaça do transistor e o dissipador.

Calculando a potência máxima de dissipação do transistor, de acordo com a Equação 1, para as condições mostradas na Tabela 1, tem-se que a potência máxima dissipada individualmente por cada transistor é aproximadamente de 36 W.

Tabela 1 - Condições extremas de funcionamento do módulo de potência.

Tensão máxima do barramento (V)	Tensão mínima de arco (V)	Corrente eficaz máxima (A)	Número de transistores no módulo de potência
40	10	36	30

$$P = V \cdot I = (40 - 10) \cdot (36/30) = 36 \text{ W} \quad (1)$$

De posse do valor de potência máxima dissipada pelo componente, é possível obter no seu respectivo datasheet³² o valor da temperatura máxima permitida na sua carcaça, neste caso 130 °C. Com isto, é possível determinar a temperatura do dissipador fazendo uso da Equação 2, obtida a partir do modelo da Figura 1.

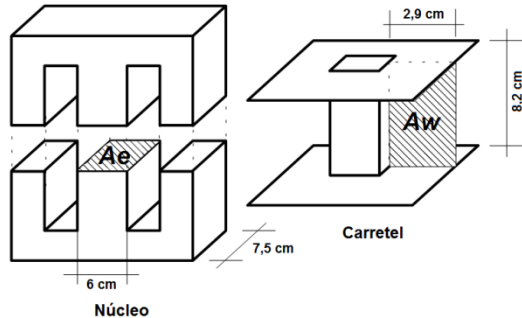
$$T_d = T_{ct} - P \cdot R_{cd} = 130 - 35.0,2 = 123 \text{ °C} \quad (2)$$

³² Datasheet é o documento que contém os dados do componente. O mesmo é fornecido pelo fabricante.

APÊNDICE B – Projeto do indutor do módulo de potência chaveado da corrente principal de soldagem

1 - Dados de entrada.

$$\begin{aligned}
 A_e &- 45 \text{ cm}^2 \\
 A_w &- 23,8 \text{ cm}^2 \\
 L_o &- 1 \text{ mH} \\
 F_c &- 25 \text{ kHz} \\
 I_{\text{prip}} &- 120 \text{ A} \\
 I_{\text{prief}} &- 120 \text{ A} \\
 \Delta I &- 1 \text{ A} \\
 K &- 0,7 \\
 J &- 450 \text{ A/cm}^2 \\
 B &- 1,3 \text{ T} \\
 \mu_0 &- 4\pi \cdot 10^{-7} \text{ Wb/A.m}
 \end{aligned}$$



2 – Cálculo do núcleo

Nesta etapa, é realizado o cálculo para identificar se o núcleo que se dispõe, possui dimensões físicas capaz de suportar o indutor que se deseja construir. Para tanto a seguinte condição deve ser satisfeita.

$$A_e \cdot A_w \geq \frac{L_o \cdot I_{\text{prip}} \cdot I_{\text{prief}} \cdot 10^4}{K \cdot B \cdot J}$$

$$45 * 23,8 \geq \frac{1 \times 10^{-3} * 120 * 120 * 10^4}{0,7 * 1,3 * 450} = 352 \text{ cm}^4$$

$$1071 \text{ cm}^4 \geq 352 \text{ cm}^4$$

Logo, o núcleo possui dimensões suficientes para comportar o indutor almejado.

3 – Cálculo do número de espiras

$$N = \frac{L_o \cdot I_{\text{prip}} \cdot 10^4}{B \cdot A_e} = \frac{1 \times 10^{-3} * 120 * 10^4}{1,3 * 45} = 21 \text{ espiras}$$

4 – Cálculo do entreferro

$$lg = \frac{N^2 \cdot \mu_0 \cdot Ae \cdot 10^{-2}}{L_0} = \frac{21^2 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 45 \cdot 10^{-2}}{1 \cdot 10^{-3}} = 0,25 \text{ cm}$$

5 – Cálculo da seção dos condutores

$$S = \frac{I_{\text{prief}}}{J} = \frac{120}{450} = 0,266 \text{ cm}^2$$

6 – Cálculo do número de condutores

Como o fio que se dispunha é de 4 mm de diâmetro, sua área da seção transversal é de:

$$A_{\text{condutor}} = \pi r^2 = \pi * 0,2^2 = 0,1256 \text{ cm}^2$$

Logo o número de condutores deve ser:

$$N_{\text{condutores}} = \frac{S}{A_{\text{condutor}}} = \frac{0,266}{0,1256} = 2,11 \text{ condutores}$$

Tendo em vista que nos cálculos apresentados, o projeto do indutor está superdimensionado, decidiu-se enrolar o mesmo com apenas dois condutores paralelos, conforme pode ser visto na Figura 1.

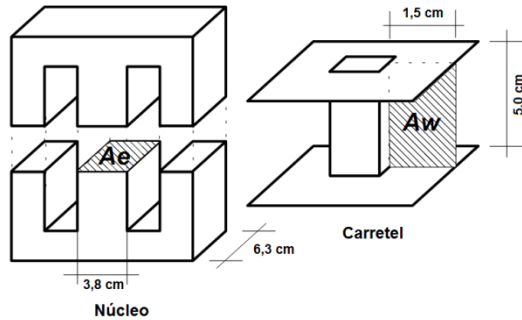
Figura 1 – Indutor de potência projetado e construído.



APÊNDICE C – Projeto do indutor do módulo de potência chaveado da corrente de excitação ultrassônica retangular

1 - Dados de entrada.

$$\begin{aligned}
 A_e &- 24 \text{ cm}^2 \\
 A_w &- 7,5 \text{ cm}^2 \\
 L_o &- 1 \text{ mH} \\
 F_c &- 25 \text{ kHz} \\
 I_{\text{ultracp}} &- 50 \text{ A} \\
 I_{\text{ultracef}} &- 50 \text{ A} \\
 \Delta I &- 1 \text{ A} \\
 K &- 0,7 \\
 J &- 450 \text{ A/cm}^2 \\
 B &- 1,3 \text{ T} \\
 \mu_0 &- 4\pi \cdot 10^{-7} \text{ Wb/A.m}
 \end{aligned}$$



2 – Cálculo do núcleo

Nesta etapa, é realizado o cálculo para identificar se o núcleo que se dispõe, possui dimensões físicas capaz de suportar o indutor que se deseja construir. Para tanto a seguinte condição deve ser satisfeita.

$$A_e \cdot A_w \geq \frac{L_o \cdot I_{\text{prip}} \cdot I_{\text{prief}} \cdot 10^4}{K \cdot B \cdot J}$$

$$24 * 7,5 \geq \frac{1 \times 10^{-3} * 50 * 50 * 10^4}{0,7 * 1,3 * 450} = 61 \text{ cm}^4$$

$$180 \text{ cm}^4 \geq 61 \text{ cm}^4$$

Logo, o núcleo possui dimensões suficientes para comportar o indutor almejado.

3 – Cálculo do número de espiras

$$N = \frac{L_o \cdot I_{\text{prip}} \cdot 10^4}{B \cdot A_e} = \frac{1 \times 10^{-3} * 50 * 10^4}{1,3 * 24} = 16 \text{ espiras}$$

4 – Cálculo do entreferro

$$lg = \frac{N^2 \cdot \mu_0 \cdot Ae \cdot 10^{-2}}{L_0} = \frac{16^2 \cdot 4\pi * 10^{-7} \cdot 24 \cdot 10^{-2}}{1 * 10^{-3}} = 0,077 \text{ cm}$$

5 – Cálculo da seção dos condutores

$$S = \frac{I_{\text{prief}}}{J} = \frac{50}{450} = 0,111 \text{ cm}^2$$

6 – Cálculo do número de condutores

Como o fio que se dispunha é de 4 mm de diâmetro, sua área da seção transversal é de:

$$A_{\text{condutor}} = \pi r^2 = \pi * 0,2^2 = 0,1256 \text{ cm}^2$$

Logo o número de condutores deve ser:

$$N_{\text{condutores}} = \frac{S}{A_{\text{condutor}}} = \frac{0,111}{0,1256} = 0,88 \text{ condutores}$$

Diante do resultado obtido, o indutor foi enrolado com apenas um condutor, conforme pode ser visto na Figura 1.

Figura 1 – Indutor de potência projetado e construído.

