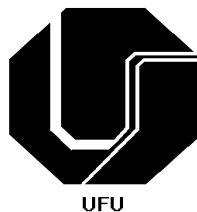


Vinicius Lemes Jorge

**AVALIAÇÃO DAS POTENCIALIDADES DA
SOLDAGEM TIG COM ALTA CORRENTE APLICADA
EM UNIÃO DE CHAPAS SOBREPOSTAS**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2016

Vinicius Lemes Jorge

**AVALIAÇÃO DAS POTENCIALIDADES DA SOLDAGEM TIG COM
ALTA CORRENTE APLICADA EM UNIÃO DE CHAPAS
SOBREPOSTAS**

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Américo Scotti

UBERLÂNDIA - MG

2016

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

J82a
2016

Jorge, Vinicius Lemes, 1990-
Avaliação das potencialidades da soldagem TIG com alta corrente aplicada em união de chapas sobrepostas / Vinicius Lemes Jorge. - 2016. 123 f. : il.

Orientador: Américo Scotti.
Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Soldagem - Teses. I. Scotti, Américo, 1955- II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU: 621

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

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

ALBERT EINSTEIN

AGRADECIMENTOS

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

Ao programa de Pós-graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica da UFU, pela oportunidade cedida;

À CAPES/PROEX, pela bolsa de estudo;

Ao CNPq, através da taxa de bancada do orientador, pelo suporte financeiro para desenvolvimento do trabalho experimental;

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

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

Aos amigos e “companheiros de 5H”, MSc. Lucas Alves do Nascimento, Dr. Victor Augusto Nascimento Magalhães;

Aos colegas contemporâneos, Eng. Luiz Carlos (Metal), Dr. Marcus Vinícius Ribeiro Machado, MSc. Carolina Pimenta Mota, MSc. IWE Diandro Fernandes, Dr. Thonson Costa Ferreira, pelo apoio na realização deste trabalho;

Ao técnico da oficina/FEMEC, Lazinho, por ajuda;

Aos amigos Fabiana Alves Pereira, Wagner, Victor Rubin, Patrick Moreira, Hamed, Ledan Naves, Fernando Sousa dos Santos (Paraíba), Edmundo Benedetti Filho, Iaroslav, Andrei, Leandro, Diego, Gilcimar, Gilberto;

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

JORGE, V. L. **Avaliação das Potencialidades da Soldagem TIG com Alta Corrente Aplicada em União de Chapas Sobrepostas**. 2016. 123 f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Minas Gerais, Brasil.

RESUMO

A necessidade de se aumentar a produção, com segurança, garantindo qualidade, menores impactos socioambientais e menores custos, cria demanda para novos estudos serem conduzidos, contribuindo para a melhoria dos processos de soldagem. A crescente falta de mão de obra qualificada é um fator importante para justificar o caminho pela automação. A soldagem TIG de alta corrente sem material de adição se apresenta como uma técnica em potencial para atender estes requisitos. Entretanto, ela ainda não se popularizou no meio industrial. Desta forma, o objetivo deste trabalho foi avaliar as potencialidades e dificuldades dessa técnica para ser aplicada em uniões de chapas sobrepostas. Para tal, inicialmente foi feito um estudo da capacidade de se aumentar a penetração do processo TIG pelo uso de altas correntes, abordando o efeito do nível de corrente e velocidade de soldagem, o uso de pulsação de corrente e a presença do hidrogênio no gás de proteção. Nesta etapa, também se aplicou uma metodologia para separar a energia ativa e não ativa na determinação das potências de soldagem em diferentes combinações paramétricas, quando do uso da corrente pulsada, assim como analisar o peso dessas parcelas na área fundida. Numa segunda etapa, foi estudado o efeito da refrigeração do eletrodo sobre a constrição no arco TIG através da fabricação de uma tocha especial. Finalmente, foi realizado um estudo de parametrização da soldagem TIG em alta corrente em soldagem de filete horizontal de chapas finas sobrepostas. Foi notório o aumento da capacidade de penetração com a aplicação da pulsação de corrente. Apesar de se achar uma relação entre pulsação e decrescimento da potência ativa, devido à impedância, não se conseguiu evidenciar o efeito deste fator sobre a transferência de calor para chapa. O uso de resfriamento mais forçado do eletrodo mostrou ser capaz de concentrar o arco e aumentar a penetração, embora não de forma significativa. Por outro lado, foi possível se aumentar a faixa operacional de velocidade de soldagem em cerca 70% ao se trabalhar com misturas Ar com H_2 no lugar da proteção com Ar puro, mantendo-se a mesma geometria da união e posicionamento da tocha. A proposta de um posicionamento particular da tocha para soldagem de filete mostrou-se efetiva e ao mesmo tempo tolerável a alguma variação no ângulo da tocha. Por fim, foram conseguidas velocidades de soldagem de até 60 cm/min, para soldagem de juntas sobrepostas de (2+2 mm) e (3+3 mm).

Palavras-Chave: TIG Alta Corrente; Produção soldada; Constrição do Arco; Chapas finas; Hidrogênio; Penetração.

JORGE, V. L. **Evaluation of High Current TIG Welding Potentialities Applied to Overlapped Joints**. 2016. 123 f. MSc. Thesis, Federal University of Uberlândia, Uberlândia, MG, Brazil.

ABSTRACT

The necessity of enhancing productivity safely, ensuring quality, lower environmental impacts and costs creates the need towards new studies to be conducted and contributes to improving processes of welding. The crescent lack of qualified labor is an important factor to justify the development of automation. The TIG welding of high current without additional materials is presented as a technique of high potential to meet these requirements. However, it hasn't been totally spread over the industrial sector. Therefore, the aim of this research is to evaluate potentials and limitations of this technique in order to join overlapping plates. To that extent, it was initially carried out a study to evaluate the capacity of enhancing penetration of TIG process by the usage of high current considering the effect of the current level, welding speed, pulsating current usage, and the presence of hydrogen as a shielding gas. In this stage, a methodology was also used to separate the active and non-active energy forms on the determination of welding potentials for different parametric combinations when using current pulsed, as well as analyzing the weight of plots in the melted area. Secondly, it was studied the effect of electrode refrigeration on TIG arc constriction through the manufacture of an especial torch. Lastly, it was conducted a parameterization study of TIG welding under high current on horizontal fillet welding of thin overlapping plates. It was noticed an increase of penetration capacity with the application of the current pulse. Although a relation was found between pulse and the decrease of active power rating attributed to impedance, it was not possible to evidence the effect of this factor over the transference of heat to a plate. The usage of more forced refrigeration on the electrode showed to be able to concentrate the arc and increase penetration although it was not in a significant form. It was possible to raise the operational band of welding speed at a rate of 70% when working with mixtures of air and H_2 instead of the pure air protection, maintaining the same union geometry and torch positioning. The proposal of a particular torch positioning in consideration of fillet welding has shown to be effective and, at the same time, tolerable to some variation of the torch angle. Hence, it was accomplished welding speed up to 60 cm/min for (2+2 mm) and (3+3 mm) overlapped joints welding.

Keywords: High current TIG; Welding Production; Arc constriction; Thin plates; Hydrogen; Penetration.

Lista de Símbolos e Abreviaturas

A	Área lateral do cone
A_d	Área depositada
A_f	Área fundida
DEP	Distância Eletrodo Peça
E_{sold}	Energia de Soldagem
Freq	Frequência de Pulsação
I	Corrente de soldagem
I_m	Corrente média
I_{rms}	Corrente Eficaz
J	Densidade de corrente
L	Largura
Laprosolda	Centro para Pesquisa e Desenvolvimento de Processos de Soldagem
MIG/MAG	Gas Metal Arc Welding
p	Penetração
P	Potência
P_a	Potência Ativa
P_{na}	Potência não ativa
P_{conv}	Potência convencional
$P_{\text{conv_med}}$	Potência convencional média
P_{inst}	Potência instantânea
P_r	Potência devido à resistência (R)
P_{Z_r}	Potência devido à impedância resistiva (Z_r)
r	Reforço
R	Resistência
TIG	Tungsten Inert Gas
V	Tensão
V_m	Tensão Média
V_{rms}	Tensão Eficaz
V_{sold}	Velocidade de soldagem
X	Afastamento da tocha
Z_{in}	Impedância do sistema
Z_r	Parcela resistiva da impedância
Z_x	Parcela imaginária da impedância
θ	Ângulo de posicionamento

SUMÁRIO

Capítulo I - INTRODUÇÃO	16
Capítulo II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	18
2.1 Formação da poça de fusão.....	18
2.2 Forças que atuam na formação da geometria da poça de fusão	20
2.2.1 Força gravitacional.....	21
2.2.2 Força devido à tensão superficial	21
2.2.3 Pressão do jato de plasma do arco	22
2.3 Influência dos parâmetros de soldagem sobre a formação do cordão no processo TIG	23
2.3.1 Corrente	23
2.3.2 Velocidade de soldagem	25
2.3.3 Ângulo da ponta do eletrodo	26
2.3.4 DEP	27
2.3.5 Gás de proteção.....	28
2.4 Descontinuidades na soldagem TIG	31
2.4.1 Humping.....	31
2.4.2 Mordedura.....	33
2.4.3 Cavidade Alongada	33
2.5 Medição de Potência de um arco elétrico de soldagem	33
2.6 Processo TIG com constrição catódica	36
Capítulo III - METODOLOGIA E EQUIPAMENTOS	40
3.1 Metodologia	40
3.2 Equipamentos	42
3.2.1 Fonte de Soldagem	42
3.2.2 Unidade de Refrigeração.....	43
3.2.3 Tocha de Soldagem	43
3.2.4 Mesa para movimentação da tocha.....	44
3.2.5 Sistema de aquisição de Sinais Elétricos	44
3.2.6 Misturador de Gases	46
Capítulo IV - AVALIAÇÃO DA CAPACIDADE DE AUMENTO DA PENETRAÇÃO EM ALTA CORRENTE.....	49

4.1 Efeitos da relação entre corrente e velocidade de soldagem e da presença de Hidrogênio no gás de proteção sobre a formação de cordão	49
4.2 Efeito da Pulsção de Corrente: aumento da corrente eficaz para uma mesma corrente média	53
4.3 Estudo sobre a cavidade alongada	62
Capítulo V - ESTUDO DA CONSTRIÇÃO DO ARCO PELO SUPER-RESFRIAMENTO DO ELETRODO.....	67
5.1 Projeto e construção da tocha.....	68
5.2 Estudo e Metodologia	72
5.3 Bancada Experimental	73
5.4 Filmagem	74
5.5 Discussão dos resultados	75
Capítulo VI - SOLDAGEM DE CHAPAS FINAS SOBREPOSTAS	82
6.1 Soldagem de chapas sobrepostas de espessura 2 mm	83
6.1.1 Sistema de fixação e suporte mecânico para chapa.....	83
6.1.2 Estudo para o posicionamento da tocha.....	84
6.1.3 Estudo da faixa operacional de corrente, sob efeito da presença de folga entre as chapas e usando Argônio Puro	86
6.1.4 Estudo do desempenho do processo com proteção gasosa de Ar+10% H ₂	89
6.1.5 Estudo complementar sobre o desempenho de proteções gasosas com Ar e H ₂ (+5% e +15% H ₂).....	92
6.2 Soldagem de chapas sobrepostas de espessura 3 mm	94
6.3 Discussão dos resultados	96
Capítulo VII - CONCLUSÃO	101
Capítulo VIII - TRABALHOS FUTUROS	103
Capítulo IX - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	105
APÊNDICE I	109
Oscilogramas para Testes da Tabela 4.3.....	109
APÊNDICE II	111
Desenhos Técnicos Referentes às Peças da Tocha Fabricada	111
APÊNDICE III	120
Oscilogramas para os Testes Representativos das Faixas Operacionais da Seção 6.3	120

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Frente de fusão e solidificação em poça na forma de gota elíptica (IETKA, 2010)	18
Figura 2.2 - Frente de solidificação na poça em forma de gota elíptica (IETKA, 2010)	19
Figura 2.3 - Frente de fusão e solidificação na poça em forma de gota elíptica alongada (IETKA, 2010)	19
Figura 2.4 - Frente de solidificação na poça em forma de gota elíptica alongada (IETKA, 2010).....	20
Figura 2.5 - Características geométricas de um cordão de solda: (p) penetração; (r) reforço; (l) largura; (A_d) área depositada, (A_r) área fundida.	20
Figura 2.6 - Forças atuantes sobre a poça de fusão (TOKAR, 2011).....	21
Figura 2.7 - Teorias de fluxo de metal líquido induzido na poça de fusão: em (a) para uma alta tensão superficial; (b) para baixa tensão superficial	22
Figura 2.8 - Esquemático das forças presentes no arco TIG.....	22
Figura 2.9 - Influência da pressão do jato de plasma do arco sobre a poça de fusão (KOU, 2003).....	23
Figura 2.10 - Influência da corrente sobre: (a) largura e penetração do cordão; (b) força do arco (SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979).....	24
Figura 2.11 - Efeito da corrente de soldagem na velocidade limite para ocorrência de descontinuidades (SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979)	25
Figura 2.12 - Influência do ângulo de afiação da ponta do eletrodo sobre a penetração (SHIRALI E MILLS, 1993).....	26
Figura 2.13 - Influência do ângulo de afiação do eletrodo sobre a largura do cordão (FONTANA, 1986)	27
Figura 2.14 - Influência do comprimento de arco sobre: (a) aspectos geométricos do cordão; (b) na pressão do arco (Modificado de SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979)	28
Figura 2.15 - Efeito dos gases argônio puro e hélio na velocidade limite para aparecimento de descontinuidades. (Modificado de SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979)	29
Figura 2.16 - (a) Condutividade térmica dos gases em função da temperatura (TUSEK; SUBAN, 2000); (b) Condutividade térmica de misturas Ar+H ₂ em função da temperatura (HOOIJMANS, 1994)	30
Figura 2.17 - Variação da tensão do arco em função da composição do gás de proteção (TUSEK; SUBAN, 2000).....	30

Figura 2.18 - Área da seção transversal em função da porcentagem de H_2 no gás de proteção (HOOIJMANS, 1994).....	31
Figura 2.19 - Cordão soldado pelo processo TIG mostrando a formação de descontinuidades denominadas <i>humping</i> . A e B são seções transversais dos locais indicados na imagem do cordão (SODERSTROM E MENDEZ, 2006).....	32
Figura 2.20 - Esquema didático para representação da descontinuidade <i>Humping</i> em sua formação (Modificado de MENDEZ; EAGAR, 2003).....	32
Figura 2.21 - Cavidade alongada na seção longitudinal do cordão (TOKAR, 2011)....	33
Figura 2.22 - Regiões que compõe um arco de soldagem no processo TIG (SADEK; USHIO; MATSUDA, 1990).....	37
Figura 2.23 - Princípio de constrição do cátodo para o processo TIG. (SCHNICK ET AL., 2010).....	38
Figura 2.24 - Simulação numérica da temperatura do arco e o cátodo para uma tocha convencional TIG e a tocha “Infocus” com 500 A em argônio. (SCHNICK ET AL., 2010).....	39
Figura 2.25 - Medida da pressão do arco e tensão em função da corrente para o TIG convencional e a tocha “Infocus” (ângulo de afiação 30°, 5 mm de DEP, 12 l/min Ar, EWLa-1.5). (SCHNICK ET AL., 2010).....	39
Figura 3.1 - Fonte de Soldagem MTE Digitec 600	42
Figura 3.2 - Unidade de Refrigeração Mecalor.....	43
Figura 3.3 - Tocha de Soldagem 27b Binzel Abicor	43
Figura 3.4 - Mesa de Coordenada XY.....	44
Figura 3.5 - Condicionador de Sinais e Placa NI USB-6009.....	45
Figura 3.6 - Interface do Programa de Aquisição.....	45
Figura 3.7 - Detalhe de instalação do transdutor para medição de corrente - sensor Hall	46
Figura 3.8 - Misturador de Gases.....	47
Figura 3.9 - Planilha para calibração do Misturador de Gases	48
Figura 3.10 - Analisador de Gases.....	48
Figura 4.1 - Cordão com aspecto de <i>Humping</i>	50
Figura 4.2 Aspecto superficial do cordão de solda com proteção gasosa $Ar+2\% H_2$...	51
Figura 4.3 - Seções transversais das soldas referentes aos testes 1 a 10.	52
Figura 4.4 - Avaliação visual do desgaste dos eletrodos EA3® para um tempo de 50 s de soldagem TIG, conforme parâmetros 1, 2 e 3, respectivamente da esquerda para direita	53
Figura 4.5 - Vista superficial dos cordões de solda referentes aos testes 1, 2, 3 e 4 (corrente média constante 350 A), respectivamente de cima para baixo	55

Figura 4.6 - Vista lateral dos cordões de solda referentes aos testes 2, 3 e 4 (corrente média constante 350 A) respectivamente de cima para baixo	55
Figura 4.7 - Seção transversal das soldas referentes aos testes da Tab. 4.3	56
Figura 4.8 - Comparação entre $Z_r(t)$ e $R(t)$ ao longo da soldagem para o teste 1 (corrente constante).....	59
Figura 4.9 - Comparação entre $Z_r(t)$ e $R(t)$ ao longo da soldagem para o teste 3 (pulsção em 5 Hz).....	59
Figura 4.10 - Valores de potência ativa e total para diferentes parametrizações conforme a Tab.4.3, onde P_a = potência ativa e P_t = potência total.....	60
Figura 4.11 - Relação entre zona fundida, potência total (P_t) e potência ativa (P_a) onde ($P_{an} = P_t - P_a$).....	61
Figura 4.12 - Esquerda: Relação entre zona fundida e potência total (P_t) após a normalização; Direita: Relação entre zona fundida e potência ativa (P_a) após a normalização	61
Figura 4.13 - Seção transversal das soldas referentes aos testes 2, 3, 4 e 5 da Tabela	63
Figura 4.14 - Vista superficial dos cordões de solda referentes aos testes 6 e 7 da Tab. 4.9	64
Figura 4.15 - Seções transversais das soldas referentes aos Testes 6 e 7	65
Figura 4.16 - Esquematização da formação de uma cavidade em cordão de soldagem com TIG em alta corrente devido ao direcionamento da frente de solidificação no centro da chapa favorecendo rechupes	65
Figura 4.17 - Exemplo da formação de porosidade em soldagem Laser devido à restrição à saída de vapor metálico durante a soldagem (NORRIS ET AL., 2011).....	66
Figura 5.1 - Porta eletrodo da tocha “Infocus”.....	67
Figura 5.2 - Aspectos construtivos para o corpo interno da tocha, onde (1) é a peça com canal interno para passagem de água, (2) a peça que reveste concentricamente a peça 1, (3) conector para o cabo de corrente, (4) o porta eletrodo com o eletrodo inserido, (5) e (6) os espigões para entrada e saída de água	68
Figura 5.3 - Aspectos construtivos para o corpo externo da tocha, onde (7) é um isolante de tecnil, (8) o fixador do tecnil, (9) a peça para passagem do fluido refrigerante e (10) o bocal.....	69
Figura 5.4 - Aspectos construtivos da tocha fabricada	70
Figura 5.5 - Sistema de resfriamento de uma tocha convencional (TIG 27B Binzel Abicor) (GONZALEZ, 2015).....	71
Figura 5.6 - Tocha fabricada.....	71

Figura 5.7 - Mesa de coordenadas usada para movimentação da chapa de teste	73
Figura 5.8 - Bancada para execução dos testes	74
Figura 5.9 - Câmera de alta velocidade Memrecam.....	75
Figura 5.10 - Comparação das curvas corrente-tensão entre a tocha convencional e a tocha fabricada	76
Figura 5.11 - Ponta do eletrodo de tungstênio após a execução da soldagem (Teste 1)	77
Figura 5.12 - Quadros com imagem do arco de soldagem obtidos a partir da filmagem durante a realização dos testes	78
Figura 5.13 - Seções transversais das soldas de cada cordão conforme a Tabela 5.3	79
Figura 6.1 - Sistema de fixação para a tocha e chapa a ser soldada: (a) vista longitudinal da chapa de teste, com destaque para o ângulo de ataque da tocha no sentido empurrando; (b) vista transversal da montagem das chapas de teste, com destaque para a medição com goniômetro do ângulo de posicionamento.....	83
Figura 6.2 - Esquemático ilustrativo da montagem experimental, (a) sem folga e (b) com folga entre as chapas	84
Figura 6.3 - Suporte utilizado para fixação da chapa	84
Figura 6.4 - Cordão de solda com aspecto superficial de <i>humping</i> (Teste 9).....	86
Figura 6.5 - Aspecto superficial do cordão de solda referente ao teste 14	88
Figura 6.6 - Aspectos superficiais dos cordões referentes aos testes 18 a 22 da Tab. 6.2	89
Figura 6.7 - Vista superficial do cordão de solda realizado com mistura Ar+15% H ₂ ..	94
Figura 6.8 - Faixas operacionais para soldagem TIG a 300 A, filete horizontal em juntas sobrepostas de chapas 2+2 mm, com diferentes gases de proteção.....	96
Figura 6.9 - Faixas operacionais para soldagem TIG a 300 e 400 A, filete horizontal em juntas sobreposta de chapas 3+3 mm, com diferentes gases de proteção	97
Figura 6.10 - Aspectos superficiais das soldas representativas de cada faixa operacional apresentadas na Tab. 6.6.....	98
Figura 6.11 - Seções transversais de soldas representativas de cada cordão apresentado na Fig. 6.10	99

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Especificações Técnicas da Fonte MTE Digitec 600	42
Tabela 4.1 - Planejamento experimental para estudar a ação da intensidade de corrente e presença de Hidrogênio no gás de proteção	50
Tabela 4.2 - Planejamento experimental para estudar a relação corrente e velocidade de soldagem, mantendo-se aproximadamente a mesma energia de soldagem	51
Tabela 4.3 - Sequência de testes para pulsação em corrente média de 350 A	54
Tabela 4.4 - Valores de Corrente e Tensão monitorados referente aos testes da Tab. 4.3	56
Tabela 4.5 - Valores de penetração, largura e zona fundida para os cordões de solda	57
Tabela 4.6 - Valores obtidos para resistência, impedância e potências do arco elétrico para diferentes métodos, os testes da Tab. 4.3	58
Tabela 4.7 - Sequência de Testes para pulsação em corrente média de 250 A	63
Tabela 4.8 - Valores de Corrente e Tensão monitorados referente aos testes da Tabela	64
Tabela 5.1 - Parametrização para os testes	72
Tabela 5.2 - Sequência de execução dos testes	72
Tabela 5.3 - Especificações para Filmagem	74
Tabela 5.4 - Áreas de emissão de elétrons calculadas para o eletrodo após execução de cada teste da Tabela 5.3	77
Tabela 5.5 - Estimativa de densidade de corrente para os testes da Tabela 5.3	78
Tabela 5.6 - Valores de penetração e largura dos cordões de solda da Figura 5.13 ...	80
Tabela 6.1 - Parametrização para testes de posicionamento da tocha	85
Tabela 6.2 - Parametrização para testes exploratórios e presença de folga	87
Tabela 6.3 - Parametrização para testes exploratórios sobre a mistura Ar+10% H ₂ ...	90
Tabela 6.4 - Parametrização para testes exploratórios sobre a mistura Ar+5% H ₂ e Ar+15% H ₂	93
Tabela 6.5 - Parametrização para testes exploratórios da soldagem de chapas sobrepostas de 3 mm	95
Tabela 6.6 - Parametrização (valores monitorados e/ou regulados) das soldagens nos limites das faixas operacionais de cada condição	97

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Em um cenário global, em que a fabricação soldada tem extrema importância no processo produtivo industrial, a soldagem a arco TIG merece destaque pela larga amplitude em que é utilizada. A competitividade na indústria é guiada pelo aumento de produção, redução de custos e garantia de qualidade, sejam eles relacionados à matéria-prima, logística, mão de obra, equipamentos e, não menos importante, a questão ambiental. A cada dia, novos estudos são conduzidos com o intuito de contribuir para melhoria dos processos, permitindo comparar de forma mais sustentável os processos para determinadas situações.

Neste contexto, muito se tem questionado o processo de soldagem TIG, já que existem paradigmas que às vezes são pouco discutidos ou estudados. Por exemplo, o processo TIG é apontado como um processo de soldagem lento (baixas velocidades de soldagem), apropriado para soldagens manuais e pouco produtivo. No entanto, como alternativa para otimizar o uso de matéria-prima, o emprego da soldagem TIG autógena e sem material de adição mostra-se promissor. O aumento da capacidade de produção do processo é possível ao se trabalhar com altas correntes, mesmo à custa do impedimento da soldagem manual, que empresta ao processo TIG um fator de qualidade (formação controlada do cordão).

O fato de não se empregar material de adição no processo TIG autógeno traz consequências positivas. Por exemplo, além de representar por si só redução de custo, a questão da logística (compra, armazenamento e manipulação) dos consumíveis é outro fator mensurável. Por outro lado, demanda preocupação quanto às condições para armazenamento e devidos cuidados para evitar danificação dos carretéis de arame, medidas de prevenção contra oxidação dos mesmos, pessoal dedicado à negociação com fornecedores, entre outros. Não menos importante, a questão do peso das bobinas é relevante, pelas dificuldades de manipulação e preocupação quanto à capacidade do alimentador de arame, roletes e guias. A questão ambiental também merece destaque, já que seria possível produzir um mesmo produto, gastando-se menos matéria-prima e, conseqüentemente, agredindo menos o meio ambiente. O processo de soldagem TIG

também emite menor quantidade de fumos ao ambiente de trabalho e não tem respingos (resíduos sólidos).

No entanto, sabe-se da problemática envolvida no processo TIG, quando utilizado em altas correntes. Por exemplo, Savage; Nippes; Agusa (1979) mostram em seu trabalho uma relação entre a corrente de soldagem TIG sobre o limite de velocidade para a ocorrência de descontinuidades, mostrando diminuir drasticamente com o aumento da corrente. Tal resultado representa a dificuldade de obtenção de soldas com elevada produtividade utilizando o TIG, supondo aplicações em que se deseje aumentar a velocidade de soldagem, já que, para garantir uma boa eficiência na fusão, é necessário se trabalhar com correntes de soldagem mais altas, suficiente para fundir o material e formar a junta, dificultando assim, melhorar o desempenho do processo.

Novas vertentes e inovações do TIG são anunciadas por fabricantes e pesquisadores, no que diz respeito a equipamentos, insumos ou técnicas, visando aprimorar o processo e torná-lo mais atrativo no meio em que se deseje aplicá-lo. Por exemplo, têm sido anunciados detalhes construtivos de tochas, os quais produzem fenômenos físicos, como é o caso da denominada constrição catódica, apresentada pelos trabalhos publicados por Schnick et al.(2010). Tal fenômeno é conseguido por um resfriamento direnciado do eletrodo, não somente, ressaltando aspectos construtivos especiais do equipamento, que muitas das vezes não são revelados pelo fabricante. Tal fato faz com que apenas uma parte ínfima da ponta do eletrodo emita elétrons, produzindo características na solda resultante, como por exemplo, maior penetração do cordão. Com isto, cabe aos pesquisadores avaliar tais técnicas e de fato, proporcionar uma visão científica sobre o fenômeno.

Estes fatores justificam a proposta deste trabalho, que tem como objetivo geral realizar um estudo sistemático do processo TIG sem material de adição e usando altas correntes, avaliando potencialidades e limitantes do processo. Como um dos objetivos específicos, se pretende avaliar o potencial da técnica para o super-resfriamento do eletrodo na constrição do arco, através da fabricação de uma tocha especial. Segundo, objetiva-se aplicar a soldagem TIG com alta corrente em união de chapas sobrepostas, procurando aumentar a eficiência do processo com a utilização do hidrogênio no gás de proteção.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Formação da poça de fusão

No processo de soldagem TIG, a poça de fusão é formada quando o arco é capaz de fundir o metal de base e o metal de adição (quando utilizado). Há duas regiões distintas sendo formadas durante toda execução do processo. A primeira denominada frente de fusão, definida pelo limite entre ela e o metal de base à frente. A segunda é uma região traseira cujo limite com o cordão formado atrás é chamado de frente de solidificação, na qual o material se encontra em estágio de resfriamento e solidificação.

Os parâmetros e condições de soldagem determinam o tamanho e a geometria da poça, assumindo forma elíptica ou triangular arredondada (forma de gota). Ietka (2010) cita em seu trabalho que a poça de material fundido durante a transição líquido-sólido, é comparável, no seu conjunto, a um sistema que, deslocando-se de uma condição de equilíbrio pela variação de um ou mais parâmetros, tende a assumir uma nova condição de estabilidade, como mostra a Fig. 2.1. Os grãos tendem a curvar-se para a direção da solda, originando uma anisotropia estrutural com benefícios sobre as características mecânicas do cordão de solda (Fig. 2.2). Neste caso, a velocidade de soldagem “ V_s ” da Fig. 2.1 é no máximo igual à velocidade de solidificação “ R ”.

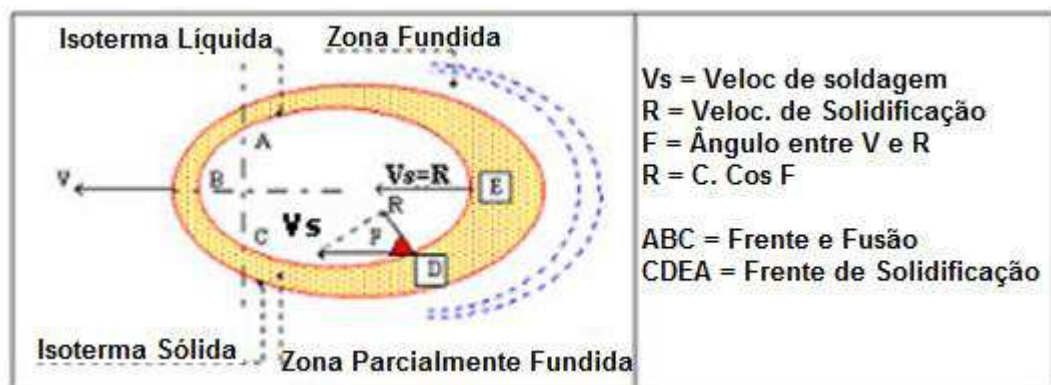


Figura 2.1 - Frente de fusão e solidificação em poça na forma de gota elíptica (IETKA, 2010)

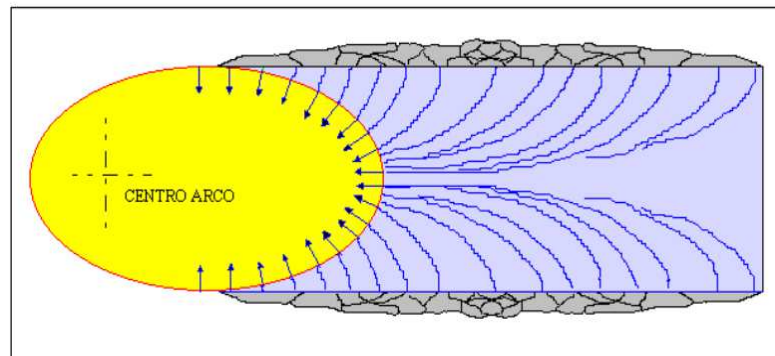


Figura 2.2 - Frente de solidificação na poça em forma de gota elíptica (IETKA, 2010)

A Figura 2.3 mostra uma situação na qual a velocidade de solidificação da poça de fusão durante a transição líquido-sólido atinge o valor crítico (V_{crit}), caracterizado pela solidificação que não pode mais ser mantida paralela à direção de soldagem (frente de fusão). Assim, os grãos são orientados segundo o eixo da solda, com efeitos negativos quanto às características mecânicas do cordão. A solidificação da poça de fusão ocorre com alterações locais de composição química, sendo formada uma segregação central, ocorrendo no centro do cordão, resultante do encontro das duas frentes de solda (Fig. 2.4).

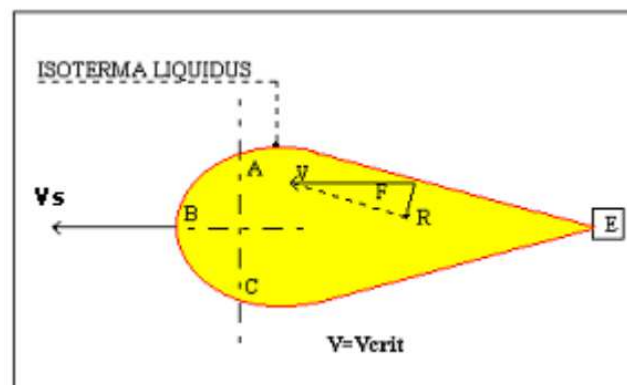


Figura 2.3 - Frente de fusão e solidificação na poça em forma de gota elíptica alongada (IETKA, 2010)

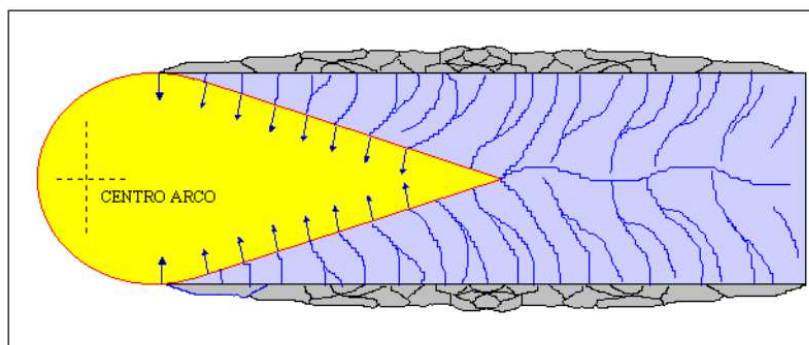


Figura 2.4 - Frente de solidificação na poça em forma de gota elíptica alongada (IETKA, 2010)

A geometria do cordão de solda é determinada justamente pelas dimensões da poça depois de formada e solidificada, definindo as características de largura, reforço, penetração, área depositada (quando há material de adição) e área fundida (ou também chamada de zona fundida), como mostra a Fig. 2.5.

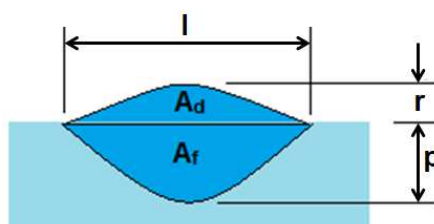


Figura 2.5 - Características geométricas de um cordão de solda: (p) penetração; (r) reforço; (l) largura; (A_d) área depositada, (A_f) área fundida.

2.2 Forças que atuam na formação da geometria da poça de fusão

As características do material de base podem influenciar diretamente na formação da poça de fusão. No entanto, há forças atuantes sobre ela, as quais que determinam seu tamanho e forma. Segundo Tokar (2011), as principais forças atuantes sobre a poça de fusão são a força gravitacional do metal líquido, a força devido à tensão superficial e a força devido à pressão do jato de plasma (Fig. 2.6).

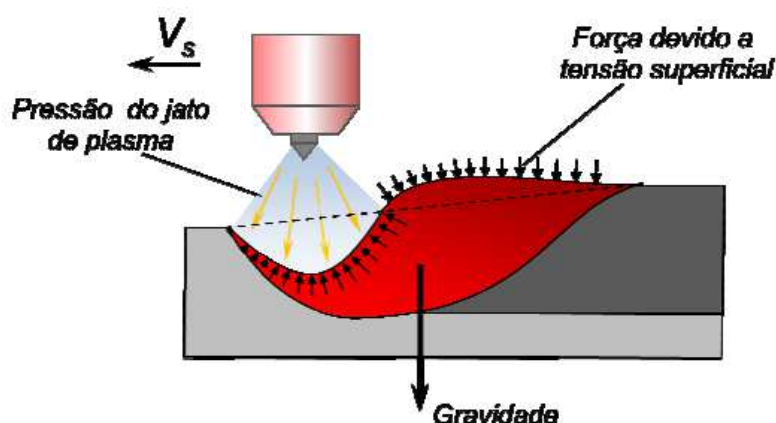


Figura 2.6 - Forças atuantes sobre a poça de fusão (TOKAR, 2011)

2.2.1 Força gravitacional

Existente pela ação da gravidade, esta força depende da massa da poça de fusão, sendo governada pela sua dimensão e densidade do material. A força gravitacional atua concordantemente ou não à retenção do metal líquido, dependendo da posição de soldagem. Em casos em que uma soldagem for realizada na posição horizontal ou vertical, a força age no sentido de fazer a poça escorrer, enquanto que na posição sobre cabeça a poça tende a cair. Na posição plana, ela é concordante, favorecendo o aumento de penetração da zona fundida.

2.2.2 Força devido à tensão superficial

A tensão superficial é um efeito que ocorre na camada superficial do metal líquido e faz com que a superfície se comporte como uma membrana elástica, retendo a poça, não deixando que ela escorra, influenciando também na geometria da poça. Segundo Paton (1974), a tensão superficial depende da composição química do metal líquido e da temperatura. De acordo com Burgardt e Heiple (1986), o aumento da temperatura faz a tensão superficial diminuir nos aços mais limpos. Concorrentemente, nos aços que contêm quantidade de elementos residuais ativos na superfície (como o S, O, Se, Te), a maior temperatura leva a um aumento da tensão superficial, alterando o movimento de convecção dentro da poça. A explicação seria pelo fato da temperatura da poça de fusão ser maior próximo de seu centro. A tensão superficial tenderia a ser menor nesta região e maior próximo das suas bordas e um fluxo de metal líquido ocorreria do centro para as bordas da poça, levando o material superaquecido do centro da poça, resultando em um cordão largo e de baixa penetração, como mostra a Fig. 2.7(a).

Por outro lado, uma tensão superficial mais baixa na periferia faria o fluxo tender a formar uma poça funda e estreita, ou seja, o fluxo ocorreria de forma inversa (da borda para o centro), apresentado na Fig. 2.7(b), em que o metal superaquecido seria levado para a raiz da solda.

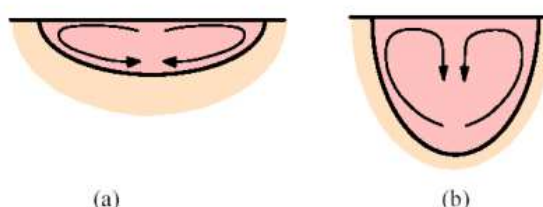


Figura 2.7 - Teorias de fluxo de metal líquido induzido na poça de fusão: em (a) para uma alta tensão superficial; (b) para baixa tensão superficial

2.2.3 Pressão do jato de plasma do arco

O surgimento da pressão do arco sobre a poça de fusão tem como principal causa a ação do jato de plasma sobre a mesma. O arco elétrico é um condutor elétrico gasoso de forma cônica e que, ao passar a corrente por ele, induz um campo magnético de forma circular concêntrico em seu eixo. Ou seja, o arco se comporta como um condutor colocado em um campo magnético. Dessa maneira surgem forças de Lorentz na região do arco, que têm sentido de fora para dentro (LANCASTER, 1986), conforme mostrado Fig. 2.8.

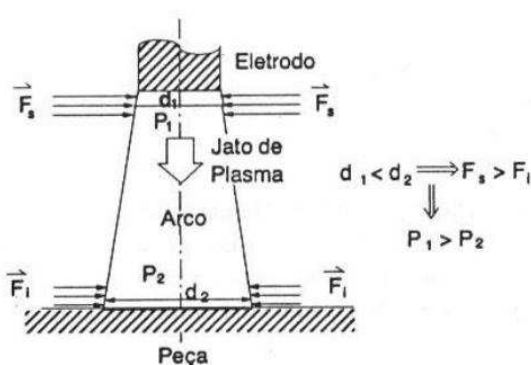


Figura 2.8 - Esquemático das forças presentes no arco TIG

A intensidade do campo magnético diminui com o quadrado da distância à linha de centro do condutor. Como o diâmetro do arco é sempre menor na região próxima ao eletrodo, as forças de Lorentz tendem a ser maiores nesta região do que na proximidade da peça, formando assim na região uma pressão interna maior do que junto à peça. Esta

diferença de pressão causa um fluxo de gás no sentido eletrodo-peça, que é o jato de plasma. Este por sua vez age sobre a superfície da poça originando tensões cisalhantes na superfície. Isto faz com que haja um fluxo de metal líquido dentro da poça, facilitando a ação térmica do arco no material de base (KOU, 2003), como mostrado na Fig. 2.9.

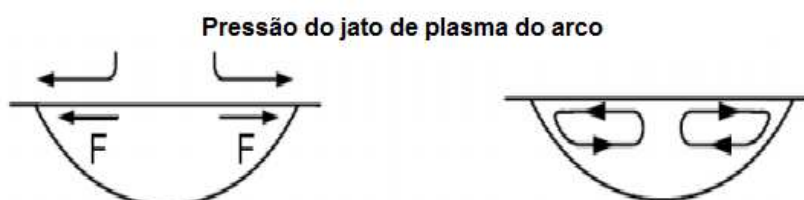


Figura 2.9 - Influência da pressão do jato de plasma do arco sobre a poça de fusão (KOU, 2003)

2.3 Influência dos parâmetros de soldagem sobre a formação do cordão no processo TIG

2.3.1 Corrente

Tomando como base para estudo a corrente constante, grande parte das fontes bibliográficas cita o aumento da corrente relacionado ao crescimento da penetração e largura do cordão de solda. O principal motivo dessa tendência pode ser o calor imposto e a pressão crescente do arco. Segundo Smirnov (1986), para as correntes até 150 A, a ação da pressão do arco é insignificante e a profundidade da poça é obtida principalmente devido ao calor do arco e da convecção do metal fundido. Por outro lado, para níveis de corrente entre a faixa 250 a 600 A, a ação mecânica do arco passa a exercer um papel significativo na formação da poça e principalmente na sua profundidade. Savage; Nippes; Agusa (1979) demonstraram a influência da corrente sobre a geometria do cordão e força do arco (Fig. 2.10). É possível perceber uma curva de maior crescimento para a largura do que para a penetração com o aumento da corrente. Enquanto que para a pressão do arco, mostra um comportamento proporcional ao aumento da corrente.

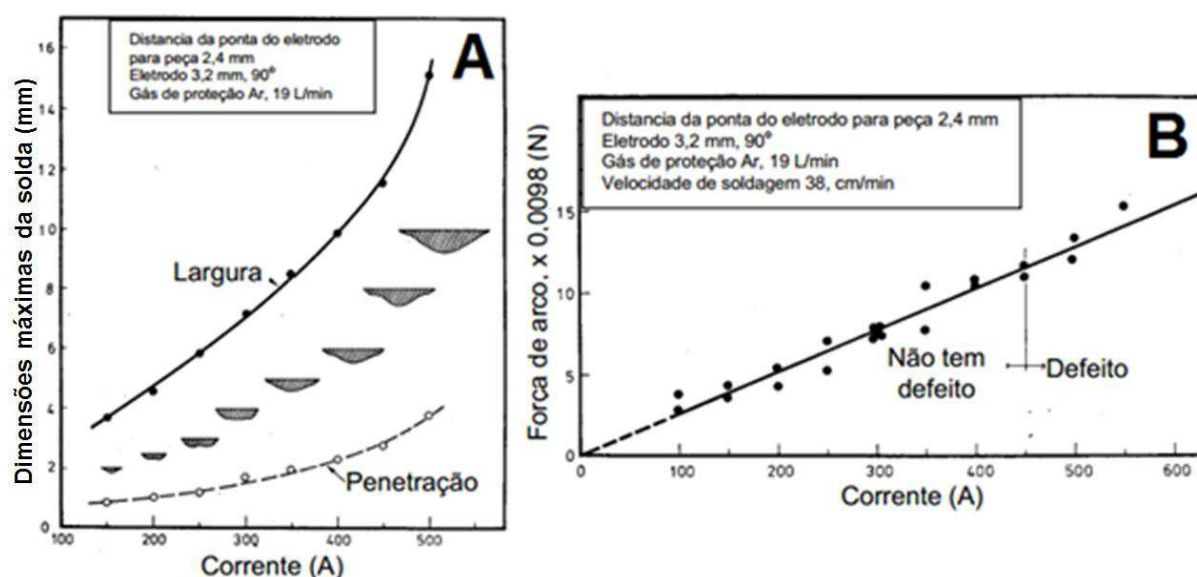


Figura 2.10 - Influência da corrente sobre: (a) largura e penetração do cordão; (b) força do arco (SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979)

Savage; Nippes; Agusa (1979) sugerem também uma relação entre a corrente de soldagem TIG sobre o limite de velocidade para a ocorrência de discontinuidades, mostrando diminuir drasticamente com o aumento da corrente (Fig. 2.11). Tal resultado representa a dificuldade de obtenção de soldas com elevada produtividade utilizando TIG, supondo aplicações em que se deseje aumentar a velocidade de soldagem, já que, para garantir uma boa eficiência na fusão, é necessário se trabalhar com correntes de soldagem mais altas, suficiente para fundir o material e formar a junta. Contudo, tal gráfico sugere que este aumento de corrente diminuirá a velocidade possível para se soldar com sucesso, dificultando melhorar o desempenho do processo.

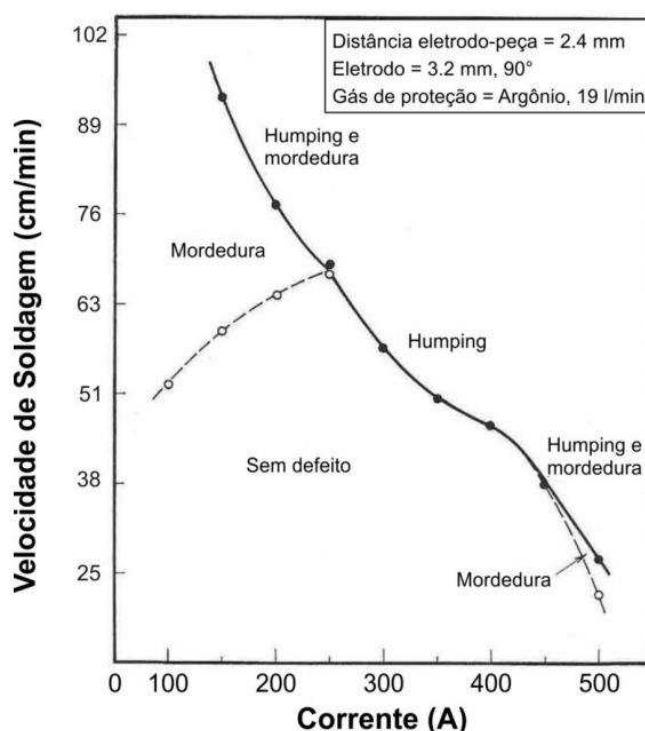


Figura 2.11 - Efeito da corrente de soldagem na velocidade limite para ocorrência de discontinuidades (SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979)

2.3.2 Velocidade de soldagem

Assim como o nível de corrente, a velocidade de soldagem tem papel fundamental na formação do cordão de solda. Cabe aqui mencionar alguns detalhes sobre o significado mais apurado sobre a energia de soldagem (E_{sold}). Esta é a relação entre a potência elétrica gasta para manter um arco, dividido pela velocidade de soldagem, como mostra a Eq.(2.1), onde “V”, “I” e “ V_{sold} ” são valores instantâneos de tensão do arco, corrente de soldagem e velocidade de soldagem, respectivamente (SCOTTI; PONOMAREV, 2008). Desta maneira, a E_{sold} do sistema menos a parcela de calor que se perde para o meio ambiente (caracterizado pelo rendimento térmico), representa a parcela de calor que efetivamente foi transferida para o metal base, denominada calor imposto. Geralmente, a escolha destes parâmetros está relacionada à espessura e as propriedades físicas do material, o qual se deseja soldar. É possível notar pela Eq. 2.1 que, para se manter uma mesma energia de soldagem, normalmente um aumento da corrente será acompanhado de um acréscimo proporcional da velocidade de soldagem.

$$E_{\text{sold}} = \frac{V \cdot I}{v_{\text{sold}}} \quad (2.1)$$

Savage; Nippes; Agusa (1979) citam que uma alta velocidade de soldagem no processo TIG para uma dada taxa de fusão provoca instabilidade da poça fundida, tornando o cordão irregular (com aspecto da “costa de dragão”) e com uma tendência de formação de descontinuidade “de túnel”.

2.3.3 Ângulo da ponta do eletrodo

Trabalhos presentes na literatura apontam que a influência do ângulo da ponta do eletrodo no processo TIG automatizado é bastante significativa sobre o cordão de solda obtido, sendo necessário o seu controle. O diâmetro e ângulo do eletrodo alteram as características da coluna de arco, alterando, conseqüentemente, a pressão que o arco exerce na poça, determinando sua largura e perfil de penetração (KEY, 1990). Porém, há informações controversas na literatura a respeito da influência do ângulo sobre a penetração (Fig. 2.12). Shirali e Mills (1993) mostram em seu trabalho que a penetração na solda tende a aumentar ao passo que se aumenta o ângulo do vértice do eletrodo.

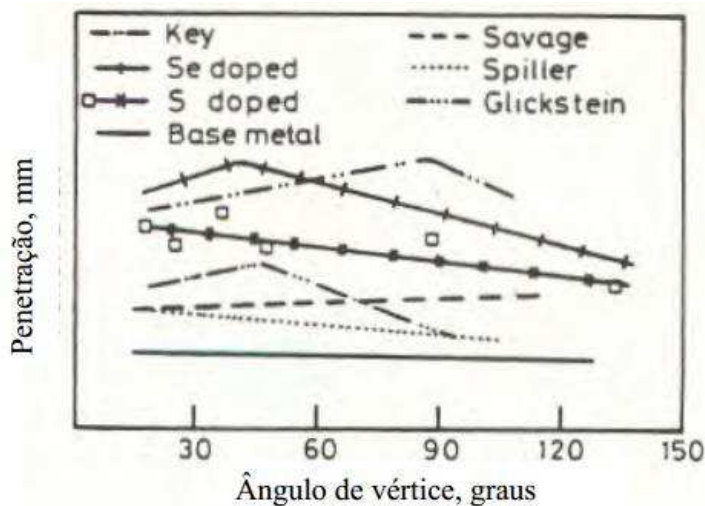


Figura 2.12 - Influência do ângulo de afiação da ponta do eletrodo sobre a penetração (SHIRALI E MILLS, 1993)

Analisando a influência do ângulo sobre a largura, os resultados são mais consistentes. Fontana (1986) mostra a tendência de diminuição da largura com o aumento do ângulo da ponta do eletrodo (Fig. 2.13).

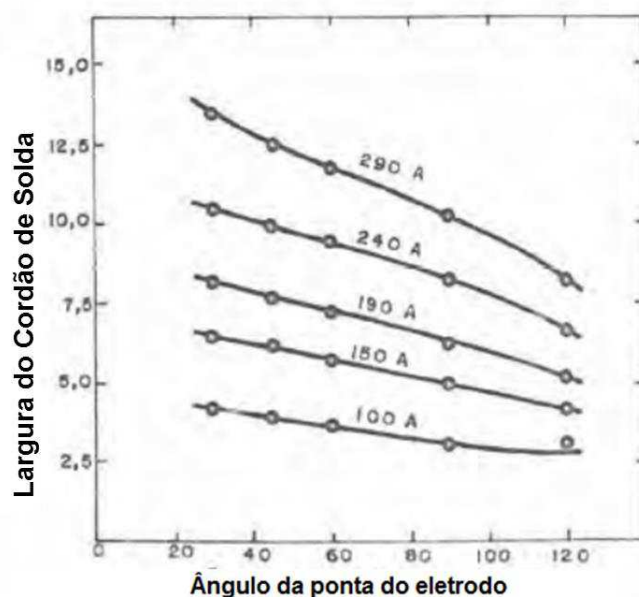


Figura 2.13 - Influência do ângulo de afiação do eletrodo sobre a largura do cordão (FONTANA, 1986)

2.3.4 DEP

A distância eletrodo peça é um dos parâmetros mais importantes que governam a formação do cordão, já que age diretamente sobre a pressão e concentração do arco. Geralmente na soldagem TIG se utiliza menores comprimentos de arco, para melhor controle da poça reduzindo sua área de superfície. Savage; Nippes; Agusa (1979) mostram que trabalhar com elevados comprimentos de arcos leva à redução de penetração e aumento significativo da largura do cordão (Fig. 2.14(a)). Entretanto, a ocorrência de descontinuidades aumenta à medida que se eleva o comprimento do arco, como *humping*, mordeduras e porosidade. Não somente, esse aumento leva a uma diminuição da força do arco (Fig. 2.14(b)), importante fator para a escavação do material de base pelo arco elétrico do processo TIG.

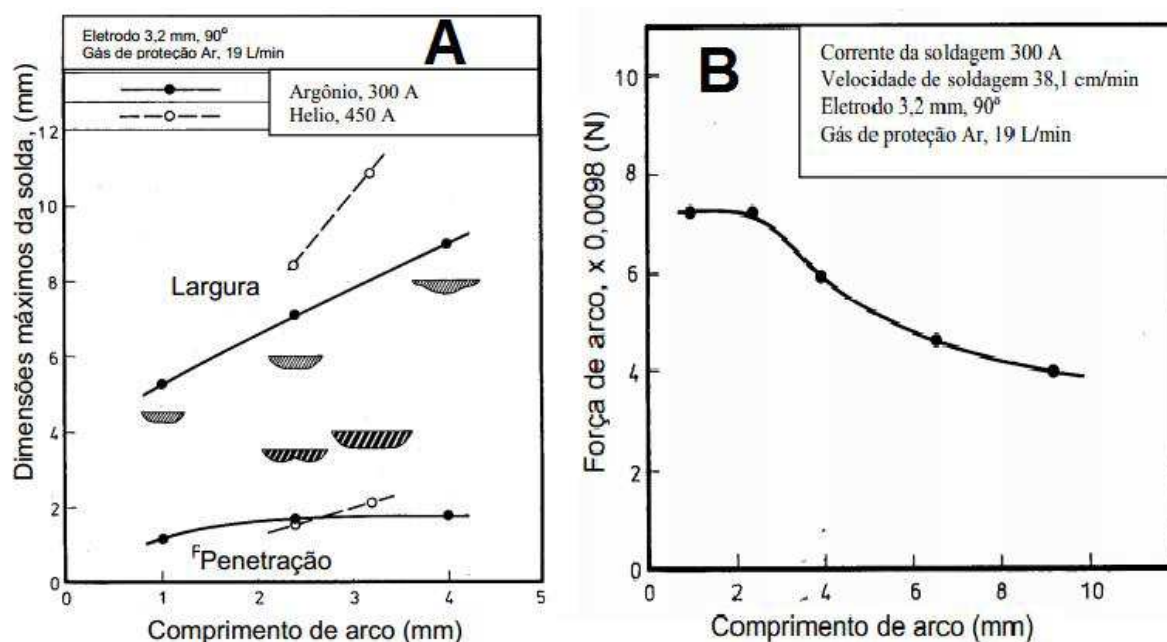


Figura 2.14 - Influência do comprimento de arco sobre: (a) aspectos geométricos do cordão; (b) na pressão do arco (Modificado de SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979)

2.3.5 Gás de proteção

O argônio é o gás de proteção mais comum utilizado para soldagem TIG, pelo seu baixo potencial de ionização (oferecendo maior facilidade de abertura e estabilidade do arco). O gás Hélio também é utilizado e conhecido pelas suas propriedades resultantes em aumento de penetração quando comparado ao argônio puro para um mesmo comprimento de arco e mesma corrente, gerando mais calor (SCOTTI, PONOMAREV, 2008, p.96-100), porém, é um gás de maior custo.

Savage; Nippes; Agusa (1979) mostram que a proteção gasosa utilizada no processo modifica de maneira acentuada as características do arco, influenciando também a velocidade limite para aparecimento de discontinuidades no caso do argônio puro e do hélio puro (Fig. 2.15). Observa-se que para a faixa de corrente testada, com hélio é possível se soldar em velocidades cerca de três vezes mais elevadas do que argônio puro para a mesma corrente média. O gás hélio possui alta capacidade de troca de calor, resultando em um maior calor imposto (SCOTTI, PONOMAREV, 2008, p.96-100).

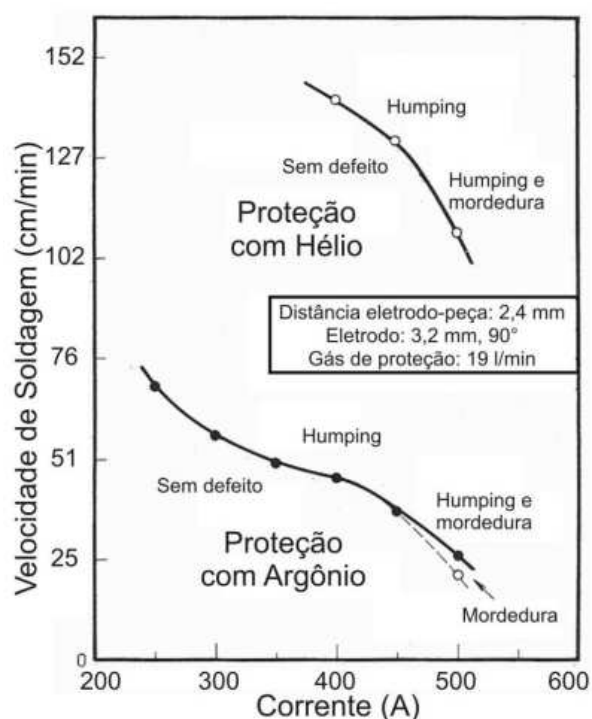


Figura 2.15 - Efeito dos gases argônio puro e hélio na velocidade limite para aparecimento de discontinuidades. (Modificado de SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979)

A aplicação de misturas gasosas que contenham frações de hidrogênio nos processos de soldagem a arco tem sido bastante restrita. No contexto científico da soldagem, ele é apontado como um elemento que aumenta a susceptibilidade para a formação de trincas, no caso da soldagem dos aços martensíticos, e poros, especialmente em alumínio e suas ligas. Hooijmans (1994) cita que a formação de porosidade devido ao hidrogênio se dá pelo alto teor de H_2 durante a soldagem, dependendo também da microestrutura do material, impurezas e elementos de ligas (os quais formam sítios de nucleação e aprisionamento de H_2) e da taxa de solidificação.

As características do arco elétrico são influenciadas diretamente pelas propriedades físicas dos gases, sendo que a energia de ionização é um aspecto relevante. Hooijmans (1994) expressa valores de energia de ionização para os gases discutidos, sendo que a do He é 24,6 eV, consideravelmente maior que o Ar, com 15,7 eV. Já o H_2 possui energia de ionização próxima ao Ar, com 13,6 eV. A condutividade térmica é uma propriedade que também merece destaque entre os três gases (Fig. 2.16). Na Fig. 2.16(a) percebe-se a maior condutividade térmica do He frente ao Ar e o elevado pico de condutividade térmica para o H_2 na faixa entre 3000 e 4500 K. Na Fig. 2.16(b) é possível analisar a condutividade térmica em função da temperatura para algumas misturas entre Ar e H_2 . Ela é maior quanto maior o teor de H_2 na mistura, possuindo um pico devido à dissociação em

aproximadamente 4000 K e um pico menos acentuado devido à ionização em aproximadamente 14000 K (HOOIJMANS, 1994).

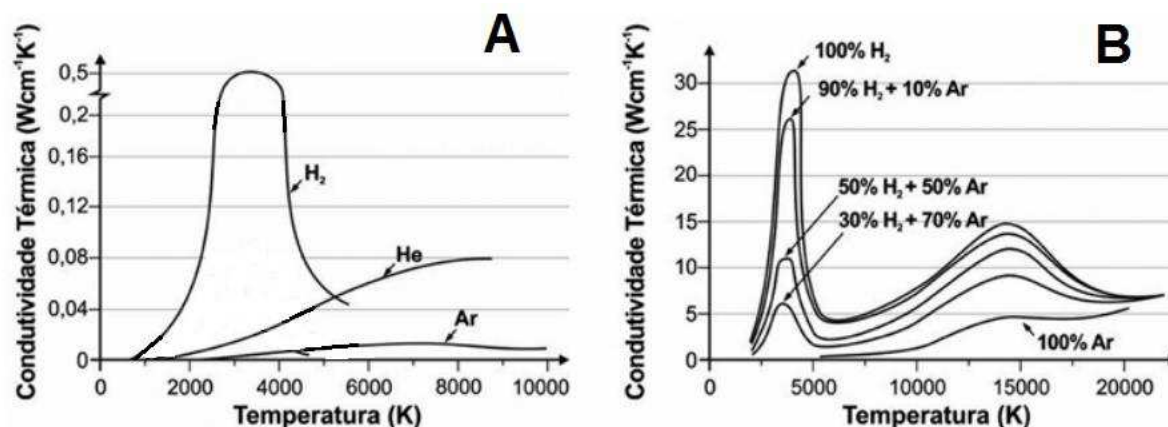


Figura 2.16 - (a) Condutividade térmica dos gases em função da temperatura (TUSEK; SUBAN, 2000); (b) Condutividade térmica de misturas Ar+H₂ em função da temperatura (HOOIJMANS, 1994)

Segundo Tusek e Suban (2000) teores de hidrogênio adicionados ao argônio no gás de proteção do processo TIG resulta no aumento da tensão do arco devido à alta energia de ionização e alta condutividade térmica do hidrogênio quando comparada ao argônio. Ainda segundo estes autores, é importante ressaltar as diferenças nos potenciais de ionização dos gases. A Fig. 2.17 apresenta a variação de tensão do arco para diferentes composições do gás de proteção.

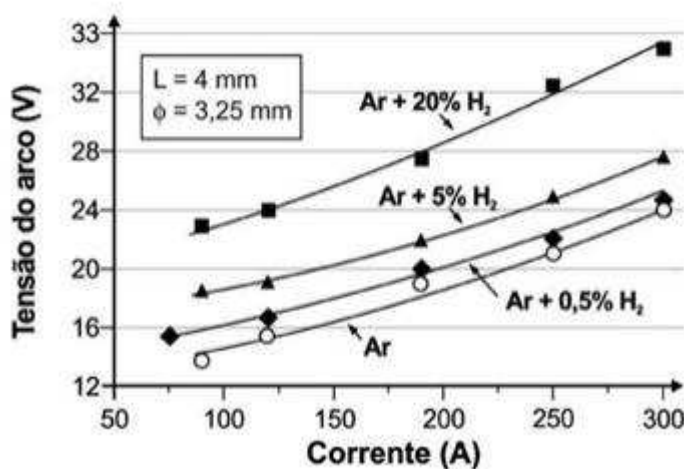


Figura 2.17 - Variação da tensão do arco em função da composição do gás de proteção (TUSEK; SUBAN, 2000)

Segundo Hooijmans (1994), a presença de hidrogênio no gás de proteção para o processo TIG aumenta a quantidade de material fundido para a mesma corrente média (aumentando a eficiência de fusão), como mostra a Fig. 2.18. Tal efeito pode ser explicado pela contração da coluna de arco e do aumento da condutividade térmica do gás de proteção com a adição de H_2 .

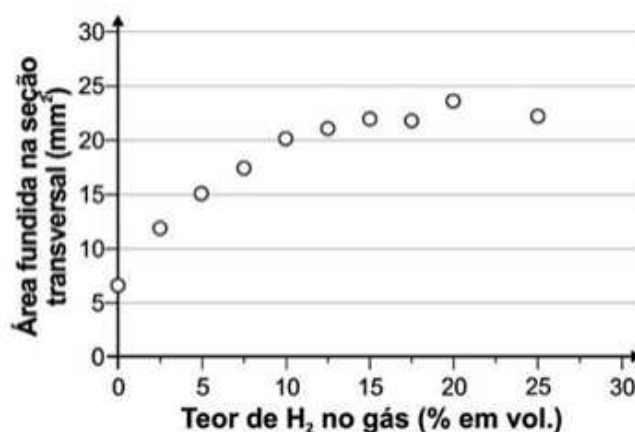


Figura 2.18 - Área da seção transversal em função da porcentagem de H_2 no gás de proteção (HOOIJMANS, 1994)

2.4 Descontinuidades na soldagem TIG

2.4.1 Humping

Para Savage, Nippes e Agusa (1979), o aparecimento de descontinuidades na solda TIG em elevadas correntes (maiores que 300 A) e altas velocidades de soldagem (acima de 0,60 m/min) é o principal problema que dificulta o aumento da produtividade. Em baixas correntes não acontece humping, pois o arco não tem força para expulsar o metal líquido. Sendo assim, a poça de fusão apresenta um comportamento mais estável.

O *Humping*, também conhecido como “costas de dragão”, é mostrado na Fig. 2.19. Segundo Savage, Nippes e Agusa (1979) esta descontinuidade é resultado de uma instabilidade da formação do cordão, na qual a ação tensão superficial tem maior influência quando a poça de fusão tem tamanho pequeno (pouco material sendo fundido). As condições peculiares são velocidades de soldagem elevadas e correntes altas. A pressão do arco é outro fator que auxilia o aparecimento deste problema, sendo atuante sobre o metal fundido na frente da poça, empurrando o metal líquido para a região posterior da poça, formando uma cratera sob o arco, deixando um espaço não preenchido pelo metal quando o

arco se desloca com velocidade de soldagem elevada. Tal explicação para este fenômeno é mostrada esquematicamente na Fig. 2.20.

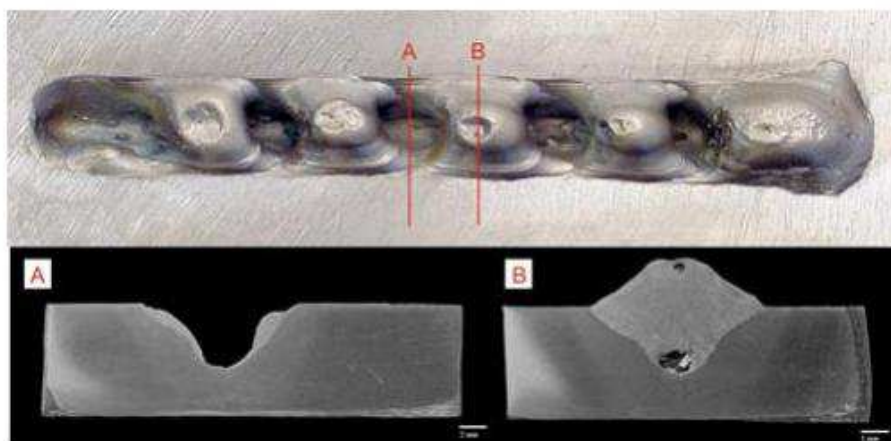


Figura 2.19 - Cordão soldado pelo processo TIG mostrando a formação de descontinuidades denominadas *humping*. A e B são seções transversais dos locais indicados na imagem do cordão (SODERSTROM E MENDEZ, 2006)

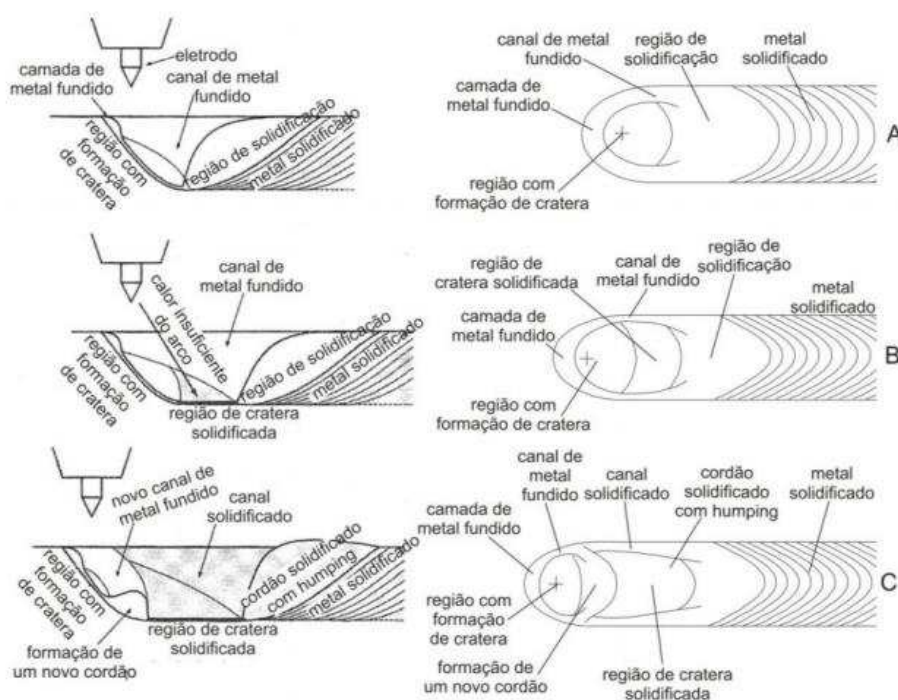


Figura 2.20 - Esquema didático para representação da descontinuidade *Humping* em sua formação (Modificado de MENDEZ; EAGAR, 2003)

2.4.2 Mordedura

É uma depressão formada na região de concordância entre o metal de base e o cordão de solda, quando o metal de base se funde pela ação do arco voltaico. Elas podem ser causadas pelo ângulo de inclinação da tocha, comprimento excessivo do arco ou velocidade de soldagem elevada, os quais modificam o comportamento de solidificação da poça de fusão. Tem consequências sobre o acabamento, mas principalmente sobre a resistência mecânica dinâmica da solda, atuando como um concentrador de tensões. Por isto, atuam como pontos para início de trincas e preferências para início de um processo corrosivo.

2.4.3 Cavidade Alongada

A cavidade alongada (também conhecida como descontinuidade de túnel) apresenta-se como uma cavidade na região da raiz do cordão (por dentro) paralela ao eixo da solda, como mostra a Fig. 2.21. Tokar (2011) sugere que as cavidades observadas no fundo do cordão são geradas principalmente pela expulsão de metal fundido da poça de fusão devido à ação mecânica do pulso, intensificadas por maiores valores de diferencial de corrente entre pulso e base. Outra causa deste efeito acontecer é a mudança da fluidez do metal líquido da poça de fusão durante período de pulsação, além da velocidade de soldagem, que também influi na ocorrência desta descontinuidade. Norris et al.(2011) apresenta que as causas principais desta descontinuidade sejam gases e vapores metálicos capturados nas cavidades (abertas pelo jato de plasma) fechadas pelas ondas do metal líquido que não deixam gases saírem devido à sua rápida solidificação.

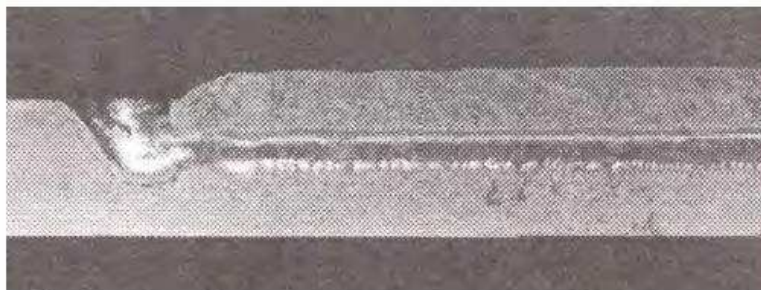


Figura 2.21 - Cavidade alongada na seção longitudinal do cordão (TOKAR, 2011)

2.5 Medição de Potência de um arco elétrico de soldagem

A soldagem a arco elétrico é um processo de manufatura que permite unir peças por fusão, através da aplicação de calor oriundo da conversão de um potencial elétrico. A

energia produzida pelo arco elétrico e transferida para a chapa (calor imposto) é extremamente importante para a formação geométrica do cordão de solda, além de influenciar as transformações metalúrgicas refletindo diretamente nas propriedades mecânicas da junta. Assim, o calor imposto é diretamente proporcional à energia do arco, ou seja, a potência do arco é um fator determinante para se quantificar o calor fornecido.

No entanto, métodos para se quantificar a energia de soldagem gera discussões entre os pesquisadores. A literatura apresenta diferentes opiniões entre autores em relação ao método que deveria ser empregado para o cálculo de potência do arco elétrico (média aritmética da potência, potência efetiva ou potência instantânea). Joseph et al. (2003), usando calorimetria, afirmaram que a única medida de energia de soldagem que é razoavelmente bem correlacionada com variações de corrente é baseada na potência instantânea. Nascimento et al. (2007) analisaram todos os métodos mencionados e suas respectivas consequências sobre o calor imposto, mostrando que, em alguns casos, o método da potência média aritmética pode ser utilizada, embora fosse mais seguro utilizar a potência instantânea. Melfi (2010) apresenta um método para calcular o calor imposto usando energia instantânea, que foi adicionado na norma para caldeiras e vasos de pressão ASME Seção IX Edição 2010 (item QW 409.1).

Recentemente uma teoria proposta por Wong e Ling (2013) instiga curiosidade. Os autores inicialmente explicam que a conversão de energia elétrica em calor na soldagem a arco é tradicionalmente determinada pela lei de Joule, como demonstrado na Eq. 2.2, onde “P” é o calor gerado pelo arco, “R” é a resistência do circuito e “I” a corrente de soldagem. Um suporte para a explicação de Wong e Ling (2013) seria o fato de muitos autores considerarem o circuito de soldagem como uma resistência elétrica, como nos trabalhos de Kodama et al (2007), Ngo et al (2007) e Terasaki e Simpson (2005).

$$P = R.I^2 \quad (2.2)$$

No entanto, ainda de acordo com Wong e Ling (2013), a medição da resistência não é tão simples como a medição de corrente, pois não há métodos diretos para se medir o valor de resistência no sistema de soldagem. Assim, um método indireto deve ser usado, como mostra a Eq. 2.3. Substituindo a Eq. 2.3 na Eq. 2.2, e expressando a potência na forma instantânea, obtêm-se a Eq. 2.4.

$$R = \frac{V}{I} \quad (2.3)$$

$$P(t) = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n V(k) * I(k) \quad (2.4)$$

A potência instantânea medida por meio de instrumentação é de fato composta por duas componentes, potência ativa (P_a) e não ativa (P_{na}). O novo fato é que Wong e Ling (2013) sugerem que o cálculo para se obter a potência do arco deve expurgar a parte não ativa da potência, quando o parâmetro de análise é a transferência de calor para chapa. Explicando os conceitos de Wong e Ling (2013), a potência ativa representa basicamente a potência dissipada na porção resistiva do arco de soldagem, em que a potência elétrica seria convertida em calor. Em contrapartida, a indutância " $L(t)$ " e a capacitância " $C(t)$ " são parcelas da potência elétrica que representam a reatância (P_{na}), de modo a não contribuir para dissipação de energia na forma de calor. Assim, a medição de potência em um arco elétrico de soldagem sem a influência dos efeitos reativos (P_a), seria uma abordagem mais confiável (mesmo que a parcela capacitiva seja quase desprezível na soldagem na arco).

Wong e Ling (2013) propõe que se possa mensurar a resistência do sistema de soldagem considerando a influência da capacitância e indutância, representadas pela impedância equivalente do sistema " $Z_{in}(t)$ ". Ela é obtida pela Transformada de Hilbert dos sinais de tensão e corrente adquiridos simultaneamente durante a soldagem. Convencionalmente, o processamento do sinal de " $Z_{in}(t)$ " é realizado aplicando-se a transformada de Fourier nos sinais adquiridos para se calcular o resultado no domínio da frequência. Entretanto, a desvantagem é que o resultado não reflete a impedância em tempo real. A transformada de Hilbert de um sinal no domínio do tempo " $x(t)$ " (em que " x " é a variável de análise) reproduz o sinal original em sua forma analítica ($x(t) = x(t) + jh[x(t)]$). Embora o sinal analítico seja definido como uma função de grandeza " $A(t)$ " e uma função de fase instantânea " $\theta(t)$ ", a transformada de Hilbert é diferente da transformada de Fourier de um sinal " $x(t)$ " no seu domínio complexo, representado no domínio da frequência " $x(\omega)$ ". A principal diferença é que magnitude e fase são funções do tempo, o que significa que a transformada de Hilbert fornece a informação dos sinais variando com o tempo. Essa característica é importante para obter " $Z_{in}(t)$ ", pois é capaz de fornecer as propriedades do circuito de soldagem variantes no tempo. Assim, " $Z_{in}(t)$ " pode ser representado na forma complexa, sendo constituído de uma parcela real " $Z_r(t)$ " e uma parcela imaginária " $Z_x(t)$ ". Esta última reflete as porções indutiva " $L(t)$ " e capacitiva " $C(t)$ " do circuito

Em síntese, Wong e Ling (2013) baseiam seu raciocínio sobre os erros incorridos por se utilizar a lei de Ohm para se calcular a potência, já que o comportamento físico de um sistema de soldagem não pode ser descrito como um fenômeno estritamente resistivo. Ao se calcular a potência pela Eq. 2.4, a parcela indutiva estaria sendo incorporada no cálculo,

embora a conversão de energia elétrica em calor por esta parcela não seja direta como um efeito resistivo (efeito Joule). Assim, aplicando a transformada de Hilbert, a porção indutiva poderia ser subtraída da potência total (P_t) e uma representação mais realista de potência representaria o calor transferido para a chapa, a potência ativa (P_a). Em alguns processos de soldagem, em que a variação de corrente é proeminente (MIG/MAG ou TIG pulsado, MIG/MAG curto circuito, entre outros) o peso da potência não ativa (P_{na}) pode ser significativo.

2.6 Processo TIG com constrição catódica

Os eletrodos no processo TIG são feitos de materiais refratários que são capazes de suportar as altas temperaturas de trabalho, mantendo sua integridade. Quando submetidos à polaridade negativa, são capazes de emitir elétrons a temperaturas relativamente altas, mecanismo denominado emissão termiônica. Lima (2001) e Andrade (2013) observaram que o efeito termiônico ocorria quando uma energia térmica superior à função trabalho (suficiente para remover um elétron) excitavam elétrons que escapavam do material, formando uma nuvem eletrônica ao redor deste. Quando submetido a uma diferença de potencial, inicia-se a passagem da corrente termiônica, eliminando-se a nuvem e implicando na emissão de novos elétrons. Esta quantidade de elétrons emitidos representa a densidade de corrente na mancha catódica, sendo uma grandeza fundamental a ser determinada no efeito termiônico. Richardson-Dushman formulou a equação Eq. 2.5, que permite quantificar esta densidade de corrente, onde “J” é a densidade de corrente (A/mm^2), “A” é a constante de Richardson ($A/[m^2K^2]$), que depende do material, da temperatura e da contaminação da superfície do eletrodo, “T” é a temperatura do eletrodo (K), “e” é a carga do elétron (C), “ ϕ ” é a função trabalho do material em função da temperatura (eV) e “kB” é a constante de Boltzmann (J/K).

$$J = AT^2 e^{\frac{e\phi}{k_b T}} \quad (2.5)$$

Por meio da Eq.(2.5) é possível entender, da melhor maneira, a importância do eletrodo no processo de soldagem TIG, pois, mostra que a densidade de corrente depende do material, da temperatura e da contaminação da superfície do eletrodo. Da Cruz e Scotti (2013) realizam um estudo importante acerca da emissão termiônica, relacionado aos materiais que compõe o eletrodo, mostrando também a importância da dopagem destes por elementos que reduzem a função trabalho, permitindo que o eletrodo emita termiicamente a temperaturas menores, conservando sua afiação, garantindo maior durabilidade e até

modificando densidade de corrente do eletrodo, como é mostrado também no trabalho de Sadek et al.(1990).

Sadek; Ushio; Matsuda (1990) e Savage; Nippes; Agusa (1979), mostraram que a superfície do eletrodo no processo de soldagem TIG é dividida em áreas com funções distintas, quando em processo, sendo a Região (A) correspondente à zona de emissão de elétrons, (B) a zona de vaporização de óxidos e (C) a zona deposição de óxidos, conforme a Fig. 2.22.

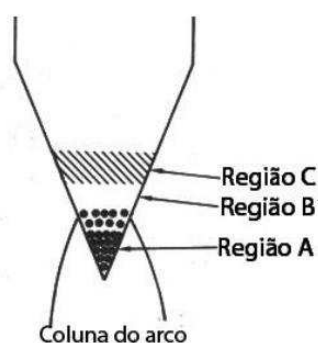


Figura 2.22 - Regiões que compõem um arco de soldagem no processo TIG (SADEK; USHIO; MATSUDA, 1990)

Novos desenvolvimentos em tochas TIG têm como foco principal o eletrodo em especial sua sobre a região (A) da Fig. 2.22, destacada por ser a zona de emissão dos elétrons responsável pelas propriedades resultantes do arco de soldagem (densidade de corrente, pressão, perfil de temperatura e estabilidade). O trabalho de Schnick et al.(2010) mostra que um sistema de refrigeração mais eficiente focado no cátodo, é capaz de limitar a superfície térmica emissora de elétrons (Região (A)), constringindo a área suficiente para emissão termiônica, aumentando, desta forma, a densidade de corrente. A Fig. 2.23 esquematiza como se dá a constrição catódica segundo os desenvolvedores de tocha, e sua influência sobre a penetração.

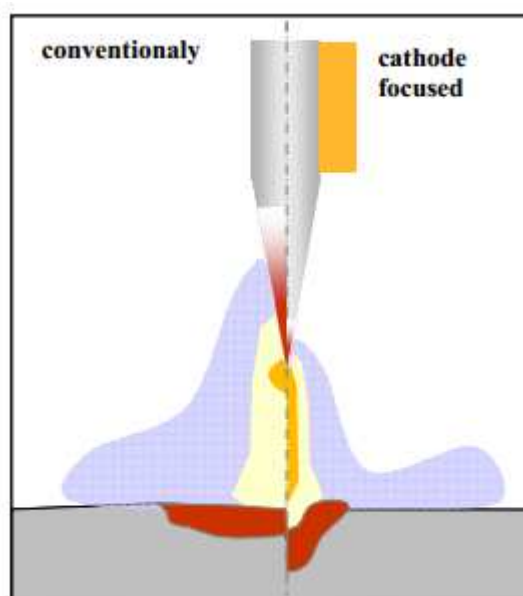


Figura 2.23 - Princípio de constrição do cátodo para o processo TIG. (SCHNICK ET AL., 2010)

De acordo com os trabalhos de Schnick et al.(2010) e Lohse et al.(2013), um sistema de refrigeração focado no cátodo reduz substancialmente a temperatura no eletrodo durante o tempo de arco aberto, ocasionando o aumento do campo elétrico e a transferência de cargas, a fim de garantir a conservação da corrente elétrica. Schnick et al.(2010) cita que íons são recombinados na ponta do eletrodo, causando um forte aquecimento.

Schnick et al.(2010) também simulou numericamente como se dava a constrição catódica, comparativamente entre a tocha “Infocus” e uma tocha convencional TIG, resultando em maior temperatura no centro do arco e um eletrodo mais frio. Contudo, torna-se difícil comparar, já que os eletrodos são diferentes, tanto em dimensão quanto em geometria da ponta, afetando as propriedades do arco TIG, como mostra o estudo realizado por Jarvis (2011). As simulações numéricas e resultados para pressão e tensão do arco das duas tochas são mostrados nas Figuras 2.24 e 2.25. É possível perceber a diferença entre os resultados obtidos. Os autores do estudo apontam tais diferenças à constrição catódica do arco na tocha “Infocus”, conseguindo até 60% mais densidade de corrente que uma tocha convencional TIG. No entanto, não foram especificados valores de diâmetros de eletrodos utilizados nos ensaios.

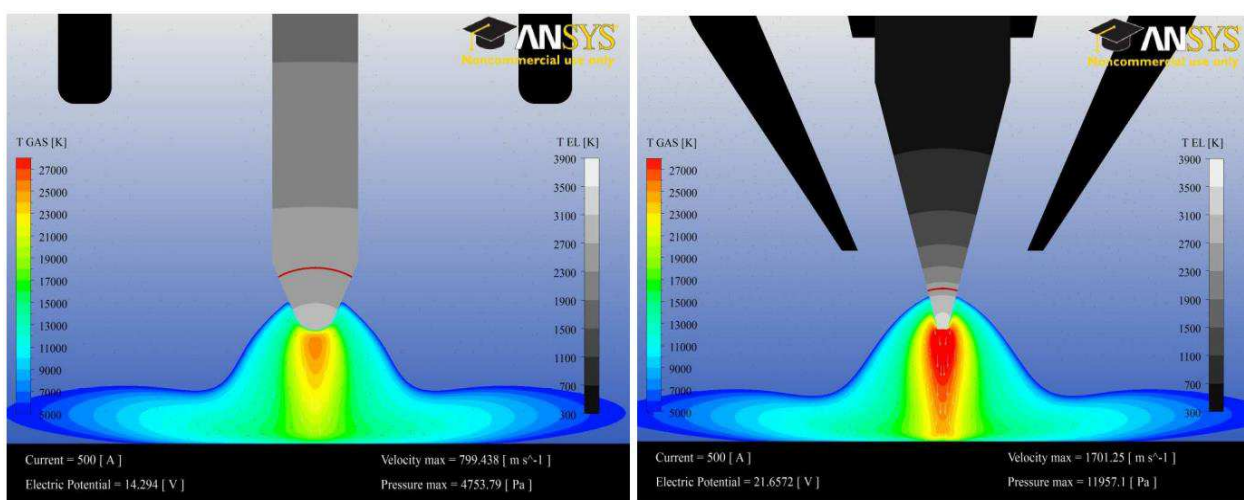


Figura 2.24 - Simulação numérica da temperatura do arco e o cátodo para uma tocha convencional TIG e a tocha “Infocus” com 500 A em argônio. (SCHNICK ET AL., 2010)

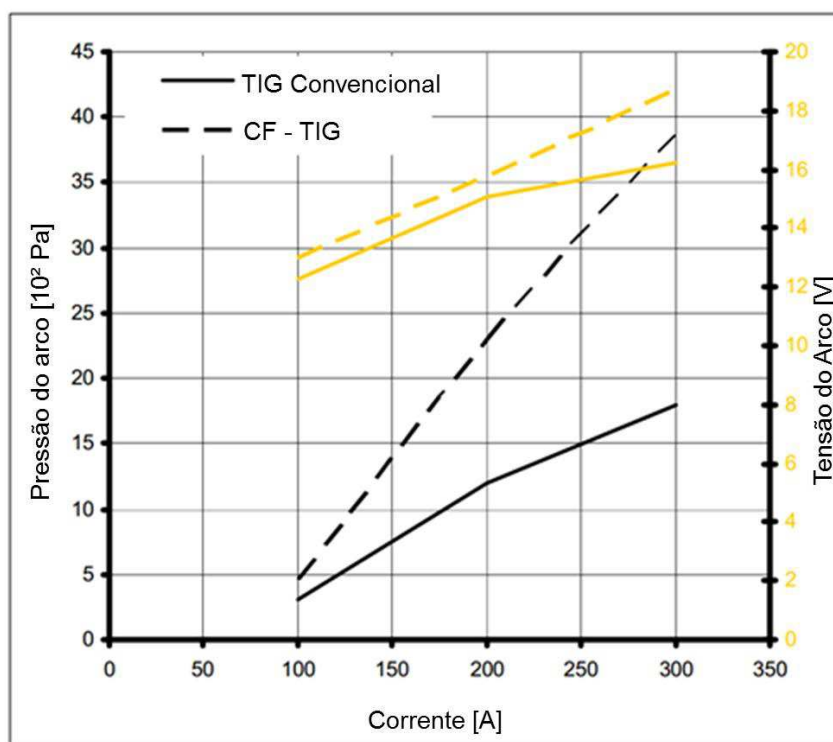


Figura 2.25 - Medida da pressão do arco e tensão em função da corrente para o TIG convencional e a tocha “Infocus” (ângulo de afiação 30°, 5 mm de DEP, 12 l/min Ar, EWLa-1.5). (SCHNICK ET AL., 2010)

CAPÍTULO III

METODOLOGIA E EQUIPAMENTOS

3.1 Metodologia

A formação do cordão no processo TIG é uma questão relacionada a parâmetros interdependentes, ou seja, dificilmente se consegue avaliar a influência de um parâmetro desprezando a influência dos demais. Desta forma, todo o trabalho foi conduzido de maneira a variar o menor número possível de parâmetros, possibilitando observar suas consequências quanto ao que se deseja avaliar. Para maior alcance dos resultados, o trabalho foi conduzido em três etapas.

Na primeira etapa, procurou-se avaliar a capacidade de se aumentar a penetração em alta corrente através de mudanças paramétricas, ou seja:

- a) Atuando sobre parâmetros básicos da soldagem TIG, como nível de corrente, tipo de gás de proteção, ângulo de ataque da tocha e velocidade de soldagem (em corrente contínua):
 - a.1 Variar a corrente de soldagem, mantendo-se constantes os demais parâmetros;
 - a.2 Adicionar hidrogênio ao gás de proteção em teores de 2% e 5%, mantendo-se os demais parâmetros constantes;
 - a.3 Variar o ângulo de ataque da tocha, mantendo-se os demais parâmetros constantes;
 - a.4 Variar velocidade de soldagem e corrente, mantendo-se a mesma energia de soldagem.

- b) Atuando sobre os parâmetros de pulsação da corrente, como corrente de pulso (I_p) e corrente de base (I_b) mas mantendo a mesma corrente média, e de frequência de pulsação (freq.), mantendo os tempos de pulso e base iguais.

Para a segunda etapa foi proposto um estudo sobre a influência da refrigeração do eletrodo na constrição do arco TIG, visando aumentar a eficiência na fusão. Para tal análise, foi construída uma tocha que permitisse maior refrigeração do eletrodo quando comparada a uma tocha convencional. Foi efetuado o comparativo de desempenho para as duas tochas em três níveis de corrente, analisando área de acoplamento do arco na ponta do eletrodo de Tungstênio, penetração do cordão de solda, e filmagem em alta velocidade dos arcos elétricos.

Para finalização do trabalho, foi proposto como terceira etapa um estudo aplicado para soldagem de chapas finas em alta corrente. Os testes foram realizados em corrente constante. A proposta metodológica foi:

- a) Avaliar o posicionamento da tocha para soldagem de filete horizontal em chapas sobrepostas, variando-se sistematicamente a combinação de parâmetros, a saber, afastamento da tocha ("X"), ângulo de posicionamento (" θ "), distância eletrodo peça ("DEP"), para uma boa formação de cordão de solda;
- b) Variar os valores de corrente e velocidade de soldagem para se conseguir uma boa formação de cordão de solda;
- c) Variar corrente e velocidade de soldagem para encontrar os limites do processo;
- d) Verificar a influência do acréscimo de hidrogênio (teores de 5%, 10% e 15%) no gás de proteção, buscando-se aumentar a velocidade de soldagem;
- e) Levantar as faixas operacionais para a soldagem nas condições propostas, para diferentes composições do gás de proteção, a saber, Argônio Puro, Ar + 5% H_2 e Ar + 10% de H_2 .

3.2 Equipamentos

3.2.1 Fonte de Soldagem

Para realização dos testes, utilizou-se uma fonte de soldagem eletrônica multiprocesso, com capacidade de operação nos processos TIG (convencional ou pulsado), MIG/MAG e eletrodo revestido. Essa fonte de soldagem modelo MTE DIGITEC 600 (Fig. 3.1) permite, por meio de um teclado e um display de cristal líquido, a manipulação das variáveis de forma simples e prática. Os dados técnicos referentes a esta fonte são mostrados na Tab. 3.1.



Figura 3.1 - Fonte de Soldagem MTE Digitec 600

Tabela 3.1 - Especificações Técnicas da Fonte MTE Digitec 600

Corrente máxima	550 A
Tensão em vazio	70 V
Alimentação	220, 380, 440 V 3~
Dimensões	500 x 600 x 900 mm
Peso	180 kg

3.2.2 Unidade de Refrigeração

A unidade de refrigeração utilizada durante a realização dos testes foi a Mecalor MCA-3-RI de condensação a ar ambiente, com capacidade nominal de 3.000 kW/h, mostrada na Fig. 3.2. A temperatura regulada para as etapas 1 e 3 foi 21°C. Já para a etapa 2 foi regulada uma temperatura de 10°C.



Figura 3.2 - Unidade de Refrigeração Mecalor

3.2.3 Tocha de Soldagem

A Tocha TIG utilizada para todos os testes deste trabalho foi a TIG AUT 27B Binzel Abicor, capaz de trabalhar com até 500 A e com todos os diâmetros de eletrodos disponíveis no mercado, mostrada na Fig. 3.3.



Figura 3.3 - Tocha de Soldagem 27b Binzel Abicor

3.2.4 Mesa para movimentação da tocha

Para a realização dos ensaios com o processo TIG, foi utilizada uma mesa de coordenadas XY, com regulagem da inclinação da tocha para possibilitar a soldagem de filete horizontal, comandada por uma interface por onde se configura a velocidade de soldagem e a trajetória através da marcação de pontos. O sistema utilizado para movimentação da tocha é mostrado na Fig. 3.4. Como as soldas foram lineares, utilizou-se apenas o eixo Y.

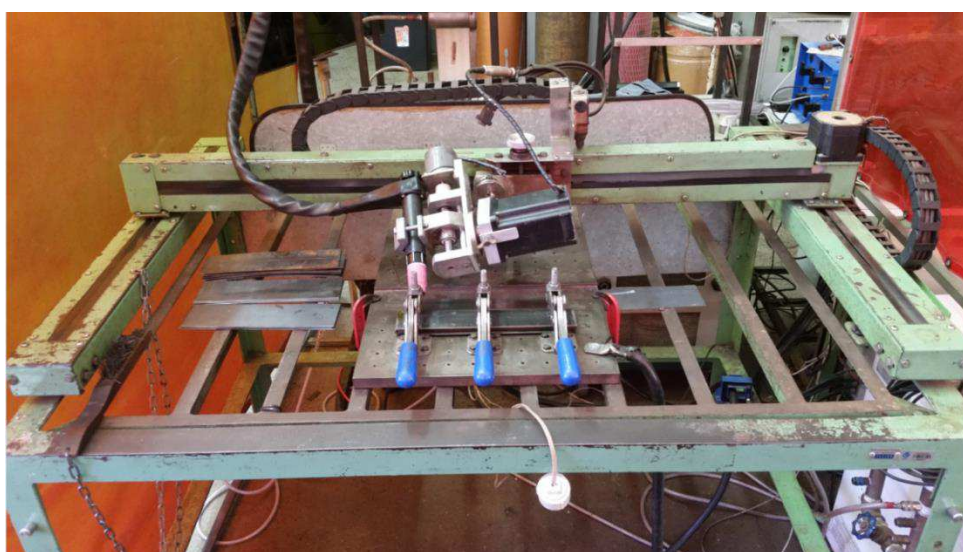


Figura 3.4 - Mesa de Coordenada XY

3.2.5 Sistema de aquisição de Sinais Elétricos

A aquisição de sinais de corrente e tensão de soldagem foi realizada por meio de transdutores de corrente do tipo hall (modelo HTA 600-S da marca LEM), envolvendo o cabo terra, divisor de tensão, sistema de condicionamento de sinais, placa de aquisição e software para o controle da aquisição.

Esse sistema captura os dados durante a soldagem, registrando-os em arquivos em forma de texto. Este arquivo deve ser carregado por um programa que interpreta os dados e é capaz de gerar seu gráfico. Para o tratamento do sinal de corrente enviado pelo sensor de efeito Hall e da tensão de soldagem provindo da tocha foi utilizado um sistema condicionador de sinais (MACHADO, 2011), implementado pelo Laprosolda (Fig. 3.5). A placa de aquisição é da fabricante National Instruments e modelo NI USB-6009. Este recebe os sinais provindos do condicionador de sinais e os registra conforme programado pelo software.

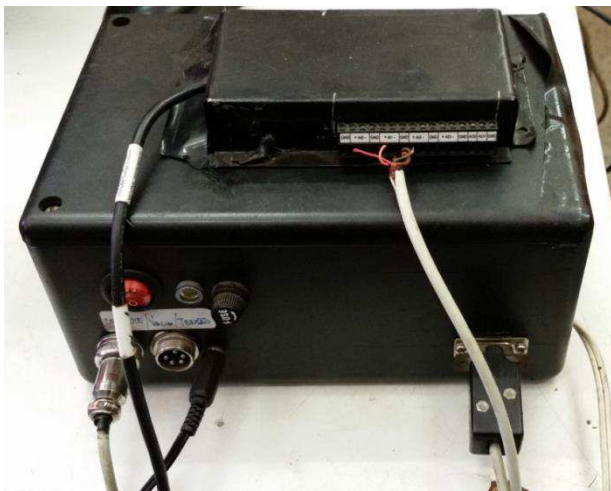


Figura 3.5 - Condicionador de Sinais e Placa NI USB-6009

Os sinais são adquiridos por meio de frequência e tempos de aquisição pré-selecionados no ambiente do programa de aquisição (Fig. 3.6). Todos os sinais foram adquiridos na frequência de 5 kHz e o tempo de aquisição é calculado com base na velocidade de soldagem e na distância junta a ser soldada.

A geração dos oscilogramas por meio dos dados registrados em formato de texto foram realizados pelo software “OriginPro® 8.0”, que permite abrir, manipular, sincronizar e tratar os dados gravados pelo programa de aquisição.

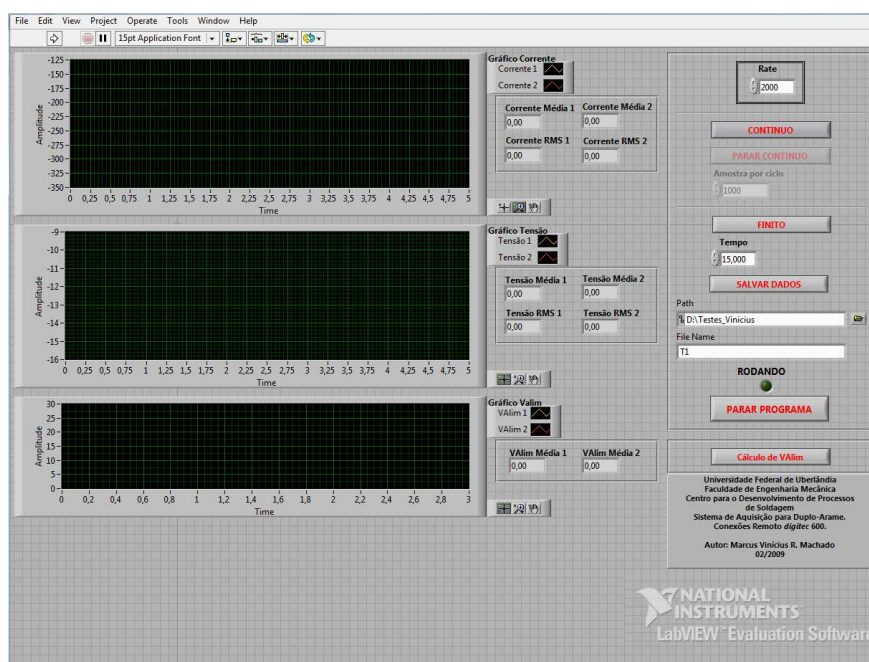


Figura 3.6 - Interface do Programa de Aquisição



Figura 3.7 - Detalhe de instalação do transdutor para medição de corrente - sensor Hall

3.2.6 Misturador de Gases

Para obter as misturas gasosas, foi utilizado um misturador de gás (Fig. 3.8). Este equipamento possui quatro rotâmetros com faixas de vazão sequenciais e uma câmara de mistura posicionada na saída dos rotâmetros. Os rotâmetros devem ser utilizados de acordo com as proporções dos gases a serem misturados, de forma a evitar um estouro de escala, sendo que, ajustando a vazão de cada gás pelo respectivo rotâmetro, se consegue a mistura final desejada na câmara de mistura. A mistura realizada ainda passa por uma nova câmara de mistura que possui paredes defletoras, induzindo a homogeneização da mistura de gases através da turbulência provocada pelo choque do fluxo gasoso com as paredes.

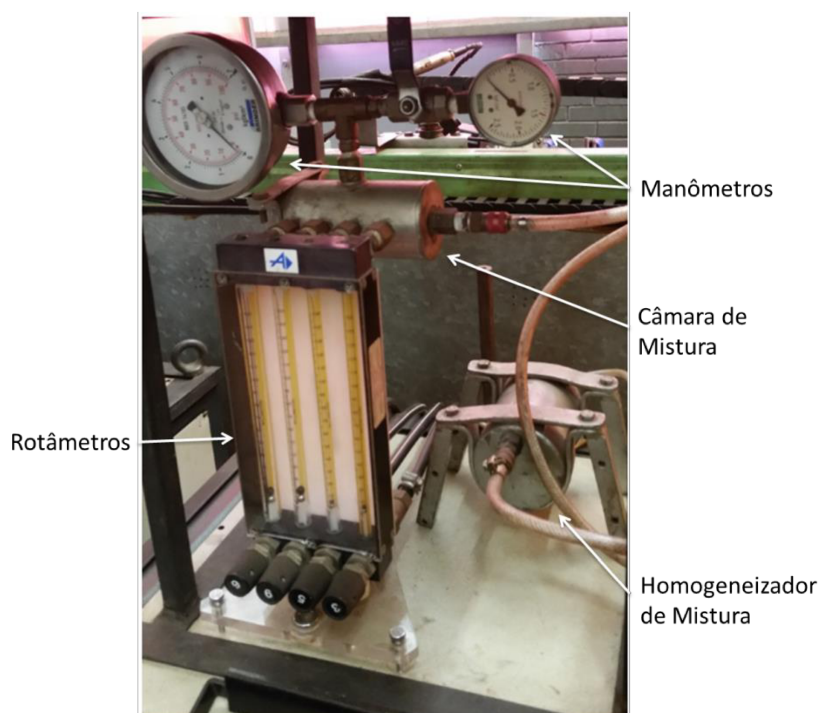


Figura 3.8 - Misturador de Gases

Os valores de ajuste de vazão nos rotâmetros devem ser feitos de acordo com um programa denominado “ROTO BR.xls”, apresentado na (Fig. 3.9). Neste programa, os gases que farão parte da mistura deverão ser escolhidos no Campo 1, respeitando a disposição dos rotâmetros, assim como no equipamento. No campo 2, a temperatura ambiente deverá ser alterada de acordo com um termômetro local. Ainda neste campo, as porcentagens dos gases também devem ser alteradas, como a mistura final desejada. Os valores apresentados no Campo 3 deverão ser regulados nos rotâmetros no equipamento, tomando sempre o valor apresentado pelo flutuador que está mais próximo ao centro da escala. Posteriormente a válvula localizada entre os manômetros deve ser aberta e fechada uma vez. A leitura observada no manômetro menor deve ser alterada no Campo 2, alterando os valores apresentados no Campo 3. Estes valores devem ser regulados novamente pelos rotâmetros do misturador. Este ciclo se repete até que os valores no programa permaneçam inalterados.

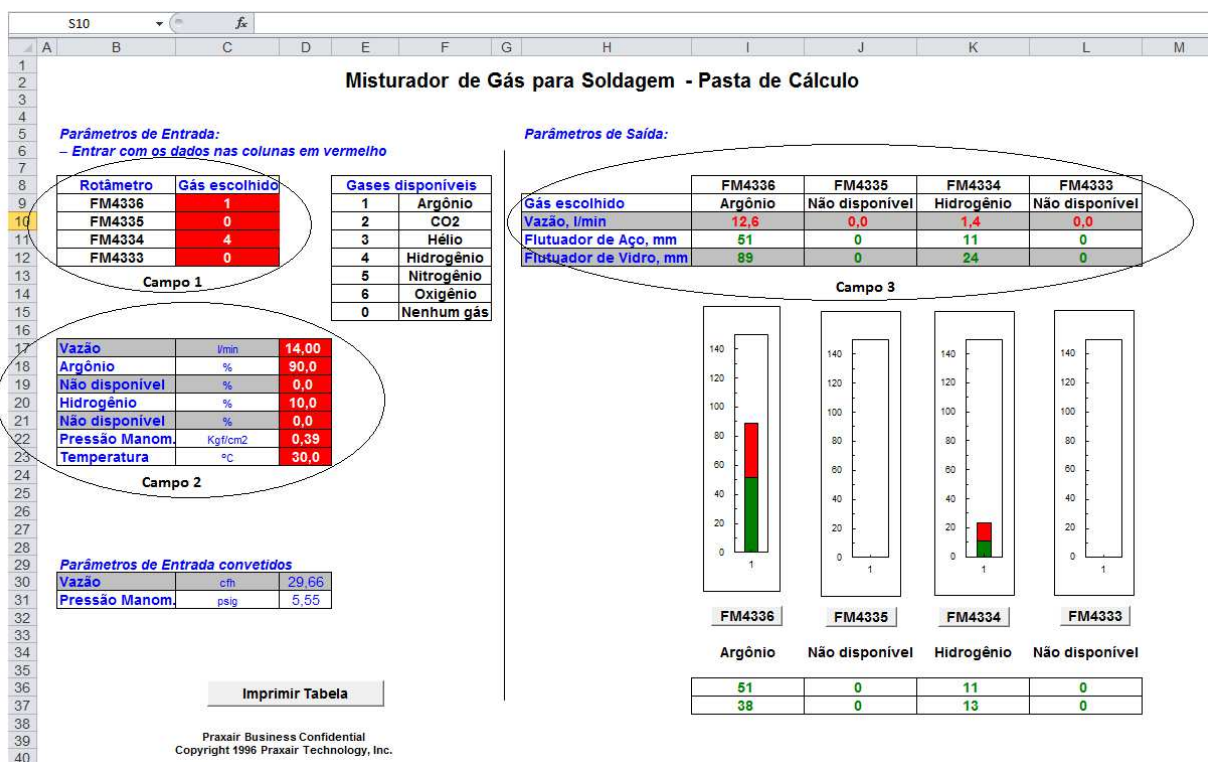


Figura 3.9 - Planilha para calibração do Misturador de Gases

Toda mistura feita pelo misturador foi analisada pelo equipamento “Thermco 9 Range Gas Analyzer model 6900” (Fig. 3.10). Os resultados mostrados pelo analisador apresentaram o bom funcionamento do misturador de gás, já que os valores ajustados correspondiam aos regulados pelos rotâmetros.



Figura 3.10 - Analisador de Gases

CAPÍTULO IV

AVALIAÇÃO DA CAPACIDADE DE AUMENTO DA PENETRAÇÃO EM ALTA CORRENTE

Neste capítulo são apresentados os desenvolvimentos e testes realizados na primeira etapa da metodologia exposta no capítulo 3. É explorada toda a parametrização e sequência de execução das soldas, detalhando-se os problemas encontrados e casos de sucesso. Para estudar a capacidade de se aumentar a penetração, foram realizadas soldagens em chapas de aço comum ao carbono, com dimensões de 198 x 38 x 9,5 mm. Foram usados eletrodos de Tungstênio do tipo E3® (ponta roxa), com 4 mm de diâmetro, ângulo de afiação de 30°. Esta afiação foi escolhida pelo fato de que um menor ângulo resulta em maior área aquecida na ponta do eletrodo, sendo interessante para comparativos entre testes futuros, que almejam também estudar a área de emissão de elétrons na ponta do eletrodo. O eletrodo usado se enquadra na classe EWG da AWS Spec. A5.12M/A5.12:2009 (98,34% W + 1,5% La₂O₃ + 0,08% ZrO₂ + 0,08% Y₂O₃), anunciado como mais resistente ao desgaste do que os eletrodos convencionais. Como proteção foi utilizado Argônio comercial e misturas de Argônio e Hidrogênio a uma vazão de 13 l/min (bocal número 12).

4.1 Efeitos da relação entre corrente e velocidade de soldagem e da presença de Hidrogênio no gás de proteção sobre a formação de cordão

Inicialmente, procurou-se uma velocidade de soldagem que proporcionasse um cordão com aspecto adequado para a corrente de 350 A. Em velocidades acima de 12 cm/min não foi possível obter cordões com bom aspecto superficial devido ao aparecimento de *Humping*, descontinuidade ocorrente em altas velocidades de soldagem, como mostra a Fig. 4.1.

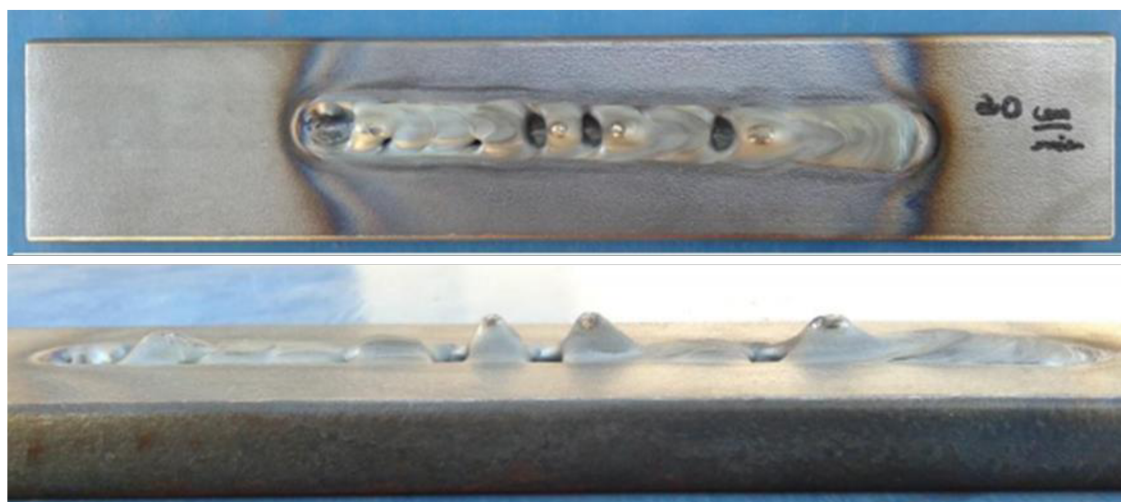


Figura 4.1 - Cordão com aspecto de *Humping*

Considerando a velocidade de soldagem de 12 cm/min como ponto de partida, a corrente foi variada em níveis superior e inferior a 350 A, para confirmar a manutenção da adequabilidade do cordão. Ainda para verificar o efeito de outros parâmetros sobre a penetração, foram propostos testes modificando-se o ângulo de ataque da tocha e o gás de proteção. Para o último, foi avaliada a presença de hidrogênio em dois teores (2% e 5%) adicionados ao argônio no gás de proteção. A sequência de testes, realizada em corrente constante, é mostrada na Tab. 4.1.

Tabela 4.1 - Planejamento experimental para estudar a ação da intensidade de corrente e presença de Hidrogênio no gás de proteção

Teste	I [A]	V _{sold} [cm/min]	Gás	Inclinação da Tocha
1	250	12	Ar Puro	Perpendicular
2	350	12	Ar Puro	Perpendicular
3	450	12	Ar Puro	Perpendicular
4	350	12	Ar Puro	5° Empurrando
5	350	12	Ar Puro	5° Puxando
6	350	12	98% Ar + 2% H ₂	Perpendicular
7	350	12	95% Ar + 5% H ₂	Perpendicular

Testes complementares são apresentados Tab. 4.2, quando foram mantidas constantes a razão corrente-velocidade de soldagem (350 A/12 cm/min = 29, 17), ou seja, com a variação da corrente, variou-se também a velocidade de soldagem para manter aproximadamente a mesma energia, para avaliar o efeito deste fator sobre a geometria do cordão.

Tabela 4.2 - Planejamento experimental para estudar a relação corrente e velocidade de soldagem, mantendo-se aproximadamente a mesma energia de soldagem

Teste	I [A]	V_{sold} [cm/min]	Gás	Inclinação da Tocha
8	250	8,57	Ar Puro	Perpendicular
9	350	12	Ar Puro	Perpendicular
10	450	15,43	Ar Puro	Perpendicular

Os testes realizados mostraram bons aspectos superficiais para os cordões de solda resultantes, independentemente da energia de soldagem utilizada. A presença de Hidrogênio na mistura do gás de proteção produz uma excelente aparência do cordão, principalmente com a concentração de 2% de H_2 na mistura, como mostra a Fig. 4.2. A Figura 4.3 apresenta a seção transversal das soldas para os testes das Tabelas 4.1 e 4.2, retiradas da região intermediária da solda resultante.



Figura 4.2 Aspecto superficial do cordão de solda com proteção gasosa Ar+2% H_2

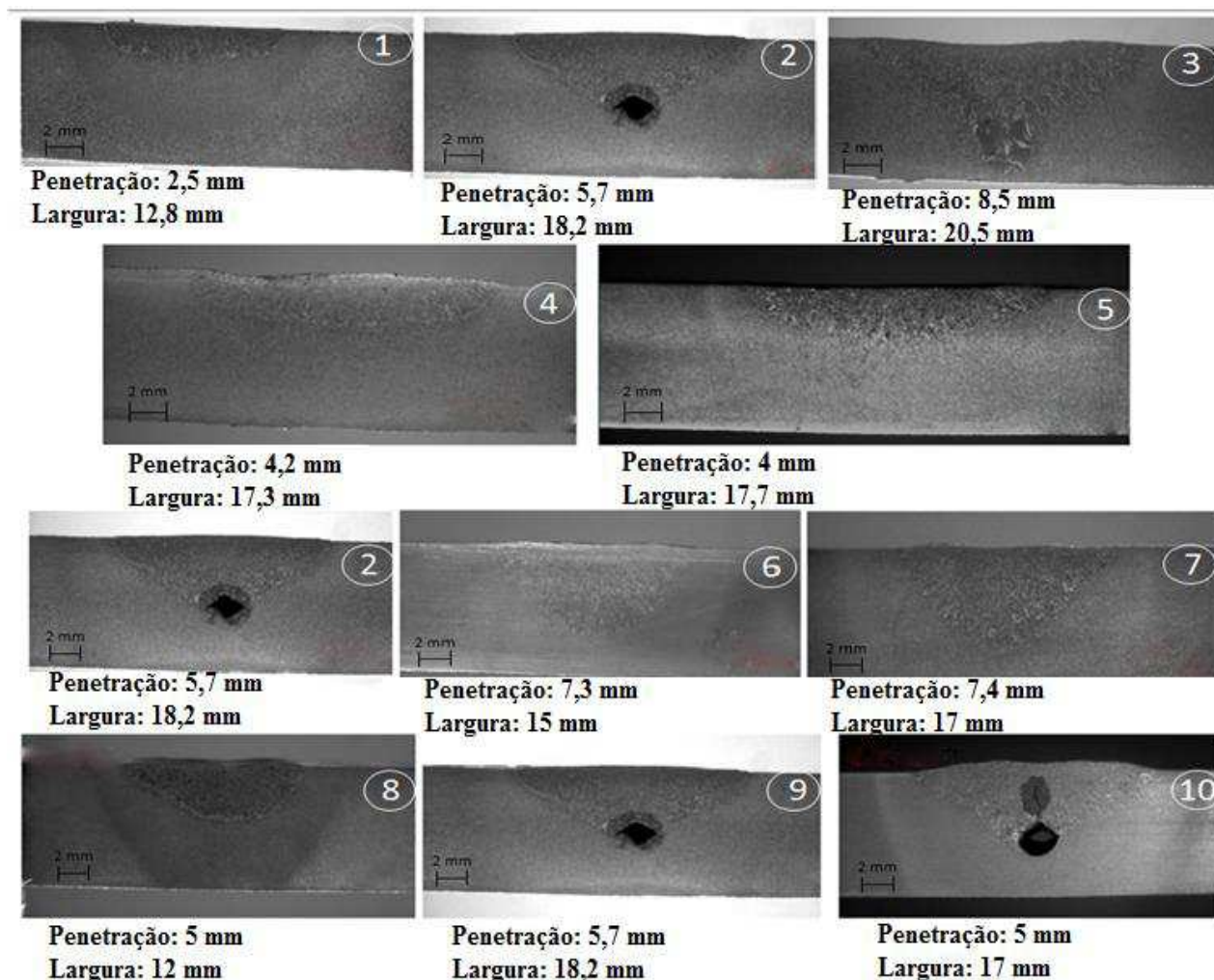


Figura 4.3 - Seções transversais das soldas referentes aos testes 1 a 10.

Do ponto de vista da penetração, foco desta etapa, percebe-se que para se obter uma máxima penetração será necessário o aumento da corrente para uma mesma velocidade de soldagem, explicado pela maior energia de soldagem e, conseqüentemente, maior calor imposto resultante. Mas verifica-se também que com o aumento da penetração há um aumento da largura, o que não é a princípio desejado. Esta é a razão de se procurar para uma mesma corrente parâmetros que possam favorecer a penetração sem aumentar a largura (é desejável buscar parâmetros no processo TIG para aproximar a um arco constrito assim como nas tochas modernas do tipo Force TIG ou K-TIG).

Ao analisar os testes (8, 9 e 10), nos quais foi mantida constante a razão corrente-velocidade de soldagem, aumentando-se a corrente, verifica-se que as penetrações nos três casos alcançam valores próximos (por volta de 5 mm), apesar do aumento da largura do cordão com o aumento da corrente. O uso de H₂ no gás de proteção (Fig. 4.2) já mostrou ser

importante, quando para a mesma corrente média fez aumentar a penetração significativamente (em quase 28%) sem aumentar a largura (pelo contrário, reduziu a largura, indicando uma maior concentração do arco).

Pode-se perceber que, para a espessura de chapa utilizada, a corrente de 350 A foi usada com padrão, frente à penetração mediana alcançada (que permitiria se verificar o efeito de outros parâmetros sobre a penetração). Entretanto uma cavidade na raiz do cordão se tornou aparente para este nível de corrente. Neste sentido, os testes com inclinação de tocha de 5° mostraram ser possível anular a cavidade, mas à custa da redução dos níveis de penetração, não sendo interessante esta prática.

Foi analisado também juntamente à execução dos testes o desgaste do eletrodo especial EA3®. Pelos testes iniciais, o desgaste do eletrodo não foi um fator relevante quanto ao aumento da corrente (para um período de soldagem de cinquenta segundos). Pode-se visualizar na Figura 4.4 que o desgaste é mínimo.



Figura 4.4 - Avaliação visual do desgaste dos eletrodos EA3® para um tempo de 50 s de soldagem TIG, conforme parâmetros 1, 2 e 3, respectivamente da esquerda para direita

4.2 Efeito da Pulsção de Corrente: aumento da corrente eficaz para uma mesma corrente média

A fim de somar informações aos resultados obtidos na seção 4.1, procurou-se avaliar a influência na modificação de mais alguns parâmetros sobre as características do cordão. Em um primeiro momento, considerou-se uma corrente de 350 A e velocidade de soldagem 12 cm/min como padrão, devido à penetração média obtida em testes anteriores, representando um bom comparativo para testes futuros. Desta forma, foi proposto estudar o efeito da pulsação de corrente sobre a geometria do cordão, mantendo-se a corrente média constante (350 A). Desta forma, foram variados níveis de corrente de pulso e base juntamente à frequência de pulsação, conforme a Tab. 4.3.

Tabela 4.3 - Sequência de testes para pulsação em corrente média de 350 A

Teste	I [A]		Tempo de Base [s]	Tempo de Pulso [s]	Frequência [Hz]	V _{solid} [cm/min]	Gás de Proteção
	Base	Pulso					
1	-	350	-	-	-	12	100% Ar
2	300	400	0,1	0,1	5	12	100% Ar
3	200	500	0,1	0,1	5	12	100% Ar
4	200	500	0,05	0,05	10	12	100% Ar

As Figuras 4.5 e. 4.6 mostram aspectos superficiais cordões para os testes 1, 2, 3 e 4 da Tabela Tab. 4.3, onde, comparativamente a um cordão feito com corrente constante (teste 1), variou-se o ΔI (testes 3 e 4 em relação a 2) ou a frequência de pulsação (teste 3 em relação ao teste 4). Os cordões soldados a uma pulsação de 5 Hz apresentaram um bom aspecto superficial do cordão assim como o teste com corrente contínua. O teste 4 apresentou cordão com presença de descontinuidades, caracterizadas por um rechupe acentuado na cratera do cordão de solda (talvez pela imposição incorreta da rampa de descida da corrente) . Pela Tabela 4.4, verifica-se que as correntes médias dos testes 1, 2, 3 e 4 foram as mesmas, mas a corrente eficaz cresceu quando se aumentou a corrente de pulso e diminui a corrente de base para manter a mesma corrente média. Entre os testes 3 e 4, tanto a corrente média como a RMS foram iguais, pois foi variada apenas a frequência de pulsação. A Tab. 4.4 apresenta os valores de corrente e tensão adquiridos durante os testes.

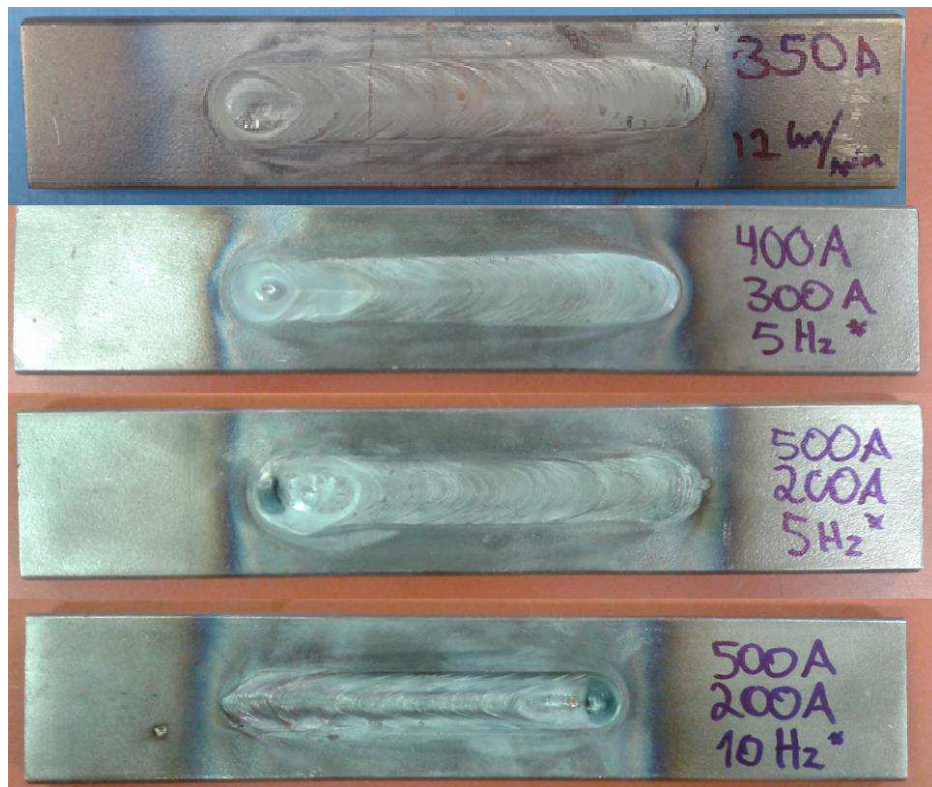


Figura 4.5 - Vista superficial dos cordões de solda referentes aos testes 1, 2, 3 e 4 (corrente média constante 350 A), respectivamente de cima para baixo



Figura 4.6 - Vista lateral dos cordões de solda referentes aos testes 2, 3 e 4 (corrente média constante 350 A) respectivamente de cima para baixo

Tabela 4.4 - Valores de Corrente e Tensão monitorados referente aos testes da Tab. 4.3

Teste	V_m [V]	V_{rms} [V]	I_m [A]	I_{rms} [A]
1	14,7	14,7	334,3	334,4
2	15,2	15,3	335,0	338,4
3	16,3	16,5	334,2	364,0
4	16,4	16,7	334,6	363,8

Ressalta-se que, por meio dos valores de tensão e corrente obtidos pela aquisição, os valores regulados no painel da fonte não correspondem ao valor real fornecido por esta durante a execução dos testes. Os gráficos de aquisição para estes testes são apresentados no Apêndice 1.

A Figura 4.7 mostra os aspectos geométricos dos cordões para todos os testes conforme a Tab. 4.3 através de suas seções transversais, retiradas da região intermediária da solda resultante. A Tabela 4.5 quantifica tais dimensões. Desta forma, é possível uma análise comparativa para a penetração, zona afetada pelo calor e largura do cordão.

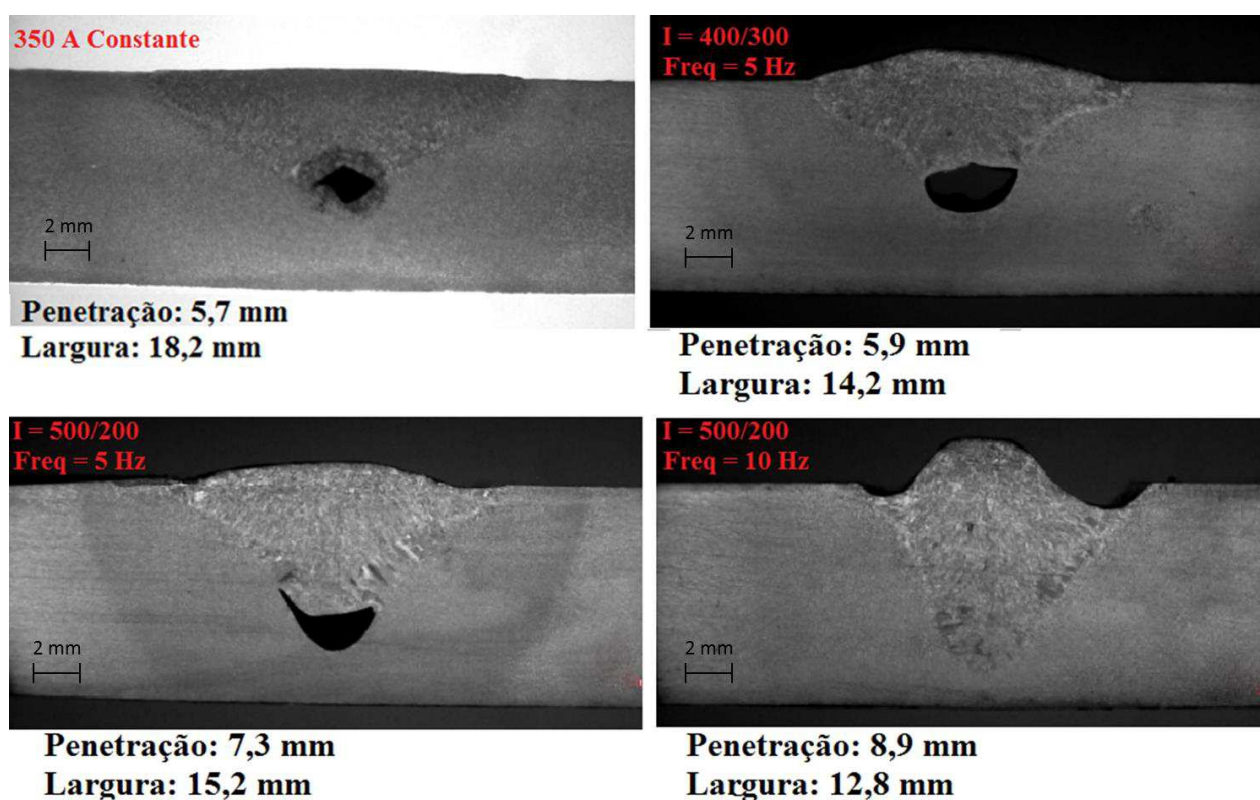


Figura 4.7 - Seção transversal das soldas referentes aos testes da Tab. 4.3

Tabela 4.5 - Valores de penetração, largura e zona fundida para os cordões de solda

Teste	Penetração [mm]	Largura do Cordão [mm]	Zona Fundida [mm ²]
1	5,7	18,2	58,5
2	5,9	14,2	46,3
3	7,3	15,2	52,0
4	8,9	12,8	55,6

Pelos testes com pulsação de corrente (2, 3, 4, comparativamente ao 1) nota-se que uma maior corrente eficaz (maior valor de pulso ajustado para a mesma corrente média) resulta em aumento da penetração na solda e diminuição sucinta da largura do cordão. Pode-se avaliar tal fato de forma que a ação mecânica da pressão do arco no momento do pulso de corrente (corrente de pulso) sobre o metal líquido é mais significativo de que o efeito do valor eficaz da corrente, já que, quando se aumenta a frequência de pulsação a uma mesma tensão e corrente eficazes (teste 3 em comparação ao teste 4), nota-se um aumento significativo da penetração e uma diminuição da largura do cordão.

Percebe-se também que, juntamente ao aumento na frequência de pulsação da corrente, as instabilidades na poça de fusão são crescentes, principalmente quando está se trabalhando em alta corrente, já que as propriedades do jato de plasma, como pressão e velocidade são elevadas, podendo influenciar em má formação do cordão de solda.

Juntamente à análise de penetração, procurou-se também avaliar o comportamento da potência do arco frente à variação de parâmetros, como o de pulsação de corrente no processo TIG (valores de pulso/base da corrente e frequência de pulsação). Como visto no Capítulo II, Wong e Ling (2013) propuseram um método para se medir a impedância elétrica do sistema de soldagem e usá-la para calcular a potência do arco elétrico. Este método consiste em obter a impedância do sistema a partir dos sinais monitorados, possibilitando separar as parcelas de resistência e reatância, onde somente a primeira deveria ser considerada para cálculo da potência do arco que efetivamente gerou calor. Desta forma, esse método foi aplicado para os testes da Tab. 4.4, quantificando-se as parcelas ativa e não ativa da potência do arco e avaliando seus pesos sobre a formação do cordão de solda (especificamente zona fundida).

As aquisições de corrente e tensão foram realizadas a uma frequência de 5000 Hz, em um tempo de 35 segundos. O tratamento dos dados e implementação das equações foram realizadas em Matlab®, seguindo a teoria proposta por Wong e Ling (2013). A Tabela 4.6 apresenta os valores calculados para resistência e impedância do circuito de soldagem e cálculo da potência do arco por meio de diferentes metodologias. O valor de R (resistência) é obtido pela média dos valores pontuais de resistência calculados a partir da Eq. 4.1. O valor de Z_r

(impedância resistiva) é obtido pela divisão entre a transformada de Hilbert dos sinais de tensão e corrente respectivamente.

$$R = \frac{\sum_{i=1}^n \frac{V}{I}}{n} \quad (4.1)$$

A “P_{inst}” (potência instantânea), também denominada de potência total (Pt), é calculada pela média dos valores pontuais de tensão e corrente, segundo a Eq. 4.2, em que “n” é o número de valores adquiridos para o par tensão-corrente. Já a “P_{med}” é calculada a partir do produto das médias dos valores de tensão e corrente, segundo a Eq. 4.3. A “P_R” (potência calculada a partir de R) é calculada conforme a Eq. 4.4 e a “P_{Zr}” (potência calculada a partir de Z_r e também denominada de potência ativa “Pa”) é calculada conforme a Eq. 4.5.

$$P_{inst} = \frac{\sum_{i=1}^n V * I}{n} \quad (4.2)$$

$$P_{med} = \frac{\sum_{i=1}^n V}{n} * \frac{\sum_{i=1}^n I}{n} \quad (4.3)$$

$$P_R = \frac{\sum_{i=1}^n R * I^2}{n} \quad (4.4)$$

$$P_{Zr} = \frac{\sum_{i=1}^n Z_r * I^2}{n} \quad (4.5)$$

Tabela 4.6 - Valores obtidos para resistência, impedância e potências do arco elétrico para diferentes métodos, os testes da Tab. 4.3

Teste	R (médio) [Ω]	Z _r (médio) [Ω]	P _{med} [W]	P _{inst} [W]	P _R [W]	P _{Zr} [W]
1	0.0440	0.0440	4923,7	4923,7	4923,7	4924,9
2	0.0461	0.0456	5124,1	5174,7	5174,7	5124,3
3	0.0541	0.0485	5430,7	5910,5	5910,5	5583,1
4	0.0547	0.0491	5494,8	5986,7	5986,7	5658,8

Os gráficos apresentados nas Figuras 4.8 e 4.9 mostram os valores para “Z_r” e “R” em uma pequena fração do tempo que ocorreu a soldagem. É possível perceber as variações entre as duas grandezas tanto para corrente constante (Fig. 4.8) como para corrente pulsada (Fig. 4.9). Atenta-se para este último caso, em que é possível notar a grande diferença entre os valores da

resistência (R) e impedância resistiva (Z_r) durante a transição pulso/base da corrente, na qual “ Z_r ” é sempre menor.

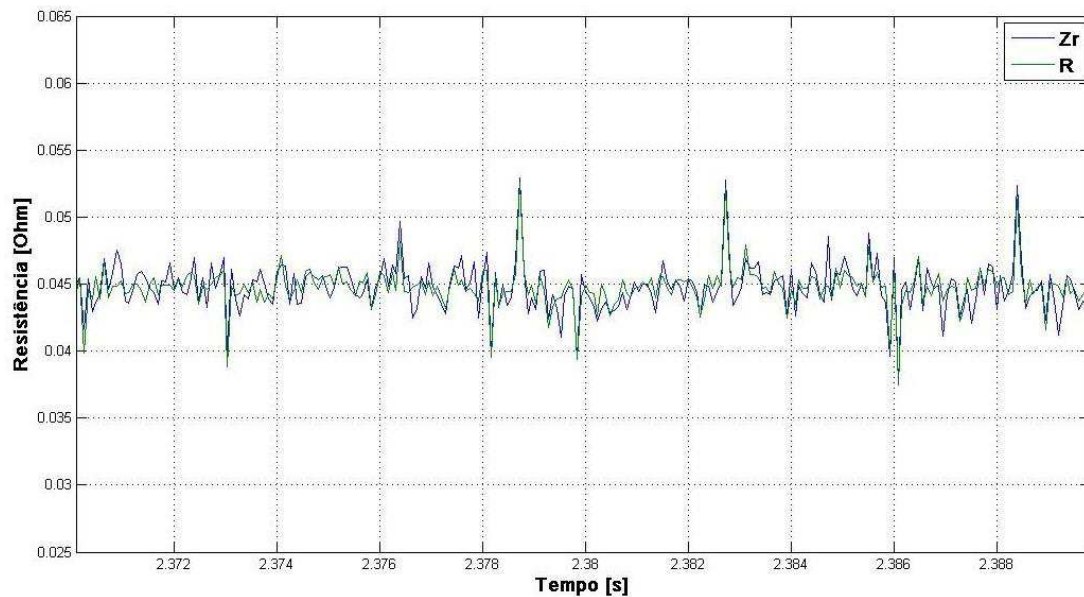


Figura 4.8 - Comparação entre $Z_r(t)$ e $R(t)$ ao longo da soldagem para o teste 1 (corrente constante)

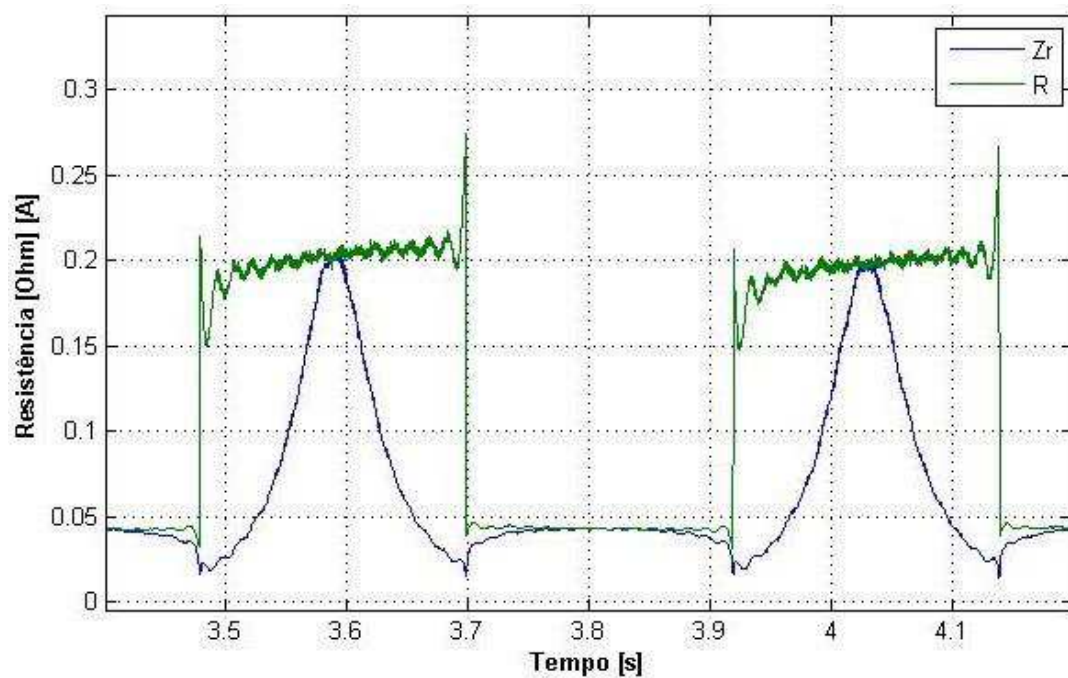


Figura 4.9 - Comparação entre $Z_r(t)$ e $R(t)$ ao longo da soldagem para o teste 3 (pulsção em 5 Hz)

A Figura 4.10 apresenta os valores das potências ativa e total para os testes da Tab. 4.6. Observa-se que não há presença de efeito indutivo para o teste de corrente constante, ou seja, a potência ativa é praticamente a mesma que a potência total. O uso da pulsção de corrente

aumentou o efeito da indutância e, conseqüentemente a diferença entre as potências tornou-se maior quando o ΔI cresceu (teste 2 para o 3). No entanto, para um mesmo ΔI e aumentando a frequência de pulsação (teste 3 para 4), o valores entre as potências foi praticamente as mesmas. As potências totais e ativas variaram de acordo com os parâmetros, mesmo que as correntes médias entre os testes tenham sido as mesmas.

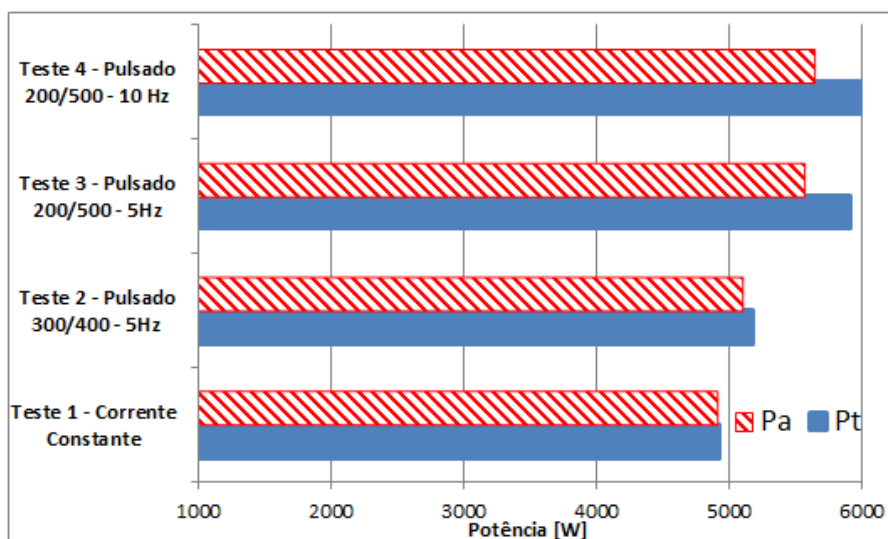


Figura 4.10 - Valores de potência ativa e total para diferentes parametrizações conforme a Tab.4.3, onde Pa = potência ativa e Pt = potência total

Do ponto de vista térmico, seria esperado um aumento da zona fundida quando a potência total fosse maior (se a velocidade de soldagem é a mesma, a potência do arco e a energia de soldagem são proporcionais). Como mostra a Figura 4.11, esta tendência é observada entre os testes 2, 3 e 4 (corrente pulsada), mas é divergente para o teste 1 (corrente constante). Isto pode ser explicado no fato da geometria do cordão não sofrer influência apenas dos efeitos térmicos, mas também pelos efeitos mecânicos (SCOTTI; PONOMAREV, 2008, p.77). No entanto, concentrando as análises para os testes com corrente pulsada, não se consegue avaliar facilmente se é o efeito da potência ativa ou da potência total que está governando a formação do cordão, já que a zona fundida aumenta com o crescimento das duas potências.

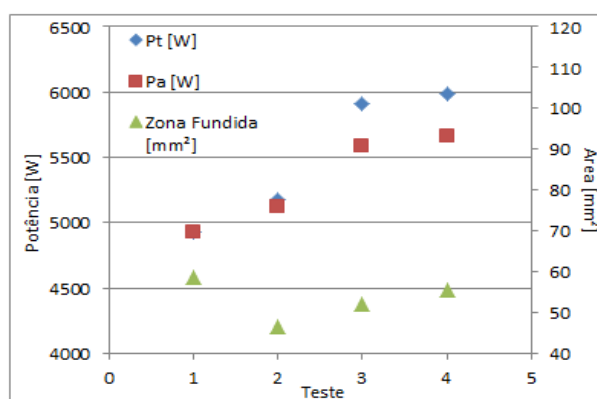


Figura 4.11 - Relação entre zona fundida, potência total (Pt) e potência ativa (Pa) onde ($P_{an} = P_t - P_a$)

Tentando separar o efeito da potência total sobre a zona fundida do cordão de solda, as potências foram normalizadas tomando o teste 1 como referência. As novas áreas da zona fundida foram estimadas na mesma proporção que as variações de potência em relação à potência de referência. É mostrado na Figura 4.12 que para uma mesma potência total e analisando somente as condições pulsadas (teste 2, 3 e 4), as áreas são aproximadamente as mesmas (o pequeno número de experimentos é justificado pelo objetivo da análise apontar tendências claras, não permitindo apontar pequenas diferenças). Aplicando a mesma abordagem para a potência ativa, os resultados se mostraram semelhantes (Fig. 4.12). Portanto, não é possível afirmar claramente se é a potência ativa ou total que está governando a formação do cordão de solda. Por outro lado, não se pode dizer que a potência ativa não tem efeito sobre a geometria do cordão, baseado no mesmo raciocínio de que ela depende de efeitos térmicos e mecânicos (diferentes condições de pulsação apresentam diferentes comportamentos mecânicos).

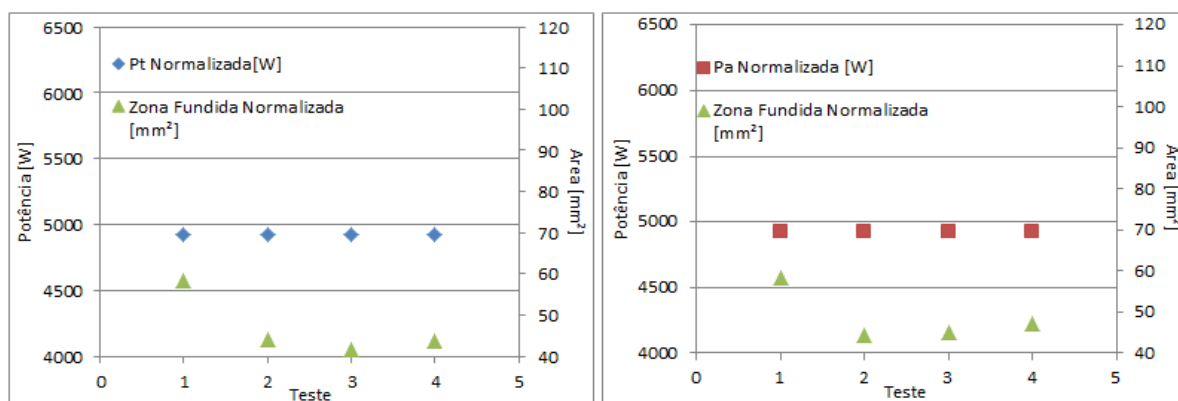


Figura 4.12 - Esquerda: Relação entre zona fundida e potência total (Pt) após a normalização; Direita: Relação entre zona fundida e potência ativa (Pa) após a normalização

4.3 Estudo sobre a cavidade alongada

Foi possível identificar que em grande parte dos testes abordados nos itens 4.1 e 4.2, principalmente com pulsação de corrente, a cavidade alongada estava presente. Desta forma, verificou-se a importância de uma melhor análise sobre a incidência da mesma. Segundo o estudo realizado no item 4.1, observa-se que, em corrente contínua sem pulsação para velocidade de 12 cm/min, a cavidade alongada esteve presente para 350 A (em 250 A e 450 A não houve cavidade). Este fato mostra que existem faixas de corrente na soldagem TIG em que a cavidade se faz presente. Ela está diretamente relacionada à força que o arco impõe sobre a poça de fusão, ou seja, quando o arco escava a chapa fundindo o material, é exercida uma força sobre a poça de fusão que a joga para a superfície da chapa. Pela imposição da gravidade a poça fundida tende a descer e preencher a lacuna escavada pelo arco. Entretanto ela se solidifica antes de chegar ao fundo da cavidade. Uma hipótese para a cavidade não ter ocorrido para o nível de corrente 450 A é o maior volume da poça; embora a força exercida pelo arco seja maior do que nos outros dois níveis de corrente abordados, o material liquefeito tem calor suficiente para preencher toda a lacuna antes de solidificar-se, já que o calor imposto também foi maior.

Não obstante, o fato da pressão do arco escavar a chapa fundindo o material tem influência direta sobre a formação do cordão. Percebeu-se que, aumentando a corrente de pulso na pulsação de corrente, foi possível obter maiores valores de penetração, diretamente relacionado ao maior poder de escavação do arco. Quando isto acontece, há uma maior lacuna devendo ser preenchida pela poça fundida. No entanto, a pressão de vapor poderia estar dificultando o preenchimento da lacuna. Logo, é proposto um estudo sobre a influência da junta para facilitar a saída da pressão de vapor (junta em I). Para este, tomou-se como referência uma corrente média de 250 A e mesma velocidade de soldagem como utilizada no teste 8 da Tab. 4.2, avaliando os resultados sobre a formação do cordão aplicando-se pulsação de corrente em chapas com presença de junta, como mostrado na Tab. 4.7. A superfície reta da junta foi preparada por fresamento. Para garantir o não fechamento da junta durante a soldagem, pontearam-se as chapas ao longo da junta (face raiz) com espaçamento de 30 mm, por eletrodo revestido de classe AWS E6013.

Tabela 4.7 - Sequência de Testes para pulsação em corrente média de 250 A

Teste	I [A]		Frequência [Hz]	V _{sold} [cm/min]	Junta	Gás
	Base	Pulso				
1	250	-	-	8,57	Sem junta	100% Ar
2	150	350	5	8,57	Sem junta	100% Ar
3	150	350	5	8,57	Com junta em I sem folga	100% Ar
4	150	350	10	8,57	Sem junta	100% Ar
5	150	350	10	8,57	Com junta em I sem folga	100% Ar
6	150	350	5	8,57	Junta em I com 1 mm	100% Ar
7	150	350	5	8,57	Junta em I com 1,5 mm	100% Ar

A Figura 4.13 mostra os aspectos geométricos dos cordões referentes aos testes 2, 3, 4 e 5 da Tab. 4.7. A presença da junta sem folga (testes 3 e 5) não foi capaz de eliminar a formação da cavidade na raiz do cordão. Os valores de tensão e corrente médio e eficazes são mostrados na Tab. 4.8.

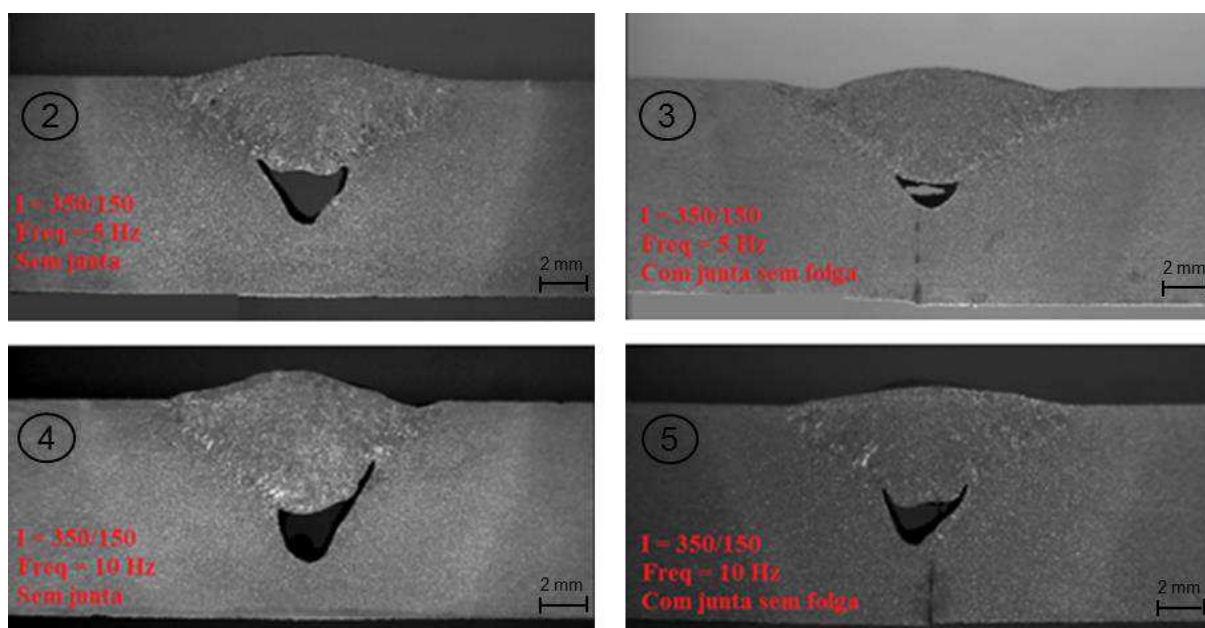


Figura 4.13 - Seção transversal das soldas referentes aos testes 2, 3, 4 e 5 da Tabela

Tabela 4.8 - Valores de Corrente e Tensão monitorados referente aos testes da Tabela

Teste	V_m [V]	V_{rms} [V]	I_m [A]	I_{rms} [A]
1	13,4	13,4	242,9	242,9
2	13,5	13,7	240,7	258,9
3	13,7	13,9	240,7	258,9
4	13,9	14,2	241,3	259,4
5	13,8	14,0	241,0	259,1
6	14,1	14,3	240,8	258,9
7	13,9	14,2	241,0	259,1

Desta forma, se for assumido que esta cavidade é provocada por ser esta soldagem TIG de alta penetração, é preciso achar uma forma de eliminá-la sem se perder penetração, objetivo do TIG de alta corrente. Logo, foram propostas novas soldagens para avaliar o efeito do espaçamento da junta, mas procurando garantir o não fechamento da junta (testes 6 e 7, Tab. 4.7). A Figura 4.14 mostra o aspecto superficial dos cordões de solda referentes aos testes 6 e 7. As imagens mostram um bom aspecto superficial para ambos. No entanto, é possível perceber a presença de mordedura nas soldas, resultado do aprofundamento da poça de fusão na presença da junta espaçada.



Figura 4.14 - Vista superficial dos cordões de solda referentes aos testes 6 e 7 da Tab. 4.9

A Figura 4.15 mostra os aspectos geométricos das seções transversais dos cordões da Fig. 4.14. Ela apresenta dois cortes transversais da placa de teste referentes à junta de folga 1 mm (teste 6). Realizando-se vários cortes ao longo do cordão de solda desse teste, notou-se

que em alguns locais havia presença da cavidade e em outros a cavidade era pequena ou até inexistente. Juntamente, foram realizados vários cortes ao longo de todo cordão de solda correspondente à junta com 1,5 mm de espaçamento (teste 7), nos quais não foram encontrados presença de cavidade na raiz do cordão.

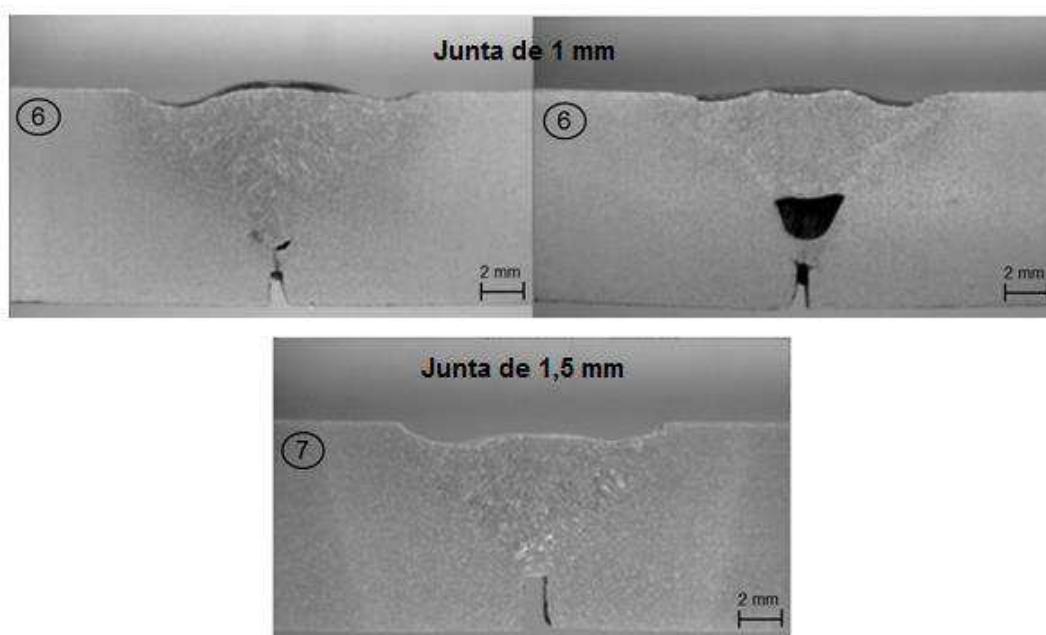


Figura 4.15 - Seções transversais das soldas referentes aos Testes 6 e 7

Até o momento duas hipóteses sobre a formação das cavidades são postuladas, ambas relacionadas com o efeito de penetração das altas correntes aplicadas (com corrente médias mais baixas este efeito não foi observado). Pela primeira, uma relação alta da penetração e largura do cordão faria com que houvesse uma frente de solidificação direcionada para o centro do cordão na região central da espessura da chapa, como esquematiza a Fig. 4.16. Por alguma razão (menor perda de calor por condução, por exemplo), esta região se torna a última a solidificar e um rechupe se formaria no local.

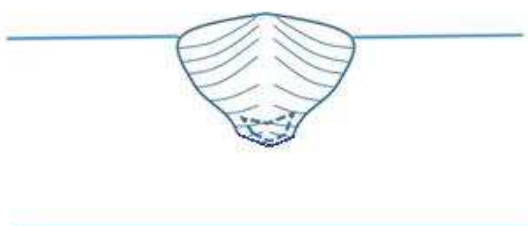


Figura 4.16 - Esquematização da formação de uma cavidade em cordão de soldagem com TIG em alta corrente devido ao direcionamento da frente de solidificação no centro da chapa favorecendo rechupes

Uma segunda hipótese, que age concorrentemente ou não à primeira, estaria relacionada à formação de porosidade e não rechupe. A alta pressão do arco impediria que vapores metálicos formados no fundo do cordão conseguisse escapar antes da solidificação, aprisionando-se como poro na forma de cavidades. Este fenômeno tem sido reportado em soldagem a laser (NORRIS ET AL., 2011), como ilustra a Fig. 4.17.

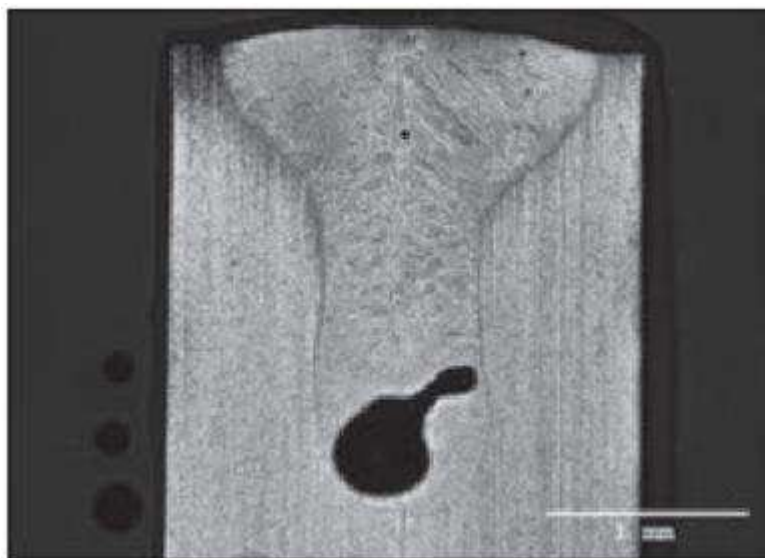


Figura 4.17 - Exemplo da formação de porosidade em soldagem Laser devido à restrição à saída de vapor metálico durante a soldagem (NORRIS ET AL., 2011)

Baseando-se na Figura 4.9 não se percebe grande diferença nas dimensões dos cordões, apesar de uma tendência da cavidade se tornar maior para a soldagem sem folga e inexistir quando a folga aumentou para 1,5 mm. Desta forma, perde força a primeira hipótese. Porém, como as duas hipóteses resultam em diferentes fenômenos na formação da cavidade (cratera x porosidade), caso necessário uma análise fractográfica para estudar a superfície interna da cavidade poderia dar mais evidências sobre o fenômeno. Por outro lado, como apontado por Norris et al.(2011), mesmo em Laser este fenômeno não é ainda esclarecido.

CAPÍTULO V

ESTUDO DA CONSTRIÇÃO DO ARCO PELO SUPER-RESFRIAMENTO DO ELETRODO

O aumento da eficiência do processo TIG através do super-resfriamento do eletrodo foi mostrado nos trabalhos de Schnick et al. (2010) e Lohse et al. (2013). Tais autores utilizaram uma tocha da Empresa Alemã Kjellberg Finsterwalde Schweisstechnik, denominada “Infocus”, capaz de constringir o arco de soldagem através do maior resfriamento do eletrodo. Este efeito é aparentemente conseguido pela utilização de um eletrodo de pequeno comprimento, inserido no porta-eletrodo (Fig. 5.1), de tal forma que a troca de calor por condução entre o eletrodo e o porta eletrodo se desse de forma mais eficiente. Assim, somente a ponta do eletrodo seria aquecida na temperatura de emissão, concentrando o arco.

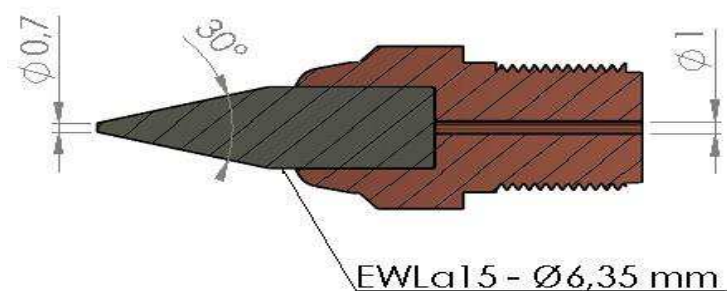


Figura 5.1 - Porta eletrodo da tocha “Infocus”

A abordagem científica da tecnologia alemã chama atenção, mas não são disponibilizadas nos referidos artigos tantas informações sobre o “know-how” do processo. Além disso, torna-se duvidoso só pelos artigos a justificativa para o potencial de aumento da densidade de corrente em 60% com esta tocha apenas pelo super-resfriamento do eletrodo, quando as condições de soldagem não são as mesmas, como, por exemplo, composição, diâmetro e apontamento do eletrodo.

Desta forma, este capítulo do trabalho está direcionado à análise do fenômeno de constrição do arco pelo maior refrigeração do eletrodo no processo TIG, de forma similar à tocha “Infocus”.

5.1 Projeto e construção da tocha

O projeto e construção da tocha foram executados pelo presente autor, por meio de recursos disponíveis no laboratório (tornos, fresadora, furadeira de bancada, dentre outros), como ilustram as Figuras 5.2 e 5.3. Para melhor explicação e visualização da tocha em sua montagem final, ela foi dividida em dois corpos (corpo interno e corpo externo da tocha). O corpo interno da tocha é mostrado na Fig. 5.2 e o corpo externo da tocha é mostrado na Fig. 5.3, enquanto as dimensões dos componentes que constituem os corpos estão no Apêndice II.

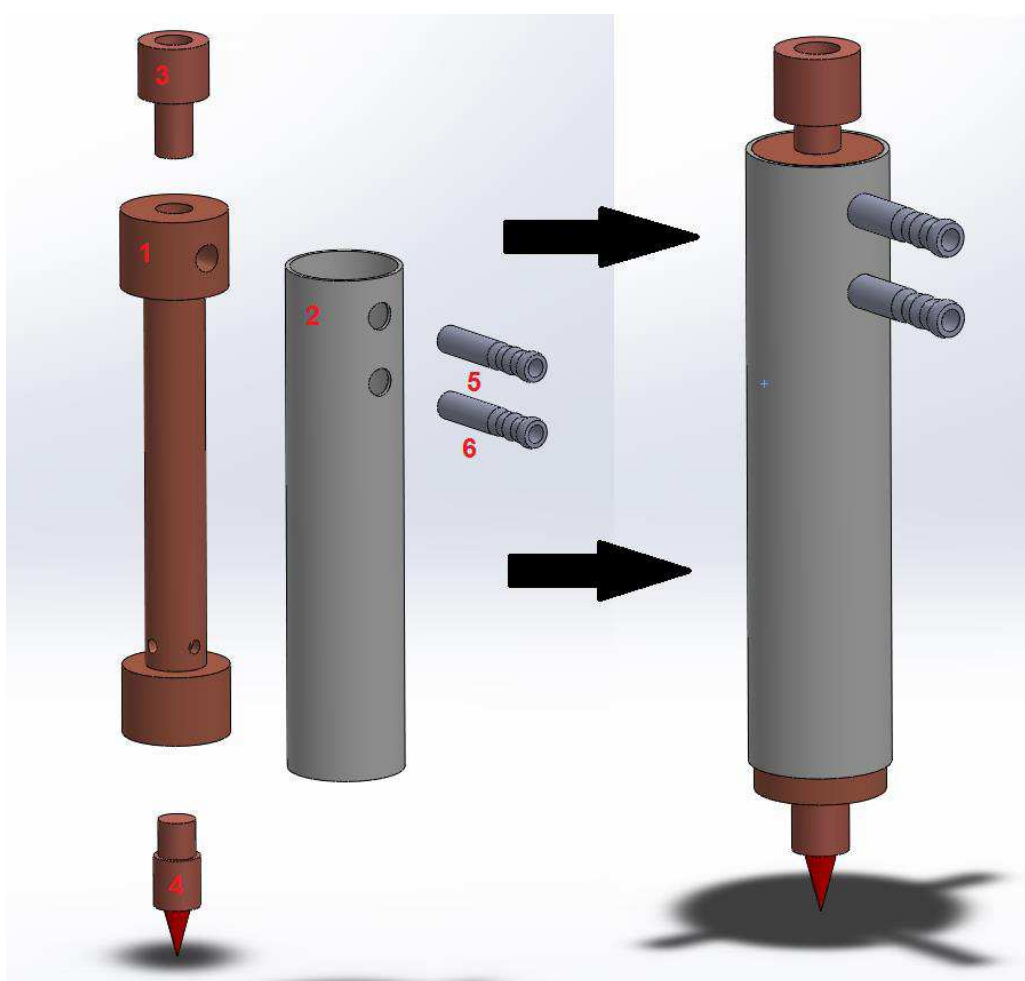


Figura 5.2 - Aspectos construtivos para o corpo interno da tocha, onde (1) é a peça com canal interno para passagem de água, (2) a peça que reveste concentricamente a peça 1, (3) conector para o cabo de corrente, (4) o porta eletrodo com o eletrodo insertado, (5) e (6) os espigões para entrada e saída de água

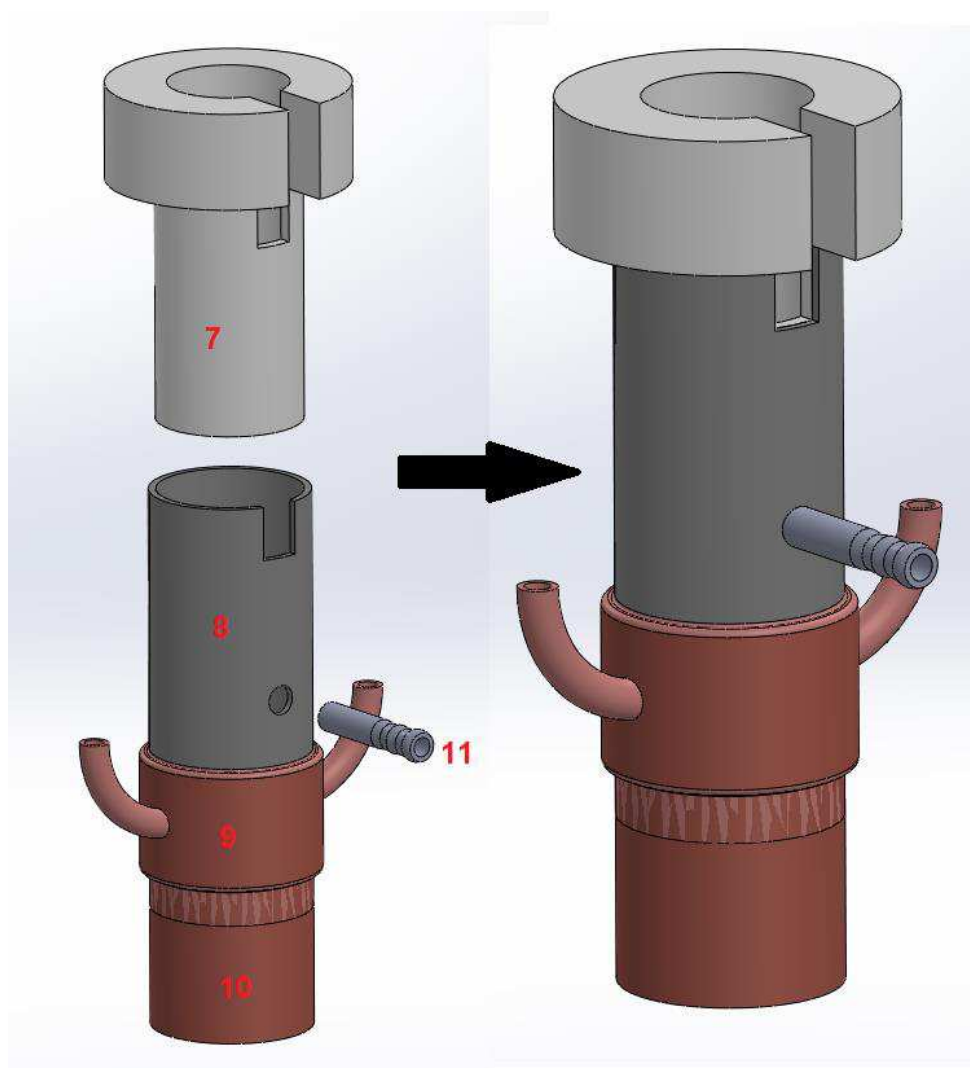


Figura 5.3 - Aspectos construtivos para o corpo externo da tocha, onde (7) é um isolante de tecnil, (8) o fixador do tecnil, (9) a peça para passagem do fluido refrigerante e (10) o bocal

A peça 1 foi construída a partir da usinagem de um tarugo de cobre maciço. Primeiramente foi feito um canal interno até a região próximo de fixação do porta eletrodo, para que o fluido refrigerante chegasse o mais próximo possível do eletrodo. Um furo lateral na aba superior da peça foi realizado para que a água entrasse até o canal, por meio do espigão 5, retornando pelos 4 furos equidistantes próximos à aba inferior da peça, até chegar ao espigão 6, onde retornaria para o trocador de calor. A peça 2 (aço inoxidável) é concêntrica à peça 1, revestindo-a. A vedação da junta entre as duas peças (nas bordas superior e inferior) foi realizada por brasagem por liga de prata, assim como na junta entre a peça 3 e a peça 1. A peça 3 foi usinada com função de fechar o canal de água (na aba superior) da peça 1, permitindo também a conexão da tocha com o cabo de corrente, por meio de seu rosqueamento no furo superior da peça 3. A peça 4 (porta eletrodo) foi usinada a partir de um tarugo de cobre para permitir a fixação do eletrodo por interferência. Esta peça é introduzida na peça 1 por meio de

rosqueamento, podendo ser trocada quando o eletrodo for desgastado (no entanto seria necessária a construção de outra peça). O eletrodo de tungstênio foi afiado com ângulo da ponta em 30° e cortado para ser colocado na peça 4. Os espigões 5 e 6 foram usinados e fixados na peça 2 por brasagem, para permitir a conexão com as mangueiras, as quais conduziram o fluido refrigerante do trocador de calor até a tocha.

A peça 7 da Fig. 5.3 foi usinada a partir de um tarugo de tecnil e fixada concentricamente à peça 8 por interferência. Sua função é servir como encaixe para o corpo interno da tocha (isolando eletricamente o corpo externo da tocha) e, ao mesmo tempo, com função de vedação para o gás de proteção (introduzido no espigão 11), para que ele não vaze pela parte superior da tocha, saindo apenas pelo bocal. A peça 8 foi usinada e rosqueada concentricamente na peça 9. O espigão (peça 11) foi fixado na peça 8 por brasagem. A peça 9 (feita com material cobre) permite a passagem de fluido refrigerante com função de refrigeração do bocal por condução térmica, já que este é rosqueado na peça 9.

Portanto, o corpo interno é fixado por interferência no corpo externo, possibilitando a construção da tocha, mostrada na Fig. 5.4. É possível observar que o fluido refrigerante chega bem próximo ao eletrodo, ao passo que, na tocha convencional (Fig. 5.5) o sistema de refrigeração é relativamente simples, passando longe da ponta do eletrodo. Na Figura 5.6 é mostrada a tocha fabricada.

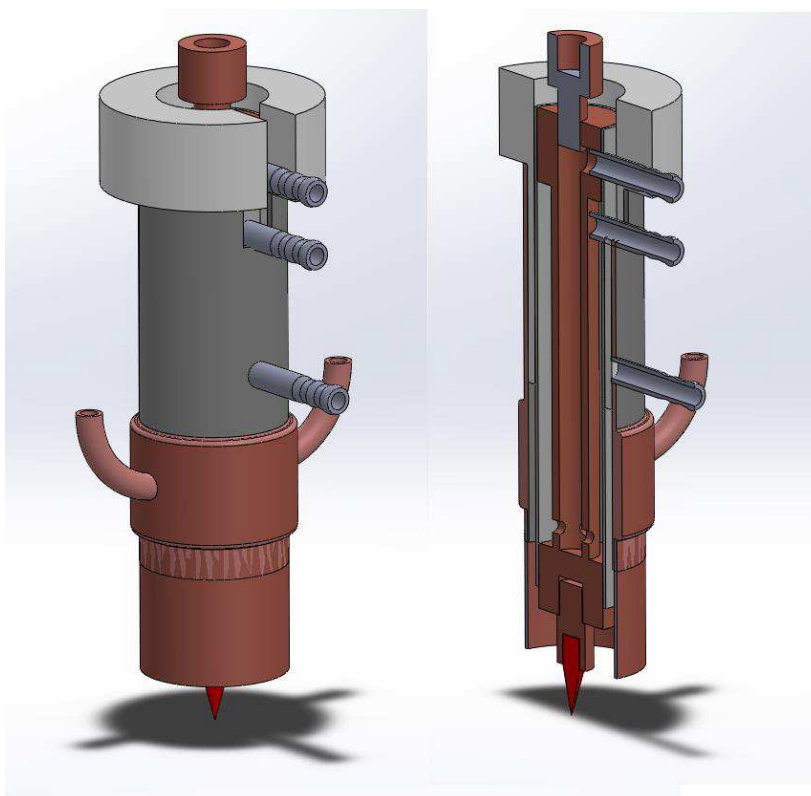


Figura 5.4 - Aspectos construtivos da tocha fabricada

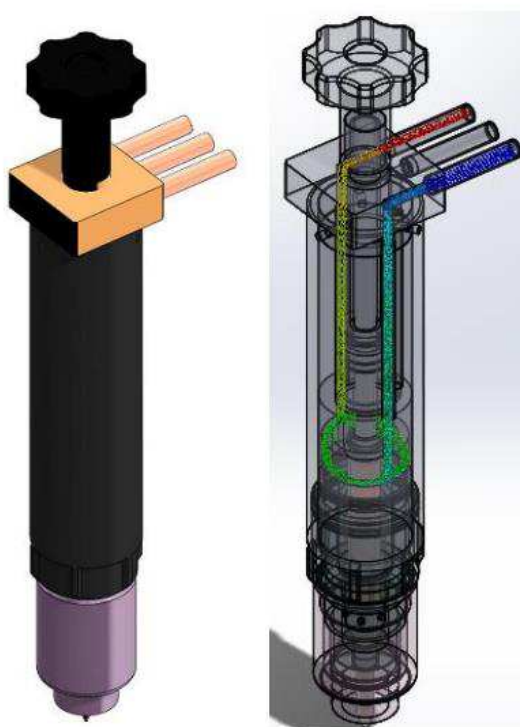


Figura 5.5 - Sistema de resfriamento de uma tocha convencional (TIG 27B Binzel Abicor)
(GONZALEZ, 2015)



Figura 5.6 - Tocha fabricada

5.2 Estudo e Metodologia

O estudo conduzido para avaliar o efeito da constrição do arco pelo resfriamento do eletrodo se deu por meio de soldagens comparativas entre uma tocha convencional e a tocha fabricada (seção 5.1), em três níveis de corrente (200, 250 e 300 A), sob as mesmas condições de parametrização (Tab. 5.1). A Tabela 5.2 esquematiza a sequência de execução dos testes. As soldagens foram feitas sobre chapas de teste de aço carbono ABNT 1020, com dimensões 198 x 38 x 9,5 mm, sem adição de material, com lixamento prévio para remoção da carepa de laminação.

Tabela 5.1 - Parametrização para os testes

Parâmetros	
Eletrodos Ø 6,35 mm	EWTh-2
Corrente [A]	200
	250
	300
Ângulo da Tocha em relação à chapa de teste	Perpendicular
DEP	2 mm
V_{sold} [cm/min]	8,5
	10,1
Ângulo de afiação do eletrodo	30°
Gás de Proteção	13 l/min
Material de base	Aço ABNT 1020
Espessura do material de base	9,5 mm
Temperatura regulada no Chiller	10°C

Tabela 5.2 - Sequência de execução dos testes

Teste	I [A]	Tocha	V_{sold} [cm/min]
1	200	Convencional	8,5
2	250	Convencional	8,5
3	300	Convencional	10,1
4	200	Fabricada	8,5
5	250	Fabricada	8,5
6	300	Fabricada	10,1

A análise comparativa sobre o desempenho das duas tochas se deu de quatro formas. A primeira pela comparação entre características estáticas de arcos entre a tocha convencional e a fabricada, para se fazer uma análise do consumo energético de cada condição. A segunda pela filmagem do arco, identificando a região de acoplamento arco-eletrodo, atendendo também, à possibilidade de visualização do tamanho e largura do arco elétrico. A terceira identificando as áreas que determinam funções distintas no eletrodo, como exposto no trabalho de Sadek et al. (1990) e Savage et al. (1979), baseado na observação das pontas dos eletrodos após soldagem. A última forma de análise foi por meio de ensaio macrográfico, verificando-se zona fundida, penetração e largura do cordão de solda.

5.3 Bancada Experimental

Foi necessário utilizar outra bancada possibilitando que o material de base (chapa) fosse deslocado e a tocha permanecesse fixa (estacionária), para a filmagem do arco (Fig. 5.7). Esta mesa possui um seletor eletrônico de velocidade e ainda é dotada de suporte com regulagem de altura para tocha, bem como de ajustes para o nivelamento dos chapas de teste. A bancada montada para realização dos testes de avaliação da tocha fabricada é mostrada na Fig. 5.8, através de soldagens para verificar a geometria do cordão.



Figura 5.7 - Mesa de coordenadas usada para movimentação da chapa de teste



Figura 5.8 - Bancada para execução dos testes

5.4 Filmagem

Para execução das filmagens foi utilizada a câmera de alta velocidade Memrecam (Fig. 5.9). Equipamentos e especificações utilizadas no procedimento são descritos na Tab. 5.3.

Tabela 5.3 - Especificações para Filmagem

Câmera	Memrecam
Velocidade	2000 [quadros/s]
Shutter	1/24000
Tamanho do Frame	Full
Ganho	12 db

Trigger	Centro
Formato	260 x 234
Objetiva	200 mm
Abertura	11 mm
Filtro	ND20 UV



Figura 5.9 - Câmera de alta velocidade Memrecam

5.5 Discussão dos resultados

Observando a Fig. 5.10, é possível notar o comportamento das curvas de corrente e tensão para as duas tochas. Para um mesmo nível de corrente, a diferença máxima de tensão entre as duas tochas foi de 0,7 V (a mais para a tocha fabricada). Esses resultados vão de encontro aos de Schinick et al. (2010), que citam que a tocha com alta refrigeração do eletrodo demanda maior tensão do que um tocha convencional, devido à constrição catódica do arco. A diferença mínima de tensão obtida comparativamente entre as duas tochas por Schnick et al. foi em torno de 1,5 V, aumentando à medida que se elevava a corrente. No entanto, é importante destacar que o eletrodo da tocha “Infocus” possui composição diferente ao eletrodo da tocha convencional. O conteúdo de lantânio nos eletrodos de tungstênio afeta a função trabalho do

material, tendo influência direta sobre o comportamento da mancha catódica. Segundo Matsuda et al. (1987), este fator provoca uma maior densidade de corrente que qualquer outra liga, afetando no comportamento da tensão do arco. Possivelmente, a parcela de contribuição para aumento da tensão requerida pela maior refrigeração do eletrodo seja menor do que o exposto por Schinick et al. (2010) na tocha “Infocus”.

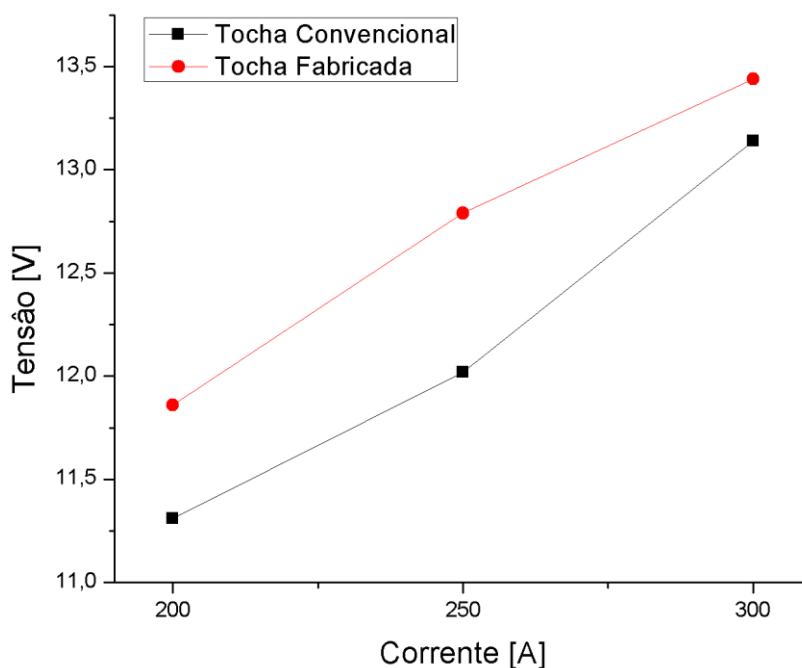


Figura 5.10 - Comparação das curvas corrente-tensão entre a tocha convencional e a tocha fabricada

Como mencionado na seção 5.4, a técnica descrita por Sadek et al. (1990) e Savage et al. (1979), para medição de área de emissão de elétrons foi utilizada neste trabalho. Seguindo este método, foi capturada uma foto da ponta do eletrodo sendo importada pelo software ImageJ®. Através deste, foi mensurada a área de emissão de elétrons, almejando valores de densidade de corrente. Houve uma dificuldade de se analisar tais regiões devido à qualidade das fotos. Em razão da dificuldade de remoção do eletrodo e manutenção das configurações da câmera e tocha (foco, distância, DEP), as fotos foram tiradas na própria bancada de trabalho, em situação não favorável de luminosidade para a câmera fotográfica. Ainda sim, foi possível se obter tais valores.

A Figura 5.11 apresenta uma foto do eletrodo capturada após a execução do teste 1, conforme a Tab. 5.3. A imagem mostra ser possível identificar áreas com funções distintas no eletrodo e respectivas regiões que compõe um arco de soldagem. A região identificada como emissão de elétrons é definida pela forma de cone. Pelo software ImageJ® é possível medir os

valores da aresta (G) e raio (R) do cone. Com estes valores é possível calcular área lateral conforme Eq.(5.1).

$$A = \pi . G . R \text{ [mm}^2\text{]} \quad (5.1)$$



Figura 5.11 - Ponta do eletrodo de tungstênio após a execução da soldagem (Teste 1)

As áreas de emissão calculadas são mostradas na Tab. 5.4 e estimativas de densidade de corrente para os testes realizados são mostradas na Tab. 5.5. Como se vê, os valores das áreas de emissão foram menores para a tocha fabricada quando comparada à convencional para um mesmo nível de corrente. Portanto pode-se concluir que o eletrodo da tocha fabricada para simular a tocha “Infocus” possui uma maior densidade de corrente, sendo possível considerar que existe uma constrição catódica.

Tabela 5.4 - Áreas de emissão de elétrons calculadas para o eletrodo após execução de cada teste da Tabela 5.3

	Convencional			Fabricada		
I [A]	R [mm]	G [mm]	Área [mm ²]	R [mm]	G [mm]	Área [mm ²]
200	0,47	1,17	1,72	0,32	0,66	0,66
250	0,51	1,15	1,84	0,34	0,76	0,81
300	0,53	1,10	1,83	0,38	0,81	0,95

Tabela 5.5 - Estimativa de densidade de corrente para os testes da Tabela 5.3

I[A]	Convencional Densidade de corrente [A/mm ²]	Fabricada Densidade de corrente [A/mm ²]
200	116,27	303,03
250	135,86	308,64
300	163,93	315,70

Analisando agora quadros dos videos dos arcos para os testes (Fig. 5.12), se observa uma redução do diâmetro do arco para a tocha fabricada no nível de corrente de 250 A. Para os outros níveis esta diferença não foi perceptível. Tais imagens também sugerem que a ponta do eletrodo para a tocha fabricada fica mais quente quando comparada à convencional, para os três níveis de corrente, o que não era de se esperar (seria esperado um elevado aquecimento em uma pequena área na ponta do eletrodo do tipo refrigerado).

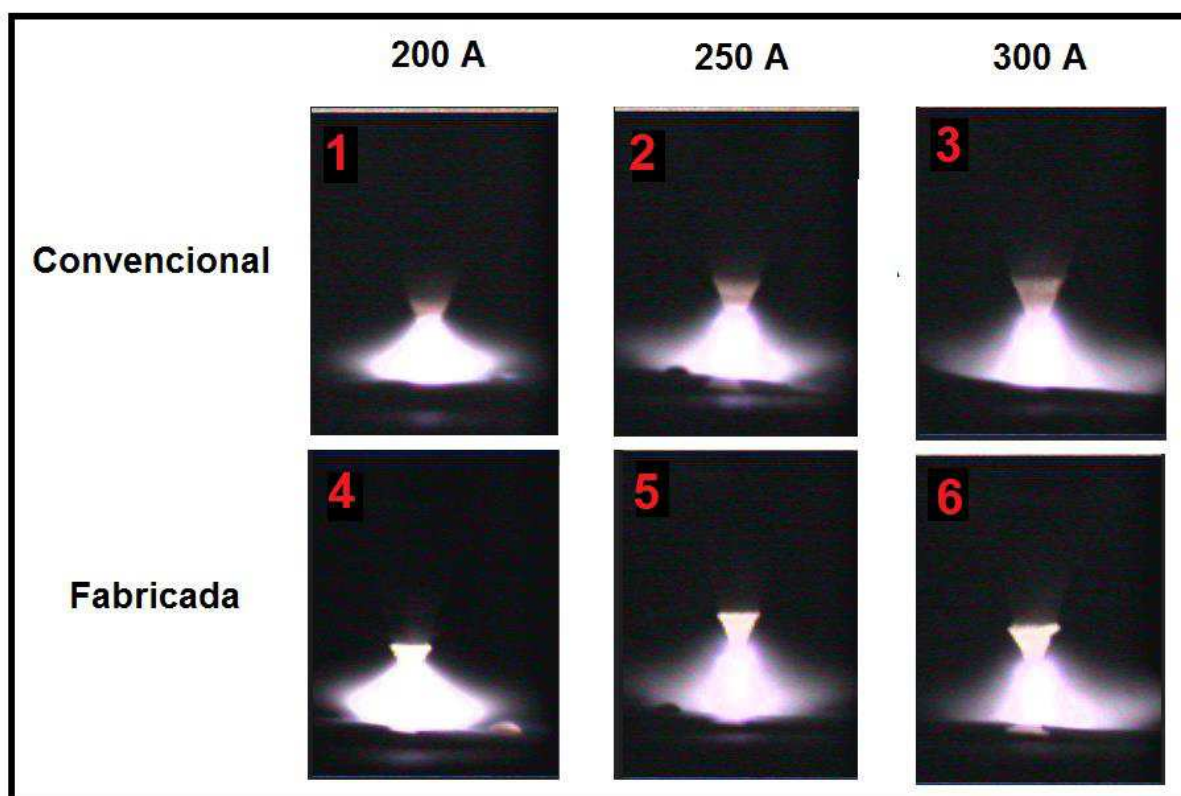


Figura 5.12 - Quadros com imagem do arco de soldagem obtidos a partir da filmagem durante a realização dos testes

As chapas de testes foram cortadas e retirada uma seção transversal para análise macrográfica. Os ataques foram realizados em solução de nital 6%. A Figura 5.13 apresenta os aspectos de geométricos do cordão de solda para os testes da Tab. 5.3. Os valores de penetração e largura do cordão são mostrados na Tab. 5.6. Percebe-se que a diferença de penetração para um mesmo nível de corrente entre as tochas é muito pequena, sendo maior para a tocha fabricada. A maior diferença encontrada foi para o nível de corrente de 250 A, justamente aquele em que se observou uma maior constrição do arco pela filmagem do arco comparativamente entre as duas tochas. Ainda sim, a diferença de penetração alcançou apenas 1,6 mm.

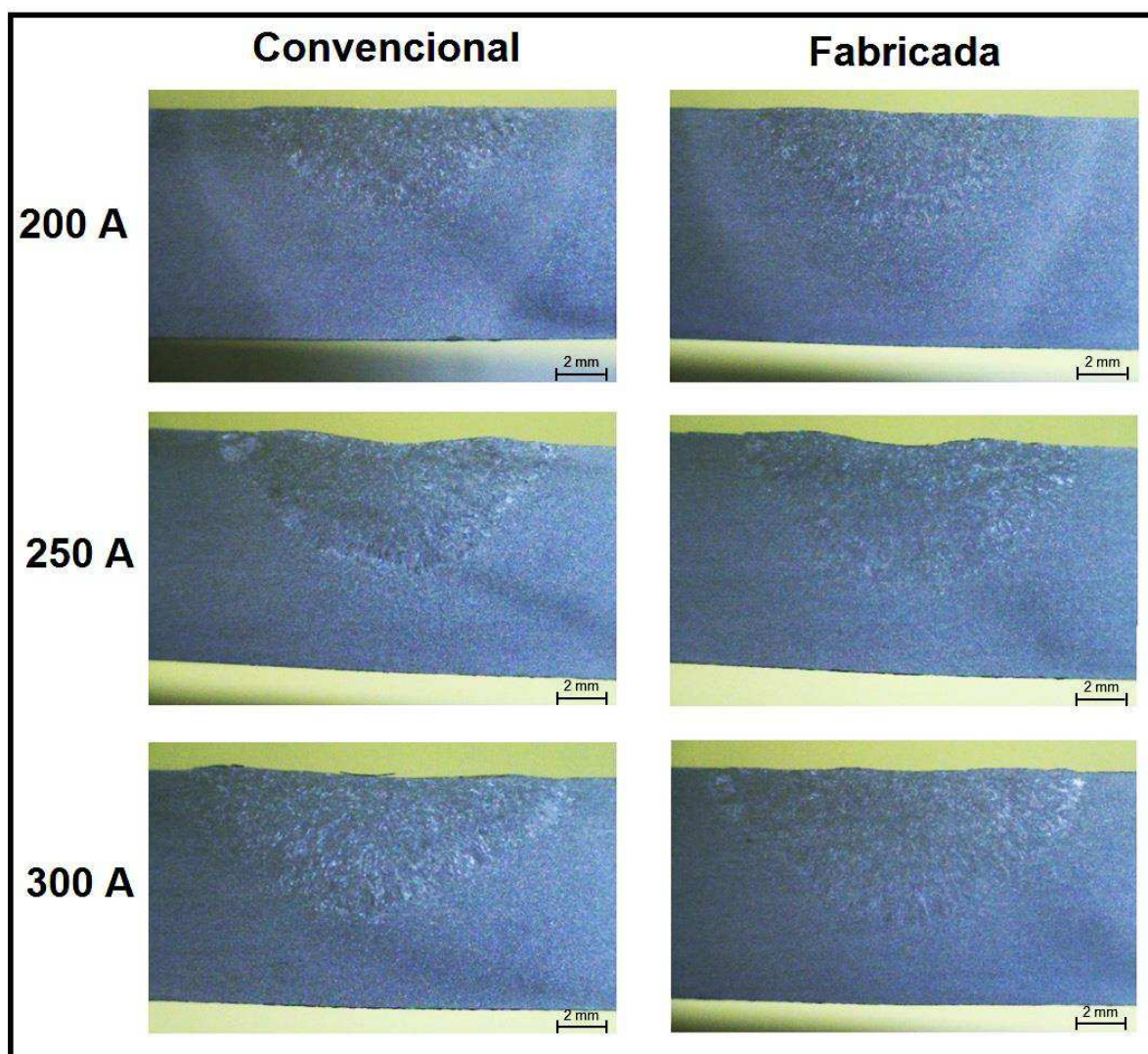


Figura 5.13 - Seções transversais das soldas de cada cordão conforme a Tabela 5.3

Tabela 5.6 - Valores de penetração e largura dos cordões de solda da Figura 5.13

I[A]	Convencional		Fabricada	
	Penetração [mm]	Largura [mm]	Penetração [mm]	Largura [mm]
200	4,6	11,2	5,1	11,4
250	5,3	13,9	6,9	14,3
300	5,7	13,7	5,9	13,2

Através das análises realizadas, há forte indício de constrição do arco pelo resfriamento do eletrodo. Os valores de penetração cresceram para a tocha fabricada. Embora não ter sido feito filmagem térmica, pela intensidade luminosa apresentada nas filmagens foi possível identificar as regiões mais quentes, apontando um resultado controverso, no qual a ponta do eletrodo está mais quente para a tocha fabricada. Possivelmente, os ótimos resultados apresentados por Schnick et al. (2010) apontados pelo aumento das propriedades do arco, como velocidade e pressão, seja o conteúdo de lantânio no eletrodo TIG e o corpo da tocha “Infocus” aliado a um outro fator, supostamente algum know-how do processo que não é revelado pelo fabricante da tocha.

É necessária uma visão crítica sobre a viabilidade de se investir em um sistema de como este, buscando aumentar a eficiência do processo TIG. Primeiramente, a tocha exige uma maior complexidade quanto à sua fabricação. Pelo desenvolvimento do equipamento no próprio laboratório, se pode perceber as dificuldades quanto a garantia de estanqueidade da refrigeração, assim como necessidade de se trabalhar com vários processos de fabricação (torneamento, fresamento, brasagem), logicamente agregando maior custo de produção. Obviamente, se o protótipo fosse produzido em meio industrial, o equipamento teria um custo elevado, assim como a tocha “Infocus” quando comparada a uma tocha convencional.

Para completar o sistema, é necessário ter disponível uma unidade de refrigeração, que por sua vez agrega maior custo ao processo, não só pelo preço do equipamento, mas os recursos gastos para manter seu funcionamento, como manutenção e energia da rede. Sendo assim, se o objetivo fosse obter maior penetração aumentando capacidade de fusão como este trabalho propõe, não seria viável usar a maior refrigeração do eletrodo pra obtê-la. Existem outras variantes do processo TIG, como por exemplo o A-TIG, que pode oferecer melhores resultados. O A-TIG utiliza um fluxo capaz de aumentar a penetração e produtividade do processo em valores satisfatórios, como mostram os trabalhos de Berthier et al. (2012) e Kumar et al. (2009).

Mesmo uma simples mudança na proteção gasosa ou composição do eletrodo utilizados na soldagem TIG podem resultar em ganhos expressivos em aumento de penetração. Por

exemplo, o gás hélio poderia ser utilizado em substituição ao argônio, embora sendo um gás de maior custo, ainda seria bem inferior ao custo de um sistema de refrigeração como já citado. Ou até acréscimos de hidrogênio no gás de proteção, como mostrado na seção 4.1 do Capítulo 4, sendo possível aumentar a zona fundida. Até mesmo a utilização de eletrodos com dopagem de elementos químicos que alteram a função trabalho do material alterando as propriedades do arco, como o caso do Lantânio.

Ainda sim, torna-se interessante desenvolver um estudo comparativo acerca dos processos derivativos TIG, não excluindo possibilidade de mudanças em parâmetros dentro do processo convencional e o super-resfriamento do eletrodo, levantando o custo efetivo de cada um, vantagens e desvantagens de cada técnica.

CAPÍTULO VI

SOLDAGEM DE CHAPAS FINAS SOBREPOSTAS

No estudo deste capítulo foi explorada a parametrização e planejamento para execução de soldagens de chapas finas com o processo TIG com altas correntes, detalhando-se os problemas encontrados e casos de sucesso.

A sequência experimental foi dividida em duas abordagens. A primeira contemplou a soldagem de chapas sobrepostas, ambas com espessura 2 mm. Foi realizado um estudo da união com solda de filete, no qual fatores como gás de proteção, posicionamento da tocha, velocidade de soldagem e corrente foram variados, observando-se o aspecto superficial do cordão de solda. Tais fatores são possíveis de serem regulados mantidos sob controle. Porém, considerando aplicações industriais para soldagem de chapas sobrepostas, algumas variáveis não ficam sob completo controle e precisam ser estudadas as suas faixas de tolerâncias em que se admitem variações sem comprometer o desempenho da soldagem (por isto denominadas restritores), como, por exemplo:

- a) Folga entre as chapas: é difícil ou de alto custo manter um valor de folga fixo entre as chapas sobrepostas, mesmo uma folga zero.
- b) A distância eletrodo peça (DEP): apesar de inicialmente ser regulada, existem variações devido às descontinuidades superficiais de chapas.

Sendo assim, tais restritores de robustez foram também contemplados no estudo.

Na segunda abordagem foram realizadas soldagens de chapas sobrepostas com espessura 3 mm, também utilizando solda de filete. O estudo sobre posicionamento da tocha feito na primeira abordagem foi aplicado na segunda. Corrente e velocidade de soldagem foram variados, observando os limites do processo até uma condição mínima aceitável para aspecto do cordão de solda. Posteriormente, os melhores resultados foram submetidos a ensaio macrográfico, para análise da zona fundida, penetração e largura do cordão.

De comum entre as duas abordagens, foram realizadas soldagens de filete horizontal sem material de adição sobre placas de teste de aço comum ao carbono, confeccionadas a partir de barras chatas com dimensões de 250 x 70 x 2 mm e 250 x 70 x 3 mm. Foram usados eletrodos

de Tungstênio do tipo EWTh-2 (ponta vermelha), com 4 mm de diâmetro e ângulo de afiação de 30°. A vazão o gás de proteção foi regulada em 14 l/min (bocal número 12). A abertura do arco se dava por contato, com tempos de abertura e fechamento do arco de 1,1 segundos.

6.1 Soldagem de chapas sobrepostas de espessura 2 mm

6.1.1 Sistema de fixação e suporte mecânico para chapa

A mecanização do processo foi realizada pelo uso de uma mesa de coordenadas XY, com regulagem da inclinação da tocha para possibilitar a soldagem filete horizontal. O sistema montado permite imposição de dois ângulos que serão citados ao longo deste capítulo, denominados ângulo de ataque e ângulo de posicionamento. O ângulo de ataque é referente à inclinação da tocha no sentido longitudinal da junta a ser soldada (Fig. 6.1(a)). Este foi mantido fixo para todos os testes descritos neste capítulo em 15° empurrando (condição que já havia se mostrado eficiente em outras soldagens similares no laboratório). O ângulo de posicionamento é formado entre a tocha de soldagem e o sentido transversal da junta (Fig. 6.1(b)). Este foi variado ao decorrer dos testes e sempre conferido com o auxílio de um goniômetro.

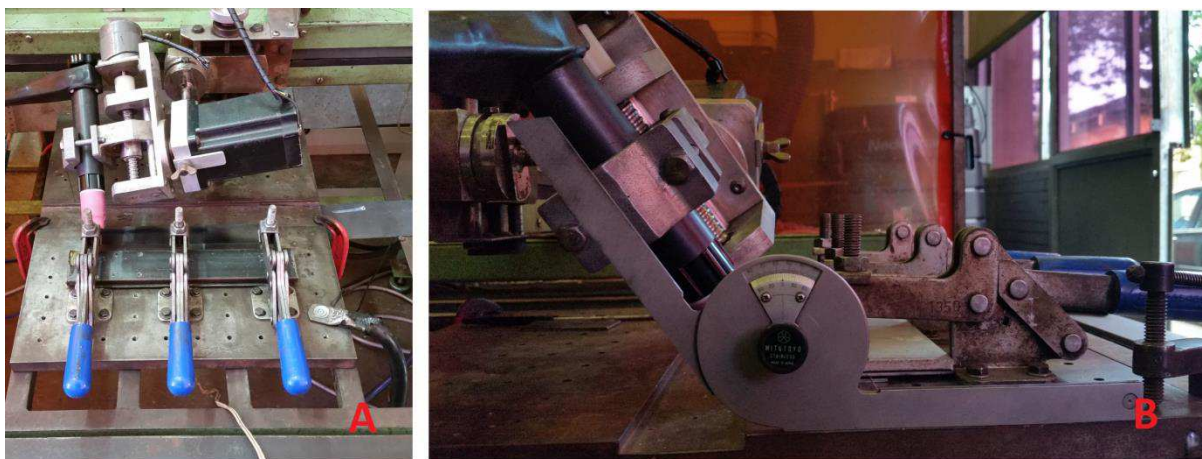


Figura 6.1 - Sistema de fixação para a tocha e chapa a ser soldada: (a) vista longitudinal da chapa de teste, com destaque para o ângulo de ataque da tocha no sentido empurrando; (b) vista transversal da montagem das chapas de teste, com destaque para a medição com goniômetro do ângulo de posicionamento

A Figura 6.2 esquematiza as condições experimentais para os testes. O esquemático representado em (a) é referente à montagem quando não se utiliza espaçamento entre as chapas. Já na representação (b), é possível identificar a montagem quando há folga entre as chapas. A Figura 6.3 apresenta a montagem real para execução da soldagem, na qual as

chapas são posicionadas e presas por três grampos, oferecendo uma boa fixação e evitando qualquer problema de deslocamento.

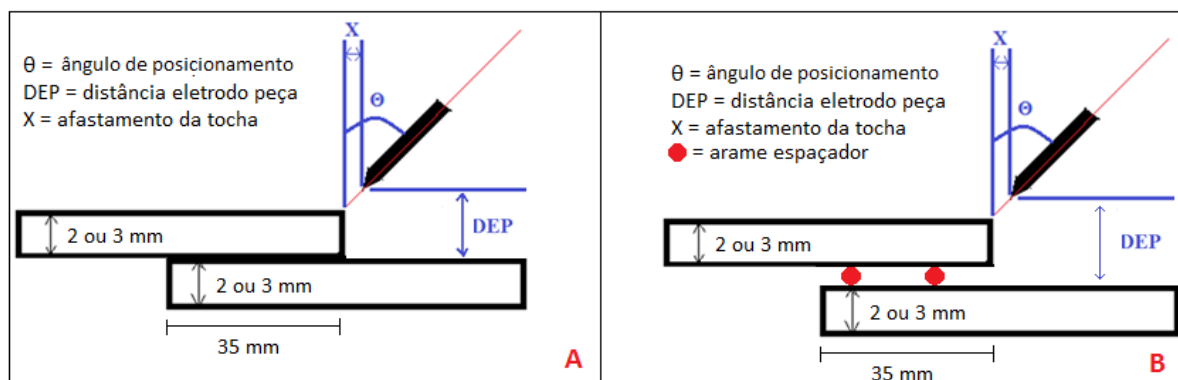


Figura 6.2 - Esquemático ilustrativo da montagem experimental, (a) sem folga e (b) com folga entre as chapas

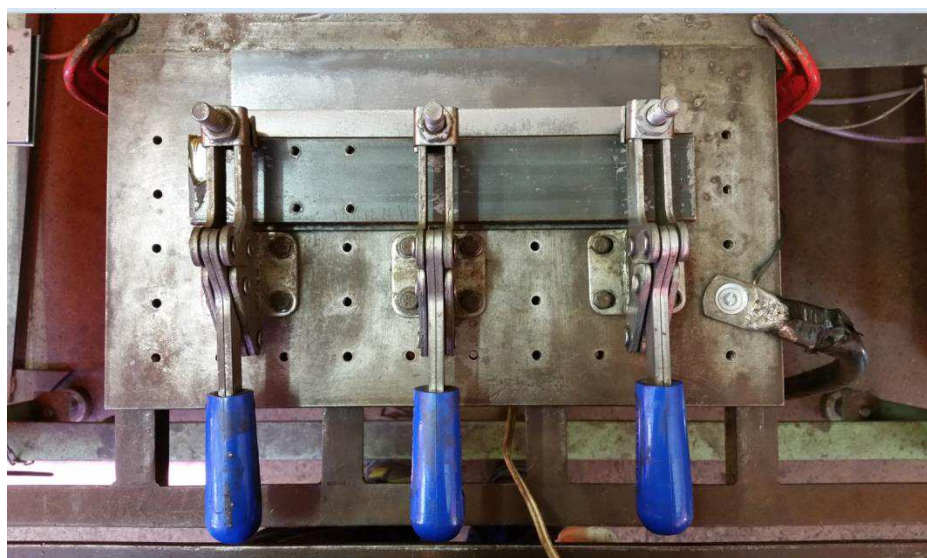


Figura 6.3 - Suporte utilizado para fixação da chapa

6.1.2 Estudo para o posicionamento da tocha

A primeira etapa do estudo explorou a variação do posicionamento da tocha e da velocidade de soldagem para achar uma parametrização que atendesse uma condição mínima de aspecto superficial do cordão. A corrente regulada foi de 360 A e o ângulo de apontamento do eletrodo foi 30°. Os valores de afastamento da tocha ("X"), ângulo de posicionamento ("θ"), distância eletrodo peça ("DEP") e velocidade de soldagem ("V_{sold}") foram variados conforme a Tab. 6.1.

Tabela 6.1 - Parametrização para testes de posicionamento da tocha

Teste	V _{sold} [cm/min]	Θ [°]	X [mm]	DEP [mm]
1	80	30	0	5
2	65	30	0	5
3	90	30	2	2
4	90	30	2	2
5	75	40	2	3
6	75	40	3	3
7	75	45	3	3
8	75	40	1	3
9	75	40	1	3
10	75	35	1	3
11	65	35	1	4
12	65	40	1	4
13	65	30	1	4
14	55	30	1	4
15	65	35	1	4
16	65	35	1	4
17	65	35	1	4
18	55	35	1	4
19	50	35	1	4

A variação dos parâmetros da tabela ocorreu de forma aleatória, avaliando o comportamento do arco e o resultado final do cordão de solda. Quando a distância “X” era zero, ou seja, a ponta do eletrodo estava no mesmo alinhamento da borda da chapa superior, o arco fundia o material da chapa superior em maior parcela do que a inferior. Sendo assim, como a velocidade de soldagem era elevada, o poder de fusão para a chapa inferior era reduzido. Já em distâncias de “X” maior do que 2, o arco se direcionava para a chapa inferior perfurando-a, devido à alta energia de soldagem envolvida no processo e pequena espessura da chapa. Com isto uma posição intermediária (“X” assumindo valor de 1 mm) mostrou-se mais satisfatória, onde o arco é capaz de contemplar as duas chapas, distribuindo de forma mais homogênea a energia entre elas, resultando em cordões de solda mais uniformes.

A “DEP” mostrou-se como um parâmetro importante, pois também influencia no aporte de térmico transferido para as chapas. Pelo esquemático apresentado na Fig. 6.2, tem-se duas situações, a primeira em que não se utiliza de arame espaçador e a segunda onde ele é solicitado. Nesta primeira bateria de testes a situação abordada foi a primeira. Desta forma, foi possível perceber que quando a “DEP” assumia o valor de 2 mm a ponta do eletrodo estava alinhada com a superfície da chapa superior. Devido à grande proximidade do arco com a chapa inferior, a maior parte da energia de soldagem era transferida a ela, perfurando-a. Logo, percebeu-se a importância de se utilizar comprimentos de arco maiores, em torno de 4 ou 5 mm.

O ângulo de posicionamento também é um parâmetro de grande responsabilidade na formação do cordão de solda na soldagem de filete. Quando maiores, na ordem de 40° a 45°, implicam em grande inclinação da tocha, logo a pressão do arco tende a escavar a chapa inferior, causando mordeduras ao longo de toda a solda. Desta forma, torna-se interessante trabalhar com ângulos intermediários, entre 30° a 35°, amenizando a formação da mordedura e garantindo uma boa distribuição do arco sobre as duas chapas.

Os cordões apresentaram formação não uniforme e instável da poça de fusão na maioria dos testes, resultando em cordões com aspectos de costa de dragão (*humping*), como exemplificado pela Fig. 6.4. Os resultados mostraram a tendência de redução da velocidade de soldagem. Contudo, foi possível identificar em alguns casos cordões de solda sutilmente melhores, proporcionando uma ideia de encontrado um melhor posicionamento de tocha e parametrização que pudesse levar uma condição de aspecto superficial do cordão adequado.



Figura 6.4 - Cordão de solda com aspecto superficial de *humping* (Teste 9)

6.1.3 Estudo da faixa operacional de corrente, sob efeito da presença de folga entre as chapas e usando Argônio Puro

A partir dos testes apontados na seção 6.1.2, foi possível estabelecer como ponto de partida uma combinação de parâmetros do melhor posicionamento da tocha, adotando-se, desta forma, a mesma configuração para todos os testes da Tab. 6.2, sendo os valores para “X”, “ θ ” e “DEP”, respectivamente, 1 mm, 35° e 4 mm.

Buscando-se uma condição de soldagem que atendesse a um bom aspecto superficial para o cordão de solda em corrente de 360 A, a velocidade de soldagem foi progressivamente reduzida do Teste 1 até o Teste 4, no qual se encontrou o limite de velocidade para que não se furasse a chapa. No entanto, ainda percebeu-se uma grande instabilidade da poça e uma má formação do cordão de solda. A hipótese de que a folga pudesse ser um fator de dificuldade para se alcançar o objetivo, ela foi progressivamente reduzida, até a condição de folga zero (Testes 5 a Teste 11). Pelo comportamento de instabilidade mesmo reduzindo a folga, foi levantada a hipótese de que a corrente estivesse alta para condição de soldagem em chapas de 2+2 mm. Por isto, mantendo-se uma folga zero, a corrente foi reduzida (Teste 12). Foi percebida certa melhoria em relação aos problemas apontados anteriormente. Diante disso, a corrente foi reduzida ainda mais, para 300 A (Testes 13 a 17) e 150 A (Testes 18 a 22). Em cada grupo, variou-se a velocidade de soldagem para se tentar conter cordões conformes.

Tabela 6.2 - Parametrização para testes exploratórios e presença de folga

Teste	V_{sold} [cm/min]	I [A]	Folga [mm]
1	55	360	1
2	45	360	1
3	40	360	1
4	35	360	1
5	40	360	0,5
6	55	360	0,5
7	45	360	0,5
8	50	360	0,5
9	45	360	Sem Folga
10	45	360	Sem Folga
11	40	360	Sem Folga
12	40	330	Sem Folga
13	40	300	Sem Folga
14	30	300	Sem Folga
15	35	300	Sem Folga
16	32	300	Sem Folga
17	30	300	Sem Folga
18	15	150	Sem Folga
19	20	150	Sem Folga
20	15	150	1

Teste	V_{sold} [cm/min]	I [A]	Folga [mm]
21	10	150	Sem Folga
22	10	150	1

Quando a corrente foi reduzida para 300 A, principalmente no teste 14 (Fig. 6.5), observou-se uma melhor estabilidade do cordão de solda em relação aos testes anteriores. Foi possível observar ainda que 360 A é uma corrente alta para as condições de soldagem sem material de adição com Argônio puro em chapas sobrepostas de 2+2 mm. Mas não pelo excesso de energia (considerando que a velocidade de soldagem não tenha sido tão alta, de 30 a 40 cm/min), que levaria à perfuração das chapas. A pressão do arco parece dificultar a estabilização da poça, já que se tem pouco material sendo fundido, resultando em uma poça de fusão rasa susceptível a perturbações, atrapalhando uma condição de soldagem robusta. Possivelmente, um nível de corrente em torno de 300 A para estas condições de parametrização, seria o limite para se soldar com sucesso. Já que quando a corrente regulada na fonte foi 300 A, foi possível obter bons cordões de solda em uma faixa de velocidade de soldagem entre 30 e 35 cm/min.



Figura 6.5 - Aspecto superficial do cordão de solda referente ao teste 14

Pela visão clássica, o jato de plasma é formado pela diferença de pressão eletromagnética entre as regiões do arco próximas ao eletrodo e à chapa (LIN e EAGAR, 1986). Considerando a natureza eletromagnética da força de Lorentz, quanto maior for a corrente, maior será a força e maior o efeito do jato de plasma sobre a poça de fusão, aumentando assim as perturbações sobre ela. Reis et al. (2011) sugerem outra teoria para explicar a formação do jato de plasma, no sentido de melhorar a compreensão do fenômeno, já que, os autores avaliam o modelo proposto pela teoria clássica de forma incompleta em termos de explicação física. Logo, usando a teoria eletromagnética juntamente ao comportamento mecânico de íons e elétrons dentro do fluxo gerado pelo jato de plasma, é possível estabelecer uma melhor explicação sobre o fenômeno. O jato de plasma governa a trajetória do arco principalmente em níveis de correntes elevados, em que fluxo dinâmico das partículas ganha força frente ao efeito do caminho natural dos elétrons entre o eletrodo e o material de base.

Tornou-se interessante também verificar o comportamento do cordão de solda nas mesmas condições de parametrização (geometria da junta, ângulos de tocha e gás de proteção)

em condições usuais de soldagem, ou seja, níveis de corrente em torno de 150 A e velocidades de soldagem na faixa de 10 a 20 cm/min, avaliando também a presença da folga. Por esta razão, foram realizados testes 18 ao 22, conforme a Tab. 6.2. Foi notório que as condições paramétricas propostas foram eficazes na soldagem nas condições citadas. Devido à menor energia de soldagem envolvida nesses testes, foi perceptível a grande estabilidade da poça de fusão, resultando cordões com ótimo aspecto superficial (Fig. 6.6), principalmente em velocidades de soldagem entre 10 e 15 cm/min. A V_{sold} de 20 cm/min já apresenta ser alta para este nível de corrente. A folga entre as chapas não alterou os aspectos da solda, não se apresentando como um restritor de robustez.



Figura 6.6 - Aspectos superficiais dos cordões referentes aos testes 18 a 22 da Tab. 6.2

6.1.4 Estudo do desempenho do processo com proteção gasosa de $\text{Ar}+10\% \text{H}_2$

Tusek e Suban (2000) e Hooijmans (1994) apontam em seus trabalhos o potencial para aumento da eficiência do processo de soldagem TIG pelo acréscimo de hidrogênio no gás de proteção. Desta forma, esta seção do trabalho e a próxima estão direcionadas ao estudo

sistemático deste acréscimo, na tentativa de se aumentar a eficiência da soldagem sem material de adição pelo aumento da velocidade de soldagem, garantindo robustez ao processo. Para isto, foi avaliada também a repetibilidade dos testes.

Os parâmetros de posicionamento da tocha foram mantidos a princípio. Os testes foram iniciados na condição de 70 cm/min para a velocidade de soldagem e com mistura gasosa Ar+10%H₂, conforme a Tab. 6.3. Entretanto, nesta velocidade e mesmo modificando alguns parâmetros, não se conseguiu uma condição boa para soldagem. Quando a velocidade foi reduzida para 60 cm/min, os resultados foram visivelmente melhores. Desta forma, a repetibilidade da condição foi testada nos testes 4, 5, 6 e 7.

Diante dos bons aspectos superficiais encontrados nestes testes, apresentando comportamento semelhante em todos eles, verificou-se o efeito da variação do ângulo sobre a formação do cordão (testes 8, 9 e 10) para garantir robustez da condição mesmo com alguma alteração do ângulo da tocha. O resultado obtido com o ângulo de posicionamento 30° (teste 10) apresentou uma formação de cordão de solda ainda melhor quando comparado ao ângulo de 35°. A repetibilidade desta condição foi demonstrada nos testes 11 e 12.

Nos testes 13, 14, 15 e 16, a velocidade foi reduzida para 50 cm/min, representando a mínima velocidade de soldagem que não furasse a chapa. Esta condição proporcionou ótimos cordões de solda e sua repetibilidade também foi realizada. Nos testes 17, 18 e 19 foi avaliada a robustez quanto à folga (teste 17), afiação do eletrodo (teste 18) e aumento na DEP (teste 19), supondo uma possível mudança no tamanho do arco. Ainda nos testes 20 e 21, foi avaliada a influência do hidrogênio no gás de proteção em condições usuais de soldagem, ou seja, níveis de corrente em torno de 150 A.

Tabela 6.3 - Parametrização para testes exploratórios sobre a mistura Ar+10% H₂

Teste	V _{sold} [cm/min]	I [A]	Folga [mm]	DEP [mm]	Θ [°]
1	70	300	Sem Folga	4	35
2	70	300	Sem Folga	3	35
3	70	300	Sem Folga	3	35
4	60	300	Sem Folga	3	35
5	60	300	Sem Folga	4	35
6	60	300	Sem Folga	4	35
7	60	300	Sem Folga	4	35
8	60	300	Sem Folga	4	45
9	60	300	Sem Folga	4	25
10	60	300	Sem Folga	4	30

Teste	V_{sold} [cm/min]	I [A]	Folga [mm]	DEP [mm]	Θ [°]
11	60	300	Sem Folga	4	30
12	60	300	Sem Folga	4	30
13	50	300	Sem Folga	4	30
14	50	300	Sem Folga	4	30
15	50	300	Sem Folga	4	30
16	50	300	Sem Folga	4	30
17	60	300	1	4	30
18	60	300	1	4	30
19	60	300	1	5	30
20	30	150	1	4	30
21	35	150	1		30

Os resultados dos testes mostram o quanto a adição de H_2 no gás de proteção aumenta o desempenho do processo TIG quando comparado ao argônio puro, ajudando a evitar as instabilidades do cordão. É possível observar um ligeiro alargamento do cordão de solda, sendo que, na sua aresta apresenta aspecto mais liso e uniforme.

Algumas hipóteses foram levantadas para explicar a influência do hidrogênio sobre a melhoria da formação do cordão de solda. Segundo Scotti e Ponomarev (2008), a formação do cordão de solda se deve a dois efeitos, a saber, efeito térmico e efeito mecânico. Uma das fontes de calor responsável pelo efeito térmico é a entalpia dos gases de proteção, cujo calor se transfere para a peça a soldar por convecção forçada e radiação. E, por ser um gás redutor, libera grande quantidade de calor na sua reação de combustão atômica, sendo considerado um gás “quente”. Sendo assim, o hidrogênio consegue fundir mais metal (para uma mesma corrente e velocidade de soldagem), fazendo um resfriamento mais lento, dando tempo para o líquido da poça solidificar-se mais homogeneamente.

Através da aquisição de sinais, é possível perceber que os valores de tensão são maiores para uma mesma corrente e DEP, utilizando-se misturas com hidrogênio quando comparado a argônio puro. Segundo Hooijmans (1994) essa diferença ocorre devido à grande diferença entre a condutividade térmica dos gases de proteção com e sem H_2 , sendo que mais energia é dispensada por unidade tempo no caso do arco de $Ar+H_2$, ou seja, mais energia é requerida para manter a mesma corrente. O autor sugere também que para compensar essa maior perda de energia, aparentemente seria necessário um maior campo elétrico, resultando em aumento da tensão. Se a ação do H_2 de fazer o arco mais quente pela entalpia ou transferência de calor da chapa (ambos fatos justificam uma maior tensão), o efeito deve ser maior na superfície da chapa (tensão superficial). Segundo Burgardt e Heiple (1986) o aumento da temperatura faz a tensão

superficial diminuir nos aços mais limpos. A tensão superficial tenderia a ser menor nesta região e maior próximo das suas bordas e um fluxo de metal líquido ocorreria do centro para as bordas da poça, levando o material superaquecido do centro da poça, melhorando sua molhabilidade. Além de que, a entalpia do gás de proteção afeta a formação do arco voltaico, tanto na forma geométrica como na distribuição de temperatura internamente do arco, podendo influenciar também na molhabilidade.

Por outro lado, não foram encontradas na literatura publicações a respeito das consequências da adição de H_2 ao Ar sobre a pressão do arco. Mendez e Eagar (2003) compartilham a ideia na qual a pressão do arco tem papel fundamental na ocorrência de descontinuidades quando se eleva a corrente para o processo TIG. Em seu trabalho, Soderstrom e Mendez (2006) mostram um gráfico de diferença de pressão dos arcos com argônio e com hélio, sugerindo que a intensidade da pressão no centro do arco para o caso do Ar é muito maior em comparação com ao He, sendo que essa distribuição de pressão mais aberta no caso do hélio, sendo atribuída à sua menor densidade e maior viscosidade em elevadas temperaturas. Dessa forma, os autores afirmam que essa menor pressão efetiva para o caso do He é o motivo para a grande diferença na velocidade limite para o aparecimento de descontinuidades entre He e Ar. De forma semelhante, há indícios de que o hidrogênio possa exercer alguma influência sobre a pressão do arco, diminuindo-a ou fazendo com que ela seja mais uniformemente distribuída radialmente frente ao argônio puro.

Estas são possíveis explicações para justificar os ótimos resultados encontrados na soldagem de chapas finas sobrepostas aumentando a eficiência do processo, quando se adiciona hidrogênio ao gás de proteção.

6.1.5 Estudo complementar sobre o desempenho de proteções gasosas com Ar e H_2 (+5% e +15% H_2)

Devido à exploração acerca dos parâmetros de posicionamento da tocha realizado nas subseções anteriores, foi concluído que a melhor parametrização encontrada para “X”, “ θ ” e “DEP” foi, respectivamente, 1 mm, 30° e 4 mm. Por esta razão, todos os testes realizados para misturas gasosas do gás de proteção com 5% e 15% de H_2 seguiram tal condição. Os testes com proteção gasosa Ar+15% H_2 foram iniciados na condição de 70 cm/min para a velocidade de soldagem. No entanto, ela foi progressivamente reduzida até 50 cm/min, devido a descontinuidades ao longo do cordão de solda, conforme a Tab. 6.4. Para proteção gasosa Ar+5% H_2 os testes foram iniciados a uma velocidade de soldagem de 50 cm/min, variada até 60 cm/min.

Tabela 6.4 - Parametrização para testes exploratórios sobre a mistura Ar+5% H₂ e Ar+15% H₂

Teste	V _{sold} [cm/min]	H ₂ [%]	I [A]
1	70	15	300
2	60	15	300
3	70	15	300
4	70	15	300
5	60	15	300
6	60	15	300
7	60	15	300
8	50	15	300
9	50	5	300
10	50	5	300
11	50	5	300
12	50	5	300
13	60	5	300
14	60	5	300

Para o gás de proteção Ar+5% H₂, conseguiu-se soldar com velocidades em torno de 50 cm/min, indicando também ser possível obter bons resultados quando a eficiência do processo, quando comparada ao teor de Ar+10% H₂, em que se conseguiram velocidades de soldagem de até 60 cm/min.

Os testes utilizando a mistura Ar+15% H₂ mostraram não ser possível aumentar ainda mais a velocidade de soldagem, ao passo do aparecimento de instabilidades ao longo do cordão. Além disto, observou-se que o aparecimento de poros ao longo do cordão de solda, que em alguns casos, afluíam na sua superfície, como mostra a Fig. 6.7. Segundo Hooijmans (1994), a formação de porosidade devido ao hidrogênio pode ocorrer primeiramente devido a alta solubilidade do H₂ no metal líquido, dependendo da microestrutura do material e da presença de impurezas e elementos de liga, os quais formam sítios de nucleação e aprisionamento de H₂. Não obstante, depende também das condições de soldagem, em particular, a taxa de solidificação. De fato, é esperado que um aumento na taxa de solidificação (como um aumento na velocidade de soldagem para a mesma corrente média, por exemplo), facilitando o aprisionamento e a formação dos poros no cordão solidificado. Desta forma, acredita-se que utilizar teores de hidrogênio superiores a 10% passa a não ser tão interessante, pois além de

aumentar a susceptibilidade ao aparecimento dos problemas citados, não garante alcançar velocidades de soldagem maiores.



Figura 6.7 - Vista superficial do cordão de solda realizado com mistura Ar+15% H₂

6.2 Soldagem de chapas sobrepostas de espessura 3 mm

Assim como foi feito para a soldagem de chapas sobrepostas 2+2 mm, nesta seção procurou-se avaliar as velocidades limites para se soldar chapas 3+3 mm com proteção gasosa de Argônio Puro, Ar+5% H₂ e Ar+10% H₂. A parametrização de posicionamento da tocha foi mantida como na seção 6.1.5. Os testes (Tabela 6.5) foram iniciados com argônio puro, em nível de corrente de 300 A. Conseguiu-se soldar com sucesso em velocidade de 30 cm/min. A repetibilidade do resultado foi mostrada pelos testes 2, 3 e 4. Para as misturas Ar+5% H₂ e Ar+10% H₂, neste mesmo nível de corrente, foi possível soldar com 40 cm/min (testes 5, 6, 7 e 8).

Na tentativa de se aumentar a velocidade de soldagem, a corrente foi elevada para 450 A. No entanto, não foi possível soldar, já que este nível de corrente favorece o aparecimento de instabilidades para esta espessura de chapa (testes 9 e 10). Quando a corrente foi reduzida para 400 A, foi possível obter cordões com bons aspectos superficiais tanto para argônio puro quanto para as duas misturas. Para Ar+10% H₂ foi possível soldar com 60 cm/min (testes 12 e 13). Para Ar+5% H₂ a velocidade que proporcionou melhores resultados foi 50 cm/min (testes 15 e 16), enquanto que para Argônio conseguiu-se 35 cm/min (testes 18 e 19). A sequência dos testes é mostrada na Tab. 6.5.

Tabela 6.5 - Parametrização para testes exploratórios da soldagem de chapas sobrepostas de 3 mm

Teste	V_{sold} [cm/min]	I [A]	Gás de Proteção
1	40	300	Argônio Puro
2	30	300	Argônio Puro
3	30	300	Argônio Puro
4	30	300	Argônio Puro
5	40	300	5% H ₂
6	40	300	5% H ₂
7	40	300	10% H ₂
8	40	300	10% H ₂
9	100	450	10% H ₂
10	80	450	10% H ₂
11	70	400	10% H ₂
12	60	400	10% H ₂
13	60	400	10% H ₂
14	60	400	5% H ₂
15	50	400	5% H ₂
16	50	400	5% H ₂
17	40	400	Argônio Puro
18	35	400	Argônio Puro
19	35	400	Argônio Puro

Nota-se que, para a soldagem de chapas 3+3 mm abordada nesta seção, tornou-se possível soldar com correntes maiores (até 400 A), garantindo-se a repetibilidade das condições, o que não foi possível na soldagem de chapas 2+2 mm. Devido à maior espessura das chapas, tem-se mais material sendo fundido, resultando em uma poça de fusão de maior volume, diminuindo assim, a vulnerabilidade à desestabilização pela pressão do arco em correntes elevadas. Os resultados também confirmaram a boa parametrização de posicionamento da tocha, como foi utilizado também para os melhores casos abordados na seção 6.2.

6.3 Discussão dos resultados

Através dos procedimentos executados na seção 6.1, foi possível se estabelecer faixas operacionais possíveis para se soldar chapas sobrepostas 2+2 mm com corrente de 300 A para os 3 tipos de gases de proteção (Fig. 6.8). Não foi possível para essa espessura se soldar com correntes acima desse valor. De forma análoga, são ilustradas na Fig. 6.9 as faixas correspondentes para se soldar chapas 3+3 mm com correntes de 300 e 400 A. Verifica-se em ambas figuras a possibilidade de se aumentar a faixa operacional de corrente (em cerca 70%) ao se trabalhar com misturas Ar com H₂ no lugar da proteção com Ar puro, mantendo-se a mesma geometria da união.

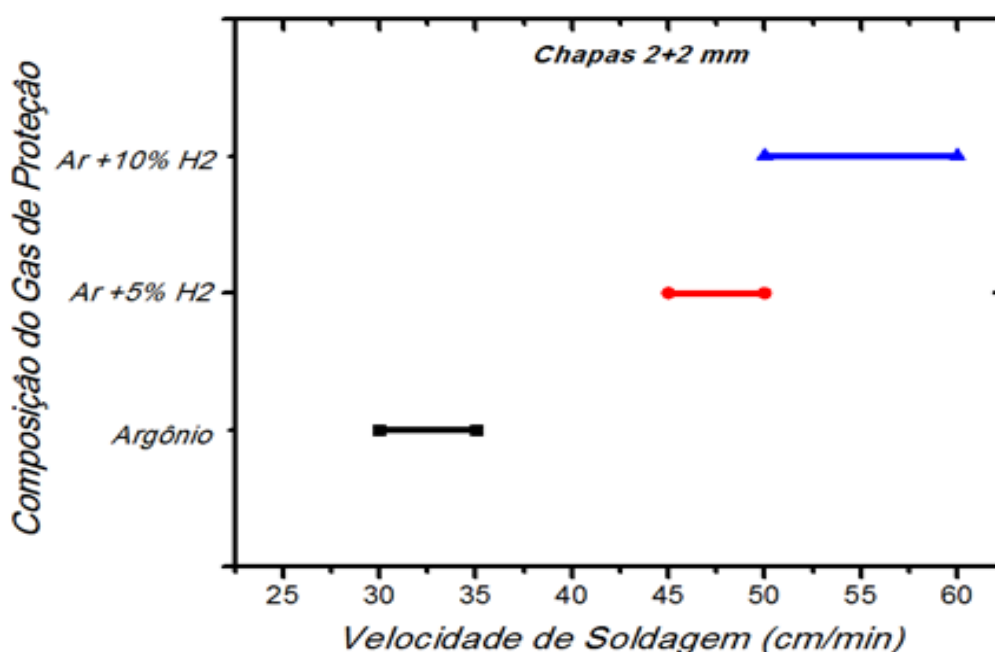


Figura 6.8 - Faixas operacionais para soldagem TIG a 300 A, filete horizontal em juntas sobrepostas de chapas 2+2 mm, com diferentes gases de proteção

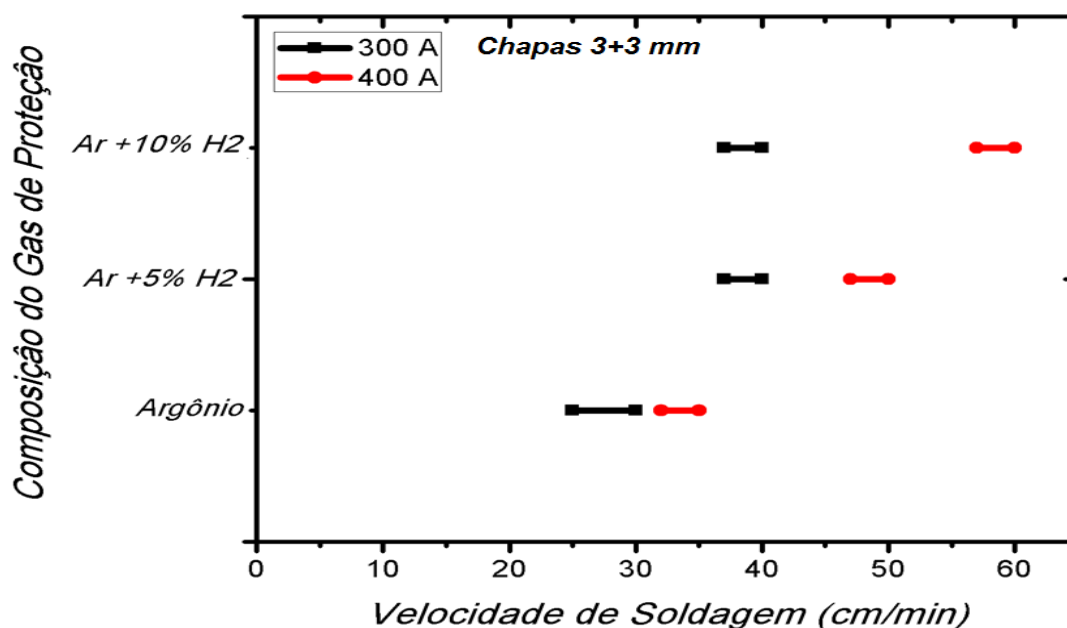


Figura 6.9 - Faixas operacionais para soldagem TIG a 300 e 400 A, filete horizontal em juntas sobreposta de chapas 3+3 mm, com diferentes gases de proteção

Após estabelecidas as faixas operacionais para esta soldagem, foi realizado um teste representativo dentro de cada faixa operacional. A Tab. 6.6 apresenta os parâmetros resultantes das soldagens (os oscilogramas referentes a esta Tabela estão no Apêndice III). Em seguida as amostras foram preparadas para ensaio macrográfico por meio de suas respectivas seções transversais (ataque em Nital 6%). A Fig. 6.10 apresenta os aspectos superficiais dos cordões de solda obtidos em cada dessas faixas operacionais e a Fig. 6.11 apresenta seus respectivos aspectos geométricos. Observa-se principalmente um acréscimo significativo da penetração quando a mistura Ar + H₂ é aplicada. Chama-se atenção que essa maior penetração se deu mesmo com velocidades de soldagens maiores, ou seja, potencialmente menor calor imposto (já que a energia de soldagem torna-se menor) e, conseqüentemente, menor distorção.

Tabela 6.6 - Parametrização (valores monitorados e/ou regulados) das soldagens nos limites das faixas operacionais de cada condição

Combinação	I _m [A]	V _m [V]	V _{sold} [cm/min]	E _{sold} [kJ/cm]
2+2 mm / Argônio Puro	301,1	13,9	30	8,36
2+2 mm / Ar+5%	301,2	14,4	50	5,2
2+2 mm / Ar+10%	300,4	16,1	50	5,79

Combinação	I_m [A]	V_m [V]	V_{sold} [cm/min]	E_{sold} [kJ/cm]
3+3 mm / Argônio Puro	302,1	13,7	30	8,27
3+3 mm / Ar+5%	302,4	14,8	40	6,71
3+3 mm / Ar+10%	302,3	15,8	40	7,16
3+3 mm / Argônio Puro	403,1	14,9	35	10,29
3+3 mm / Ar+5%	403,2	16,6	50	8,02
3+3 mm / Ar+10%	402,1	18,1	60	7,23

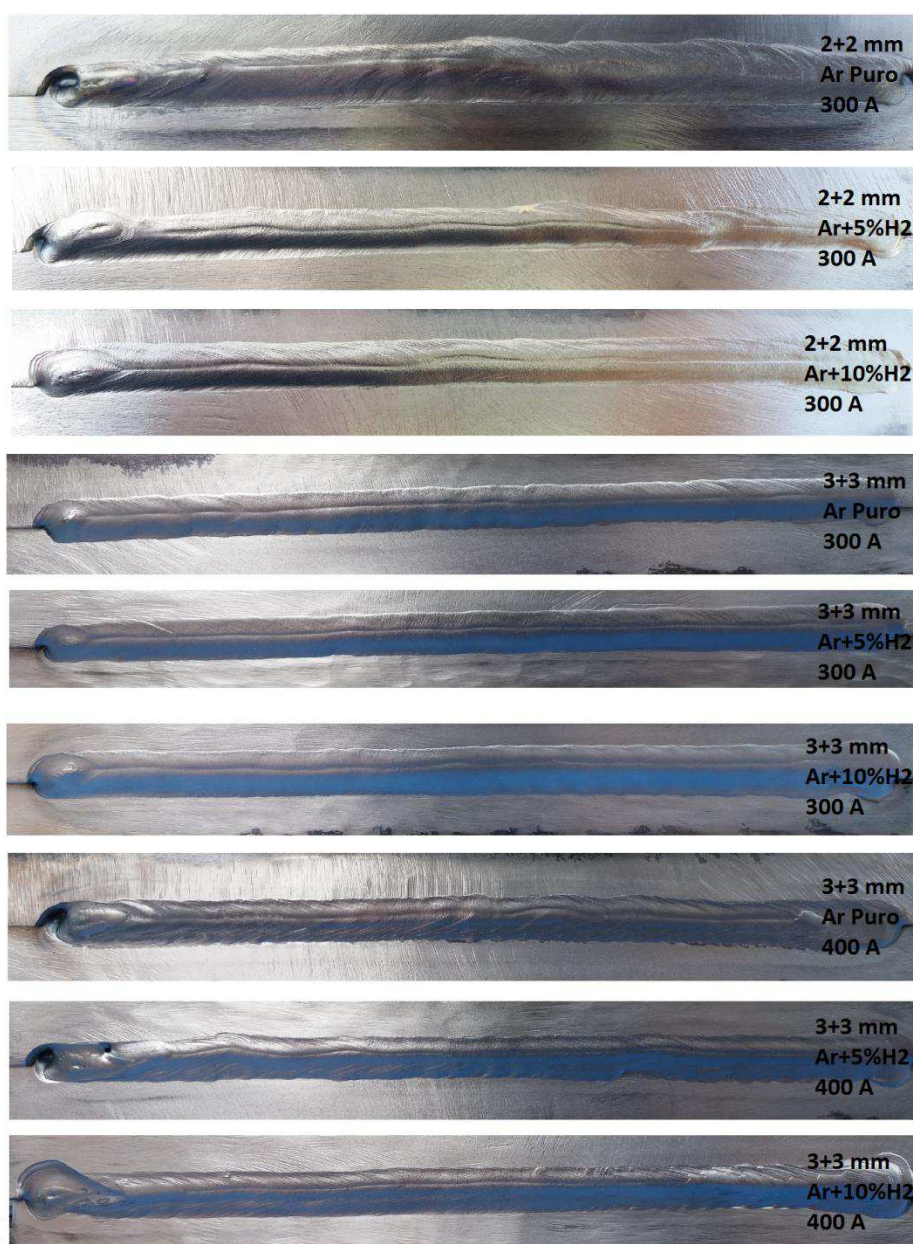


Figura 6.10 - Aspectos superficiais das soldas representativas de cada faixa operacional apresentadas na Tab. 6.6

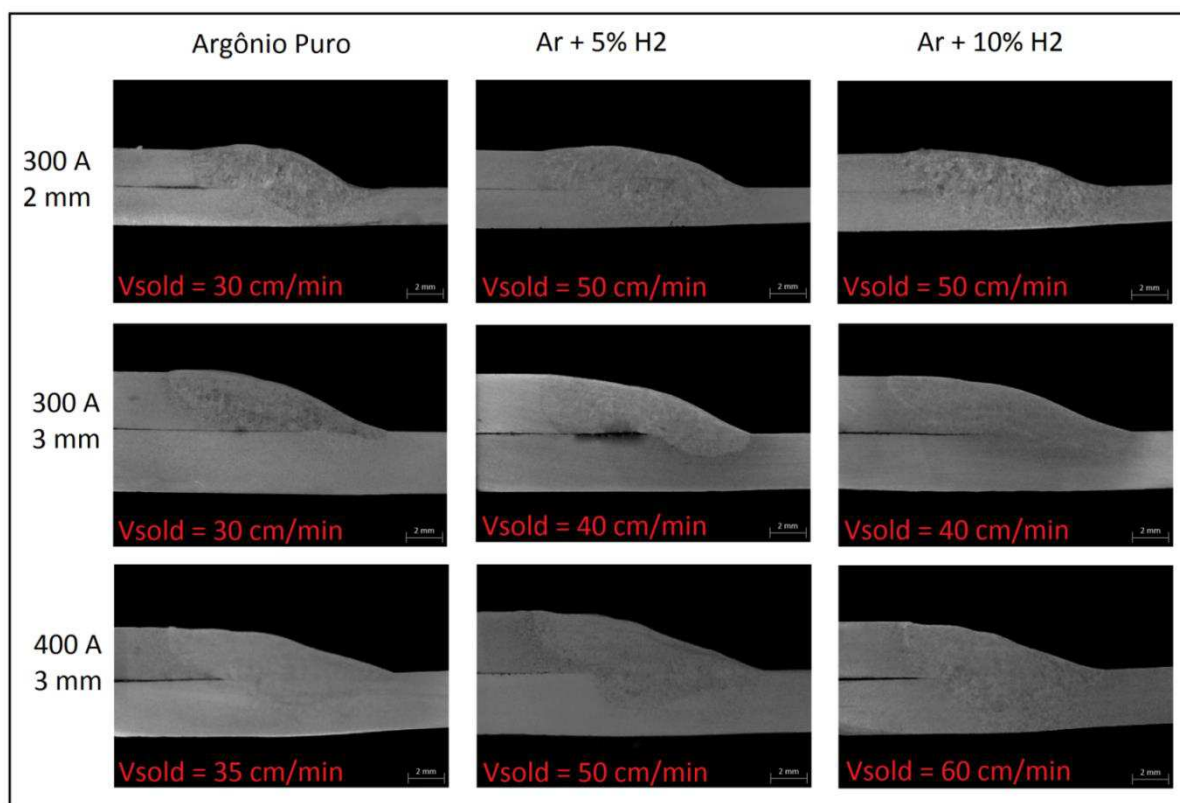


Figura 6.11 - Seções transversais de soldas representativas de cada cordão apresentado na Fig. 6.10

Diante dos resultados dos testes representativos, observou-se que o posicionamento de tocha sugerido (“X”, “ θ ” e “DEP” respectivamente, 1 mm, 30° e 4 mm) se mostra efetivo, garantindo cordões de solda com bom aspecto superficial, livre da presença de mordeduras e bom aspecto geométrico da zona fundida. Alguma variação do ângulo de posicionamento ($\pm 5^\circ$) é tolerável. Entretanto, seu aumento influencia na susceptibilidade à ocorrência de mordeduras. Os parâmetros de posicionamento da tocha e DEP possuem baixa tolerância à variações, principalmente se tratando de altas velocidades de soldagem. Portanto, é recomendado o uso de um AVC (Arc Voltage Control).

Savage; Nippes; Agusa (1979) sugerem um mapeamento quanto à vulnerabilidade para a ocorrência de descontinuidade em alta corrente. Analisando-se os níveis de correntes alcançados neste trabalho (400 A) e velocidade de 35 cm/min, esta condição estaria dentro de uma faixa livre da ocorrência de descontinuidades, segundo o autor. No entanto a espessura do material deve ser considerada. Foi possível notar que quando há pouco material sendo fundido na junta (chapas de 2+2 mm), a faixa para ocorrência de instabilidades ganharia bastante espaço. Uma grande dificuldade para se trabalhar com chapas finas é achar uma faixa de

operação na qual a energia de soldagem envolvida não fure a chapa e ao mesmo tempo não desestabilize a poça de fusão, causando deformidades no cordão.

Analisando-se os aspectos geométricos dos cordões, comparativamente entre Ar puro e Ar+H₂, principalmente a zona fundida, reforça-se a ideia de que a quantidade de material na poça tem um papel importante sobre a definição da velocidade limite, quanto ao surgimento de descontinuidade na soldagem TIG de alta corrente. É possível notar a maior quantidade de material fundido para misturas com hidrogênio, mesmo em casos de maior velocidade de soldagem, sugerindo um aumento da faixa operacional sem ocorrência de descontinuidades. Portanto, é visível a influência do hidrogênio no acréscimo da eficiência de fusão, mostrando-se como uma boa alternativa para se obter maiores velocidades de soldagem. Tais resultados vão de encontro aos resultados apresentados por Schwedersky (2011). No entanto, é necessário avaliar as condições para que ele não gere problemas, como por exemplo, a formação de poros identificados em alguns testes desse capítulo. Assim sendo, deve ser levado em consideração a composição química do material e a garantia de uma boa limpeza superficial da região de formação do cordão. Por fim, é interessante destacar que o hidrogênio é um gás muito inflamável e, portanto, explosivo. Sua utilização em misturas deve ser realizada com devidas precauções de segurança.

CAPÍTULO VII

CONCLUSÃO

Capacidade de aumento da penetração em alta corrente

- Por meio da pulsação de corrente é possível se obter maiores penetrações e diminuição das larguras do cordão do que em soldagens com mesmos valores de corrente médias em corrente constante. Logo, os efeitos do pulso são superiores aos efeitos de base e assim, a corrente pulsada é recomendada para elevadas penetrações;
- A tendência para ocorrência de instabilidades na poça de fusão, caracterizando desuniformidades na superfície do cordão, se intensifica com o aumento da corrente soldagem e modificação de parâmetros de pulsação, como aumento de ΔI e frequência de pulsação (até 10 Hz);
- Existem combinações de parâmetros na soldagem TIG em que cavidades alongadas na raiz do cordão se fazem presentes, mas a imposição da folga em junta de topo mostrou ser capaz de amenizar ou eliminar a formação dessa descontinuidade;
- Não se encontraram evidências de que uma maior parcela de potência não ativa na potência total poderia significar uma redução na transferência de calor para a chapa, governando a formação do cordão de solda.

Construção do arco pelo super-resfriamento do eletrodo

- O uso do super-resfriamento do eletrodo mostrou ser capaz de aumentar a penetração, embora não de forma significativa;
- O uso do super-resfriamento do eletrodo levou a um maior aquecimento da ponta do eletrodo, o que a princípio não era esperado.

Aplicação da soldagem TIG em união de chapas sobrepostas

- Verificou-se a potencialidade do uso da soldagem TIG com alta corrente sem material de adição para união de chapas sobrepostas com junta (2+2 mm) e (3+3 mm);
- Essa potencialidade é acrescida pelo uso de mistura Ar + H₂ como gás de proteção em substituição ao Ar puro, proporcionando maior eficiência de fusão;
- A utilização das misturas com H₂ diminuiu de forma notória a tendência de formação de descontinuidades de soldagem, como humping ou instabilidades na poça de fusão;
- Foi possível soldar em faixas operacionais de até 60 cm/min utilizando-se Ar + 10% H₂ como gás de proteção em juntas de (2+2 mm) e (3+3 mm).

CAPÍTULO VIII

TRABALHOS FUTUROS

Com intuito de aprimorar os dados e informações obtidos durante o desenvolvimento deste trabalho, são propostas as seguintes sugestões para dar continuidade e contribuir para a aplicação do processo TIG em alta corrente.

- Desenvolver um estudo comparativo relacionado à eficiência de fusão acerca dos processos derivativos TIG (A-TIG, CF-TIG, Twin-TIG), juntamente ao acréscimo de hidrogênio no gás de proteção, já que foi mostrado o potencial deste gás por possibilitar aumentar a velocidade limite para se soldar no processo TIG e minimizar a susceptibilidade para ocorrência de instabilidades no cordão de solda;
- Avaliar o efeito conjunto entre a super-refrigeração do eletrodo e parâmetros do processo TIG, tais como, ângulo de apontamento do eletrodo, vazão do gás de proteção, composição do gás de proteção, e diâmetro do eletrodo, verificando assim o comportamento do arco e influência sobre a geometria do cordão;
- Avaliar o efeito da pulsação de corrente sobre a soldagem de chapas finas em alta corrente, variando-se os parâmetros (corrente de pulso, corrente de base, tempo de pulso, tempo de base) na tentativa de um melhor controle sobre a poça de fusão para amenizar a ocorrência de instabilidades;
- Desenvolver um estudo comparativo entre o gás hélio e porcentagens de hidrogênio no gás de proteção para a soldagem de chapas finas, avaliando o desempenho quanto à produtividade e custo do processo, visto o potencial do emprego de hidrogênio na soldagem TIG e mostrado, na literatura, que o He é um gás possível de se soldar em velocidades cerca de três vezes mais elevadas do que argônio puro para a mesma corrente média, mas em contrapartida, é um gás mais caro que o hidrogênio;
- Avaliar a soldagem de chapas finas com alimentação de material, verificando a possibilidade de se alcançar maiores velocidade de soldagem aplicando maiores

correntes, já que foi mostrado neste trabalho que o volume de material fundido tem influência sobre a faixa operacional para a não ocorrência de descontinuidades;

- Avaliar a soldagem TIG em alta corrente sem material de adição sobre a solda tampão sem rasgo em chapas finas, levantando um envelope operacional e estudando a influência dos parâmetros de soldagem (como ângulo de ataque da tocha, corrente de soldagem, misturas com hidrogênio no gás de proteção, entre outros) sobre o desempenho do processo, na tentativa de se identificar as dificuldades quando se muda a geometria da junta, verificando a possibilidade de se aumentar a velocidade limite para se soldar, quando comparada à solda de filete.

CAPÍTULO IX

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANDRADE, N. S.; et al. Investigação teórica e experimental do efeito termiônico. Revista Brasileira de Ensino de Física. Brasil, v. 35, n. 1, p. 1308/1-6, Fevereiro, 2013.

BERTHIER A.; PAILLARD P.; CARIN M.; PELLERIN S.; VALENSI F. TIG and A-TIG welding experimental investigations and comparison with simulation. Part 2: arc constriction and arc temperature. Science and Technology and Joining, v.17, n. 8, p. 616-621, March 2012.

BURGART, P.; HEIPLE, C. A. Interaction between impurities and welding parameters in determining GTA weld shape. Welding Journal. USA, v.72, n.7, p.150s, jul. 1986.

DA CRUZ, J. R.; SCOTTI, A. Materiais para Eletrodos que Emitem Termiõnicamente. Soldagem e Inspeção, Brasil. v. 18, n. 4, p. 370-379, 2013.

FONTANA, A. Relação entre o ângulo da ponta do eletrodo e geometria do cordão de solda no processo de soldagem TIG. 1986. 98 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

GONZALEZ, E. A. Uma abordagem técnica e científica do processo TIG keyhole à luz de novas tecnologias e aspectos comparativos com o processo plasma. 2015. 131 f. Dissertação de Mestrado em Eng. Mecânica – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

HOOIJMANS, J. Hydrogen Absorption in Iron and Steel During Gas Tungsten Arc Welding. 1994 Theses. Ed. The Netherlands: Delft Univ.

IETKA, M. F. Aplicação de soldagem TIG com alta produtividade no selamento de compressores herméticos para refrigeração. 2010. 142 f. Dissertação de Mestrado em Eng. Mecânica - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

JARVIS, B. L. Keyhole gas tungsten arc welding: a new process variant. 2001. Wollongong: Doctor Philosophy thesis, Faculty of Engineering, University of Wollongong.

JOSEPH A, HARWIG D, FARSON DF, RICHARDSON R. Measurement and calculation of arc power and heat transfer efficiency in pulsed gas metal arc welding. *Sci Technol Weld Join* 8(6):400–406, 2003.

KEY, J. F. et al. Arc Physics of Gas - Tungsten Arc Welding. American Welding Society. The Welding Handbook. V.6, 86p, 1990.

KODAMA, S.; ICHIYAMA, Y.; IKUNO, Y.; BABA, N. (2007) Process Modeling of Short-Circuiting GMA Welding and Its Application to Arc Sensor Control. *Nippon Steel Technical Report*, 95 (1), pp.71-75,. UDC 621.791.75:681.3.

KOU, S. Welding metallurgy. 2.ed. USA: John Wiley & Sons, Inc., 2003. 455p.

KUMAR V.; LUCAS B.; HOWSE D.; MELTON G.; RAGHUNATHAN S.; VILARINHO L.O. Investigation of the A-TIG mechanism and the productivity benefits in TIG welding Conference on the Joining of Materials (JOM 15) and 6th International Conference on Education in Welding (ICEW 6) 3-6 May 2009, Helsingor, Denmark.

LANCASTER J. F.: The physics of welding, 2.ed. Oxford, Pergamon Press, 1986, 340 p.

LIMA, E. F.; FOSCHINI, M.; MAGINI, M. O efeito termiônico: uma nova proposta experimental, *Revista Brasileira de Ensino de Física*, Brasil, v. 23, n. 4, p.391-394. 2001.

LIN M. L. AND EAGAR T.W. Pressures produced by gas tungsten arcs, *Metallurgical Transactions B*, Sept. 1986, vol. 17, pp. 601-607.

LISKEVYCH, ET AL. Intrinsic errors on cryogenic calorimetry applied to arc welding. *Weld world JCR*, v.1, p.001-010, March, 2013.

LOHSE, M. et al., 2013, "Keyhole welding with CF-TIG", International Institute of Welding, Document XII-2141-13.

MACHADO, M. V. R. ET AL. Topologia de Condicionamento de Sinais para Monitoramento de Processos de Soldagem a Arco. Congresso Nacional de Soldagem, 2011, Natal.

MATSUDA, F. et al. Effect of surface coating around tungsten electrode on formation of "Rim". Transactions of JWRI, Osaka, v. 16, n. 1, p. 211-214, May 1987.

MELFI, T. New code requirements for calculating heat input. Weld J 9(6):61–65, 2010.

MENDEZ, P. F.; EAGAR, T. W. Penetration and defect formation in high-current arc welding. Welding Journal, p. 296-306, October 2003.

NASCIMENTO AS, BATISTA MA, NASCIMENTO VC, SCOTTI A. Assessment of electrical power calculation methods in arc welding and the consequences on the joint geometric, thermal and metallurgical predictions. Soldagem e Inspeção 12(2):97–106 (in Portuguese), 2007.

NGO, M. D.; DUY, V.H.; PHUONG, N.T.; KIM, H.K.; KIM, S.B. Development of Digital Gas Metal Arc Welding System. Journal of Materials Processing Technology, 189 (1), pp. 384-391, 2007. DOI:10.1016/j.jmatprotec.2007.02.010.

NORRIS, J. T., C. V.; ROBINO, D. A.; HIRSCHFELD, AND M. J. PERRICONE, Effects of Laser Parameters on Porosity Formation: Investigating Millimeter Scale Continuous Wave Nd:YAG Laser Welds. Welding Journal, AWS, Vol. 90, pp. 198s-203s, Oct 2011.

PATON, B. E. Tecnologia da soldagem de metais e suas ligas a arco elétrico. Moscou: Machinostroenie, 1974. 768p.

REIS, R.P., SOUZA, D., SCOTTI, A., Models to Describe Plasma Jet, Arc Trajectory and Arc Blow Formation in Arc Welding, Welding in the World, IIW, 55 (3-4), Mar/Apr 2011, pp. 24-32 ISSN: 0043-2288.

SADEK, A. A.; USHIO, M.; MATSUDA, F., "Effect of rare earth metal oxide additions to tungsten electrodes", Metallurgical transactions, 1990, v. 21A, p. 3221-3236.

SAVAGE, W. F.; NIPPES, E. F.; AGUSA, K. Effect of Arc Force on Defect Formation in GTA Welding. Welding Journal, 212s-224s, Jul. 1979.

SCHNICK, M.; FUENTES, J. E.; ZSCHETZSCHE, J.; FÜSSEL, U.; SCHUSTER, H.; KRINK, V.; HUEBNER, M.; SZCZESNY, M. Cathode focussed TIG - Fundamentals and Applications”, International Institute of Welding, Document XII-1985-10, 2010.

SCHWEDERSKY, M. B.; DUTRA, J. C.; OKUYAMA, M. P.; SILVA, R. H. G. Soldagem TIG de elevada produtividade: influência dos gases de proteção na velocidade limite para formação de defeitos. *Soldagem e Inspeção*, Brasil. vol.16, no. 4, p.333-340, Dezembro de 2011.

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

SHIRALI, A. A.; MILLS, K. The effect of Welding Parameters on Penetration in GTA Welds. *Welding Journal*. USA, v. 72, n. 7, p.347s-353s, Jul. 1993.

SMIRNOV, V. V. Arc Welding Equipment, São Petersburgo: Energoatomizdat, 1986. 650p.

SODERSTROM, E.; MENDEZ, P. F. Humping mechanisms present in high speed welding. *Science and Technology of Welding and Joining*, p. 572-579, 11(5) 2006.

TERASAKI, H.; SIMPSON, S.W. Modelling of the GMAW System in Free Flight and Short-circuiting Transfer. *Science and Technology of Welding & Joining*, 10 (1), pp.120-124, 2005. DOI:10.1179/174329305X29528.

TOKAR, A. Efeito dos parâmetros de pulsação no processo TIG sobre a formação da poça de fusão. 2011. 85 f. Dissertação de Mestrado- Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

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*, n. 25, p. 369-376, 2000.

WONG Y. A; LING S. F. Improved measurement of resistance and calculation of arc power in fusion welding. *Science and Technology of Welding and Joining*. V.18, n. 1, p.52-56, 2013.

APÊNDICE I

Oscilogramas para Testes da Tabela 4.3

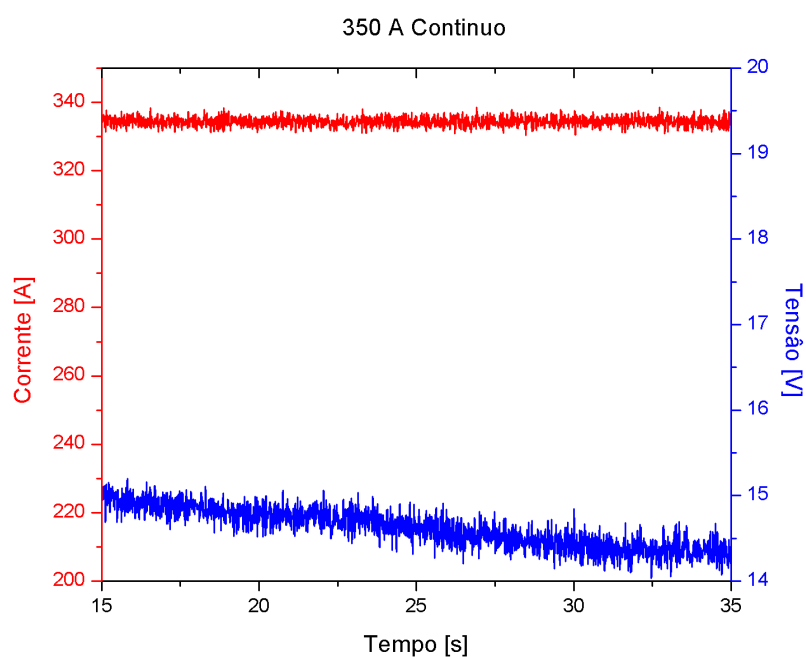


Figura 1.1 - Oscilograma para corrente contínua (Teste 1 da Tab. 4.3)

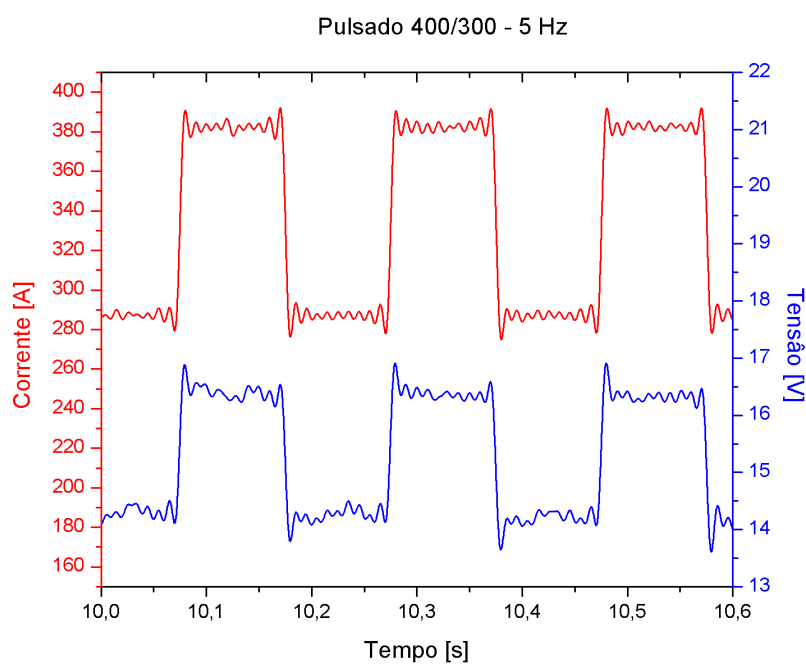


Figura 1.2 - Oscilograma para corrente pulsada (Teste 2 da Tab. 4.3)

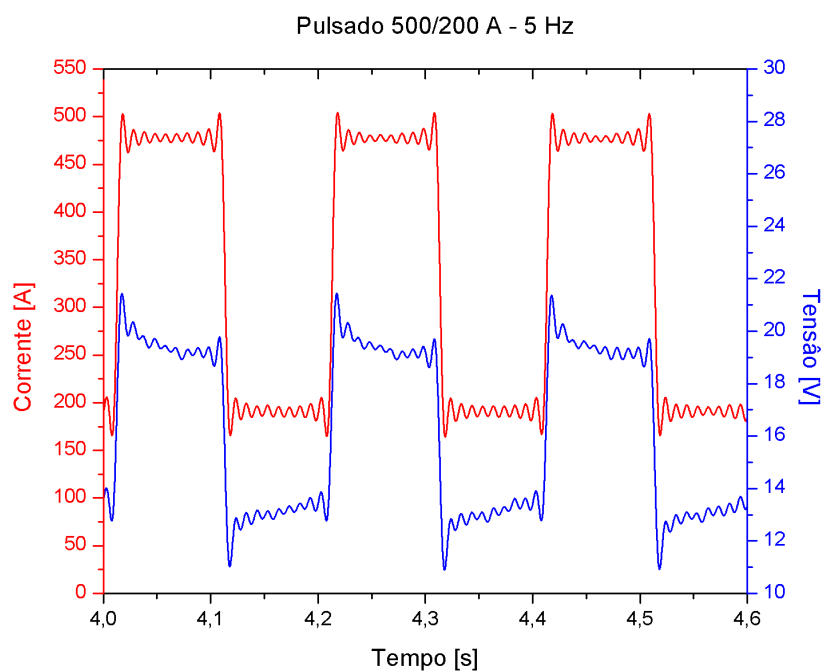


Figura 1.3 - Oscilograma para corrente contínua (Teste 3 da Tab. 4.3)

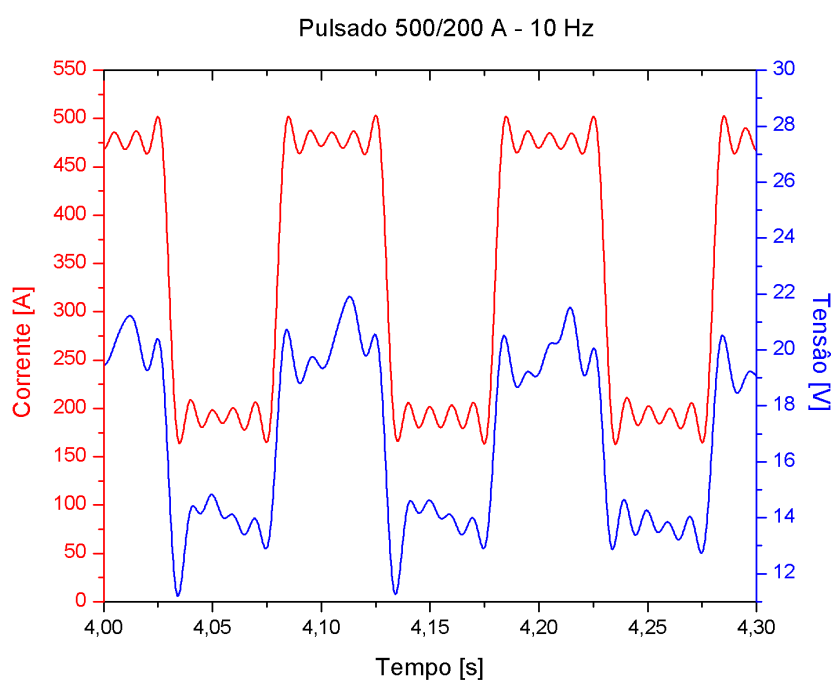


Figura 1.4 - Oscilograma para corrente contínua (Teste 4 da Tab. 4.3)

APÊNDICE II

Desenhos Técnicos Referentes às Peças da Tocha Fabricada

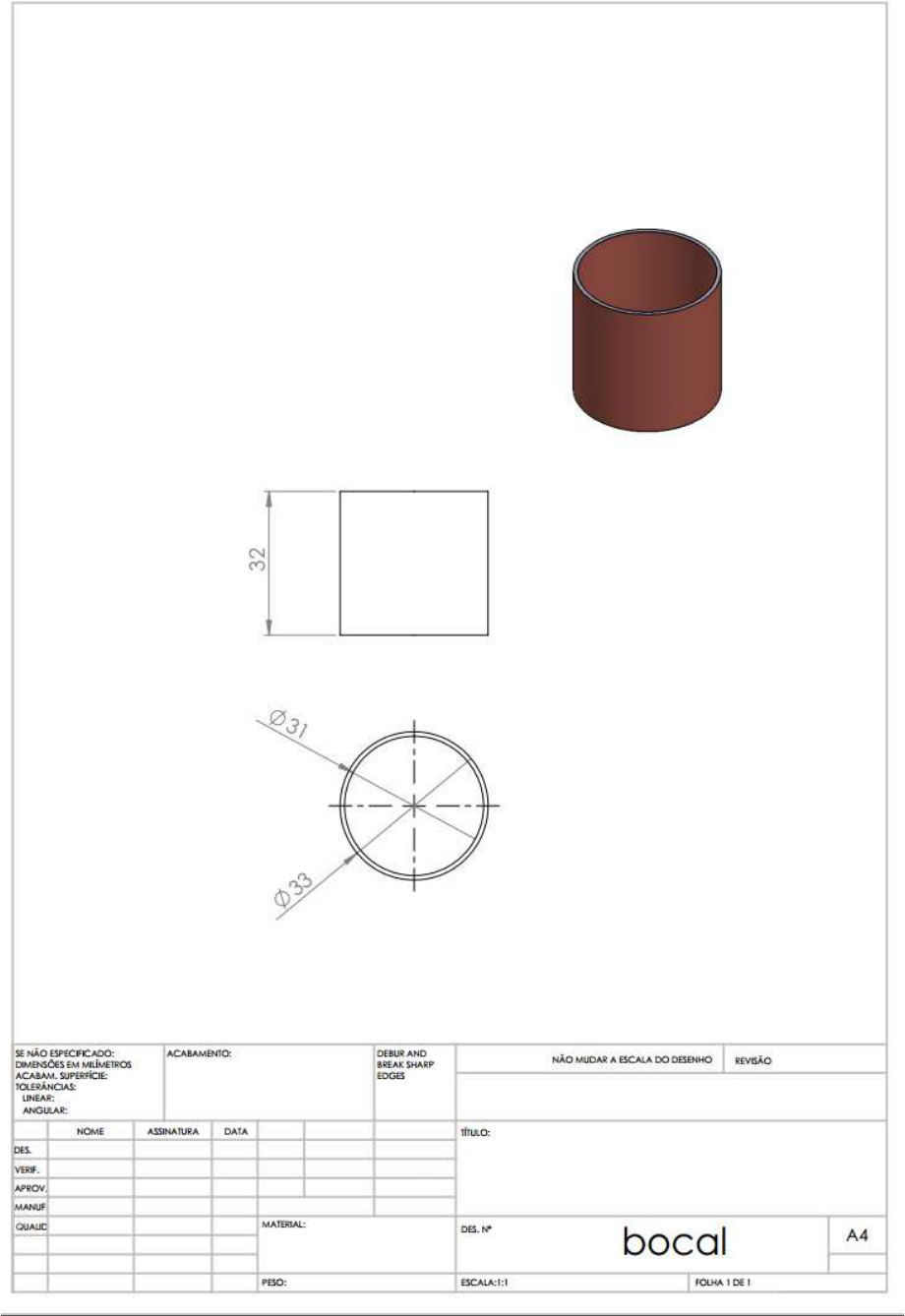


Figura 2.1 – Cotas para o bocal (Peça 10 da Fig. 5.3)

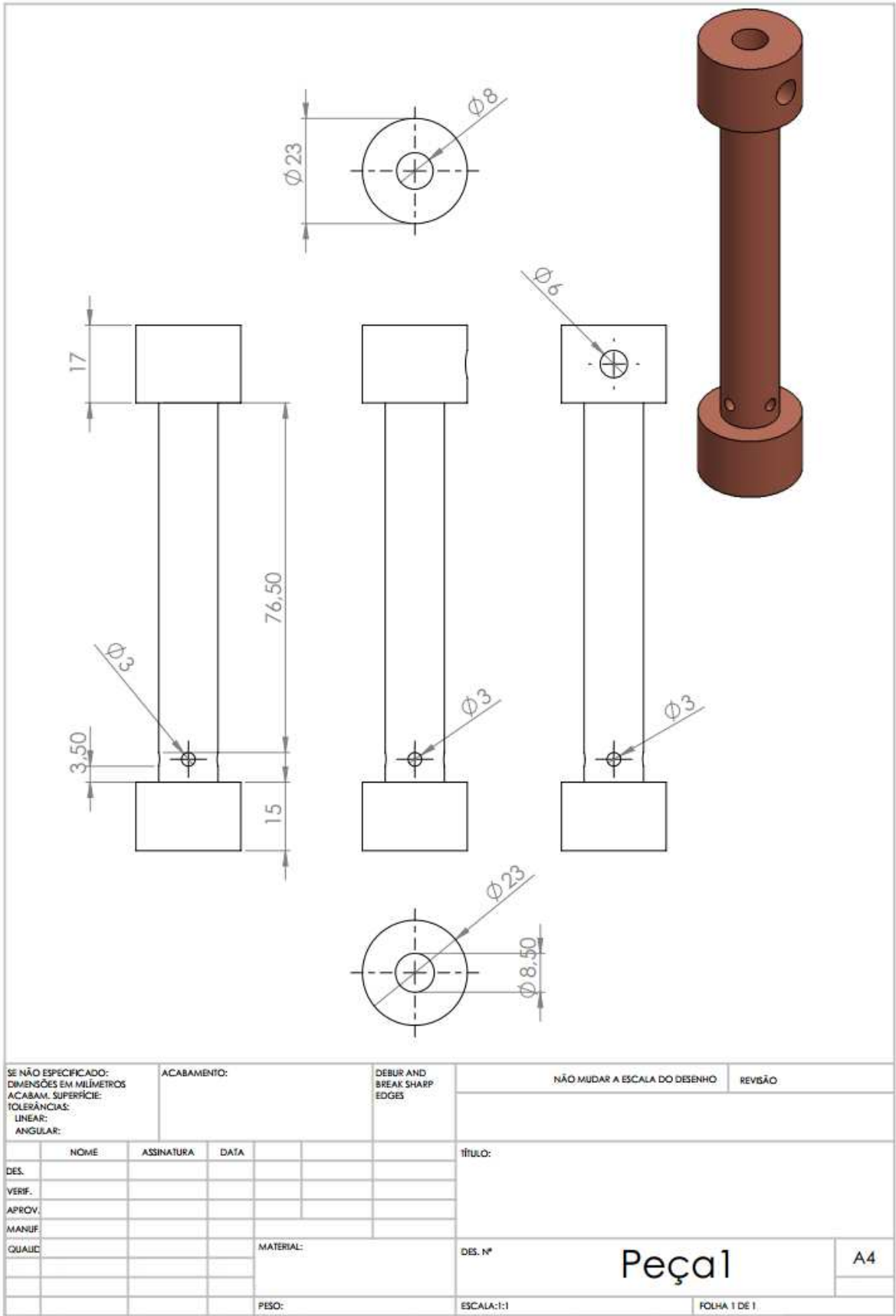


Figura 2.2 - Cotas para a peça 1 da Fig. 5.2

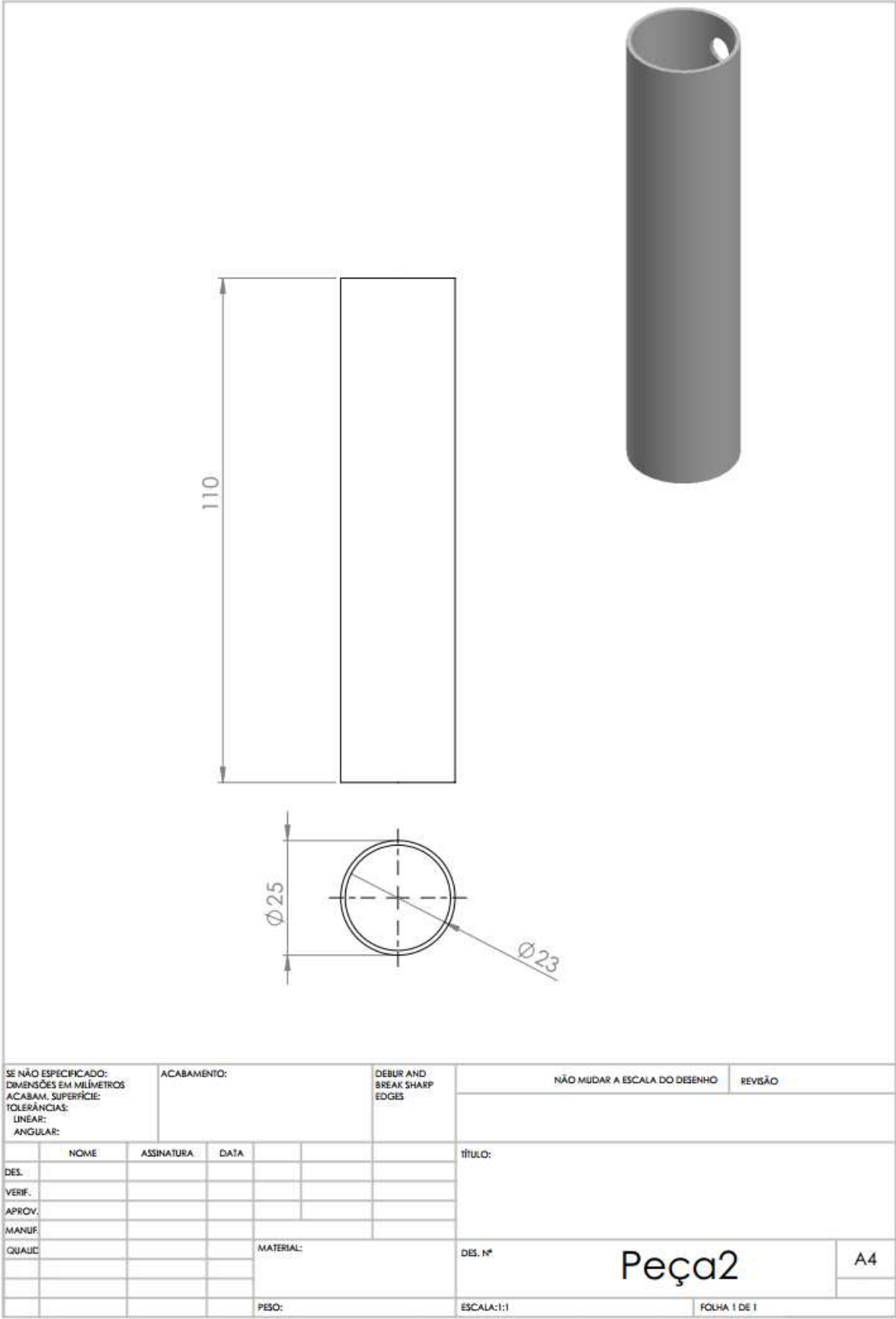


Figura 2.3 - Cotas para a peça 2 da Fig. 5.2

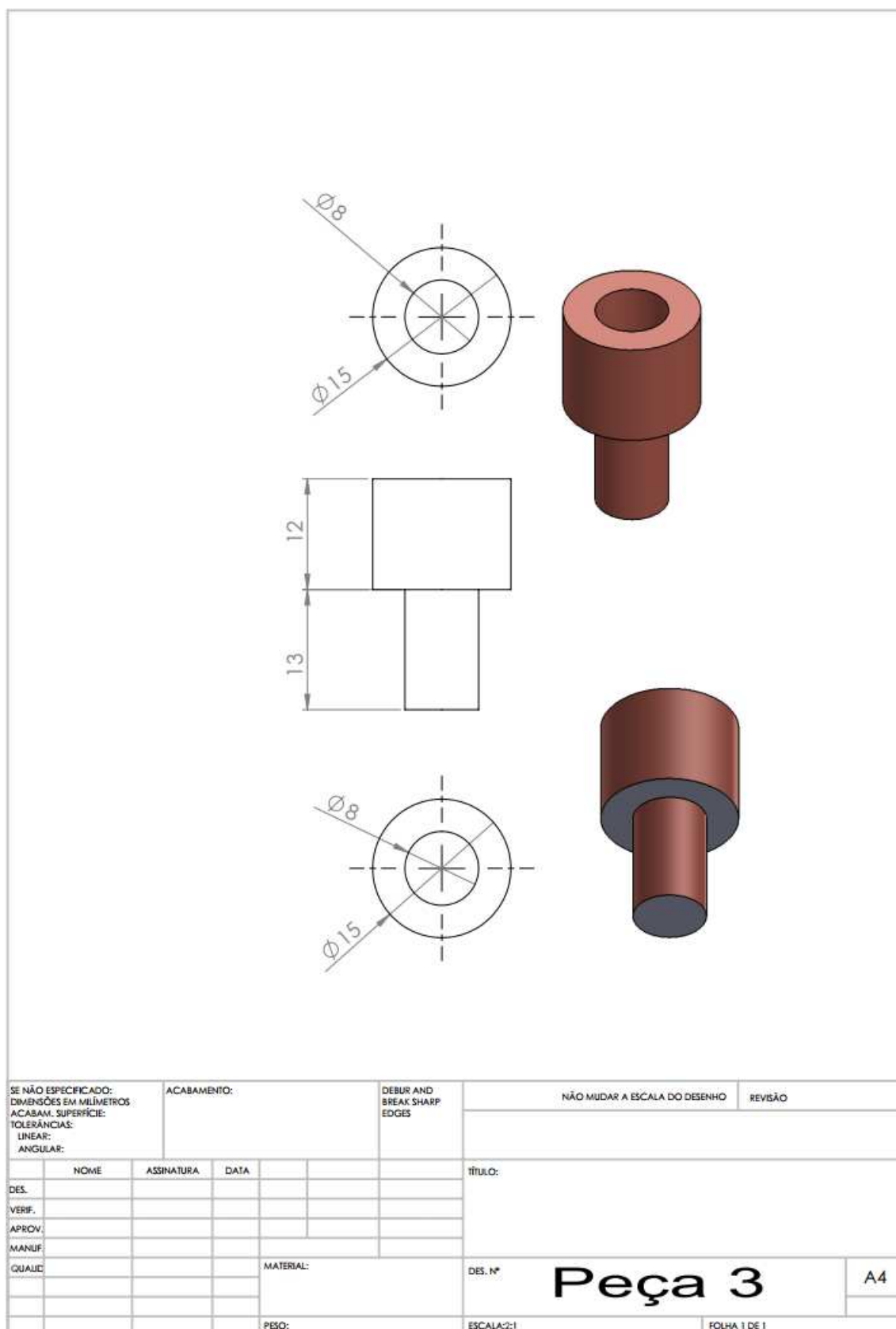


Figura 2.4 - Cotas para a peça 3 da Fig. 5.2

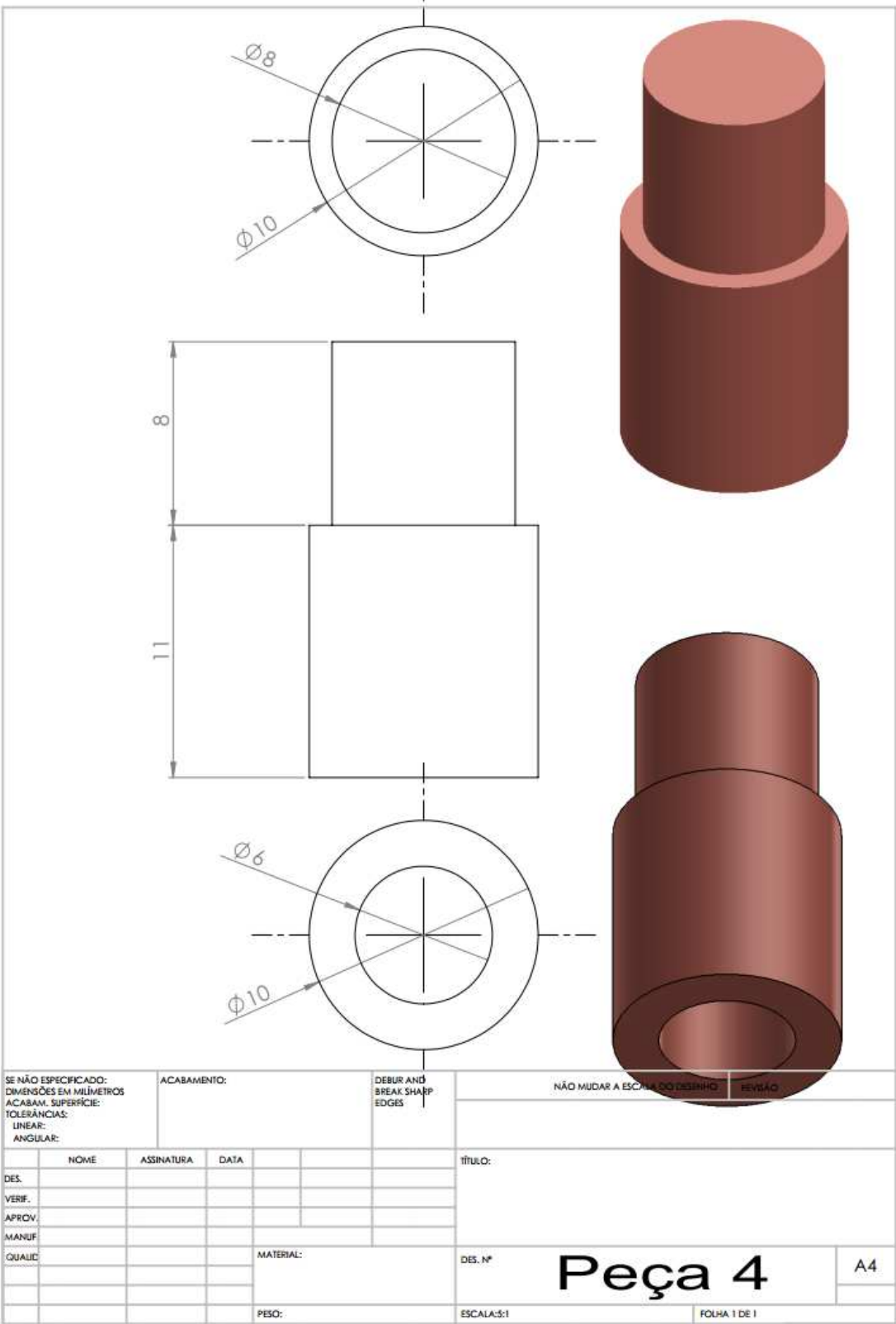


Figura 2.5 - Cotas para a peça 4 da Fig. 5.2

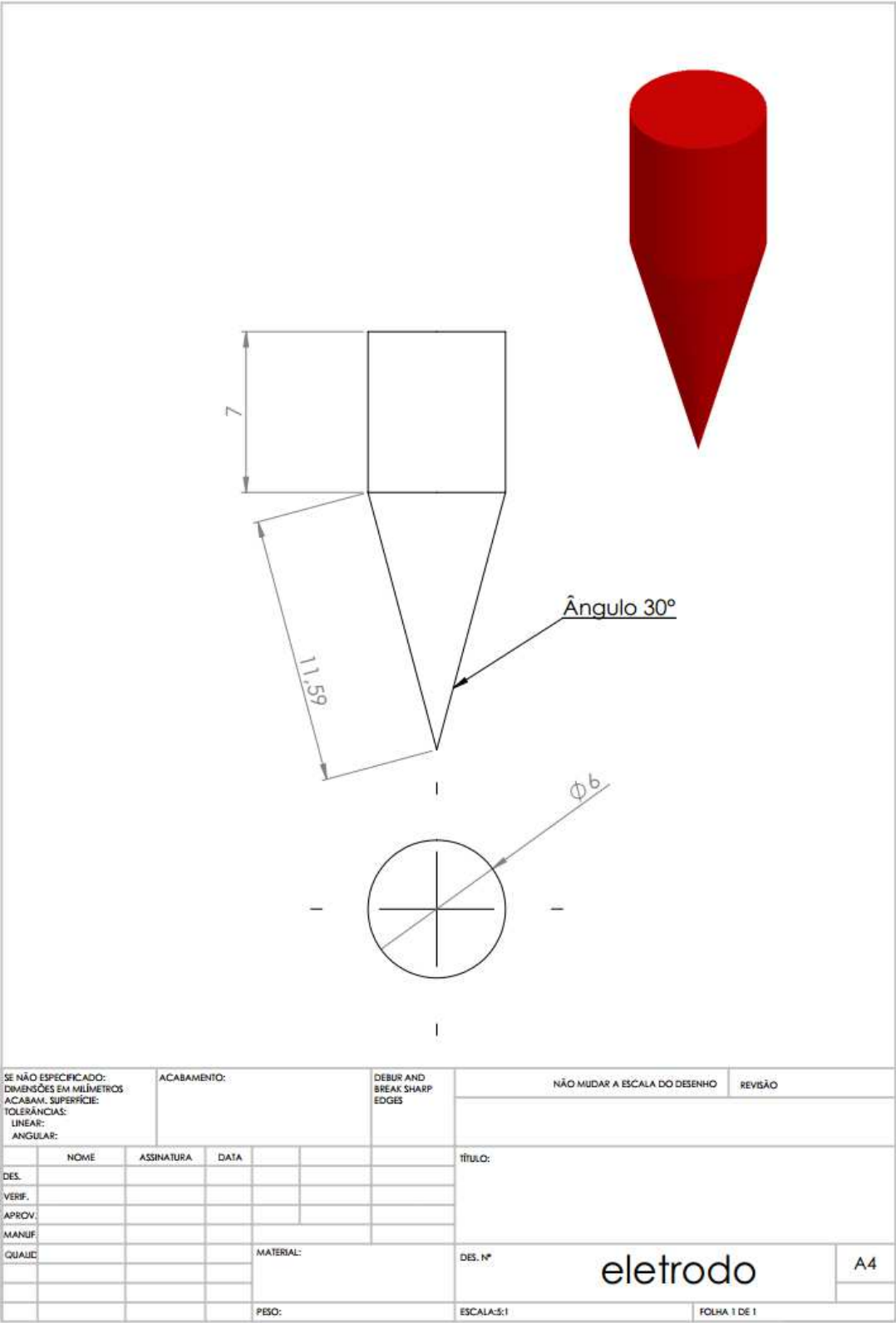


Figura 2.6 - Cotas para o eletrodo da peça 4 da Fig. 5.2

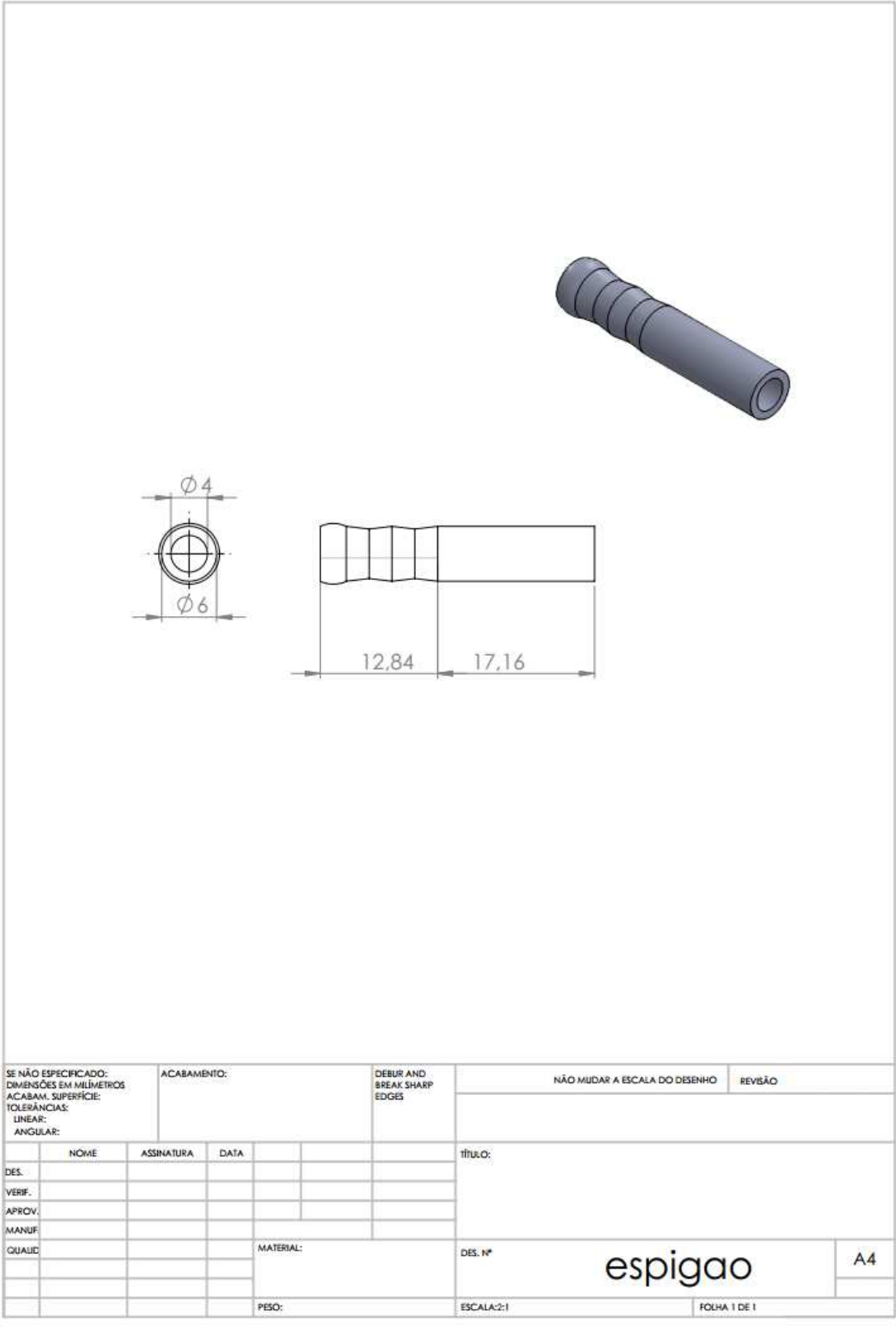


Figura 2.7 - Cotas para as peças 5 e 6 da Fig. 5.2

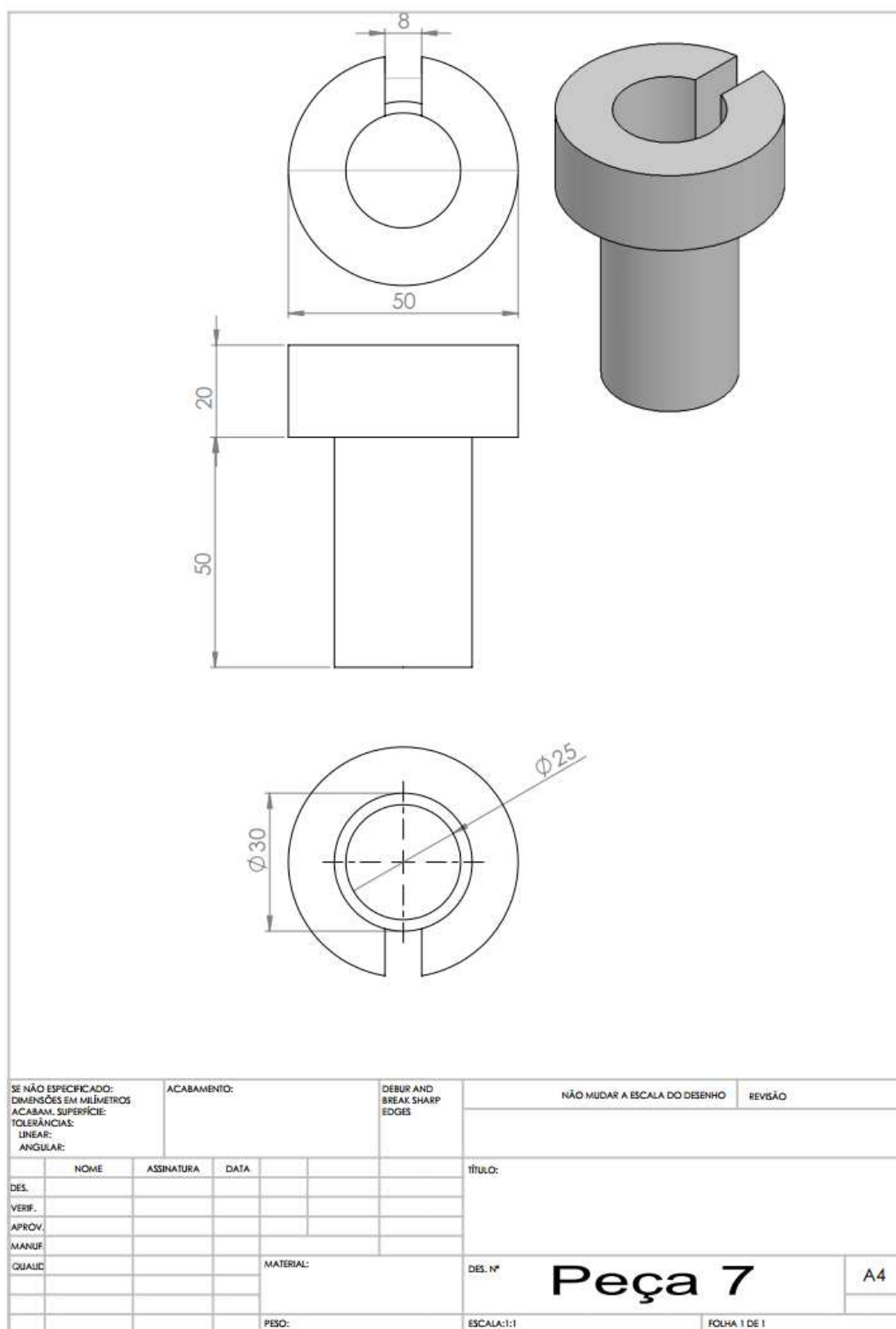


Figura 2.9 - Cotas para a peça 7 da Fig. 5.3

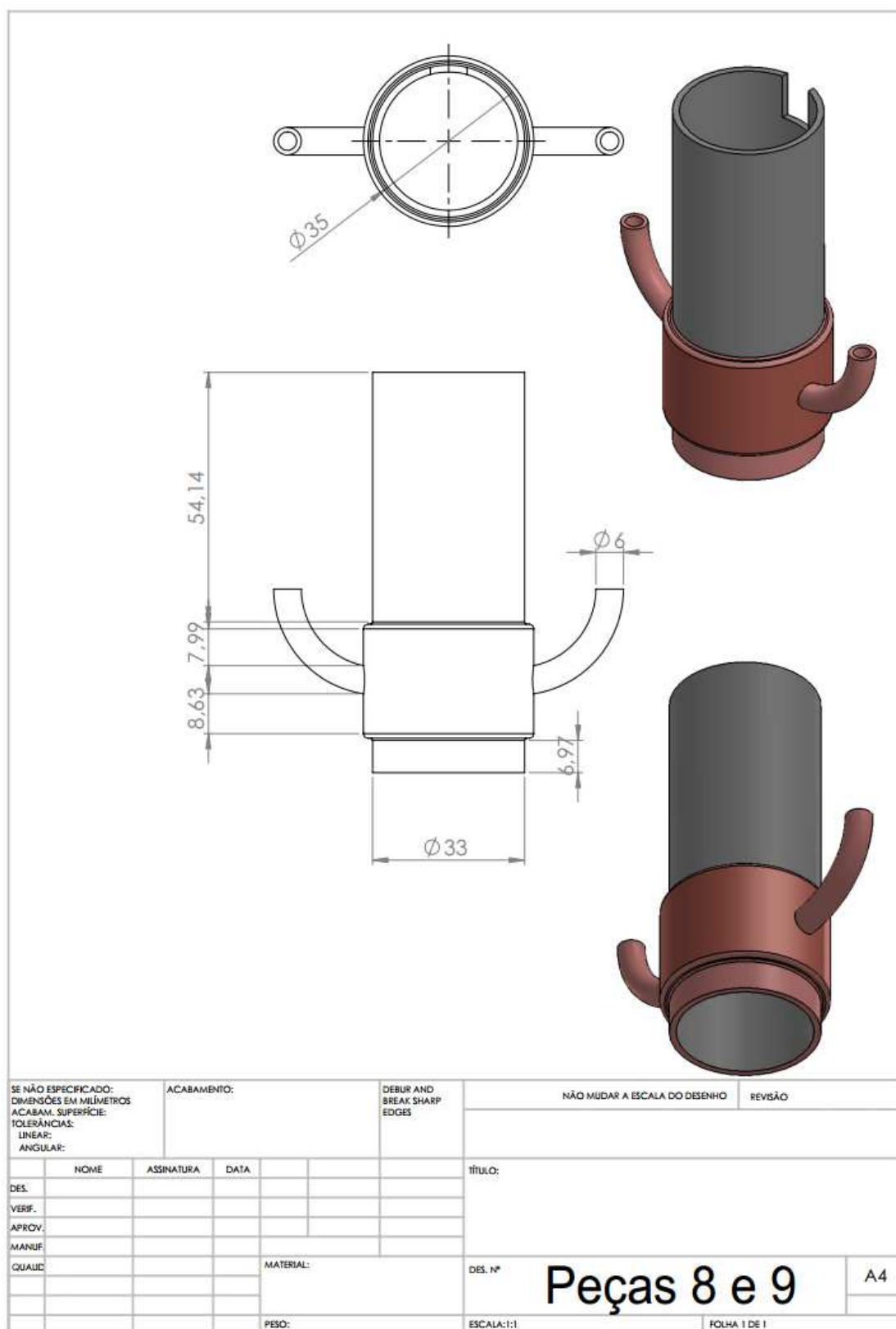


Figura 2.10 - Cotas para as peças 8 e 9 da Fig. 5.3

APÊNDICE III

Oscilogramas para os Testes Representativos das Faixas Operacionais da Seção 6.3

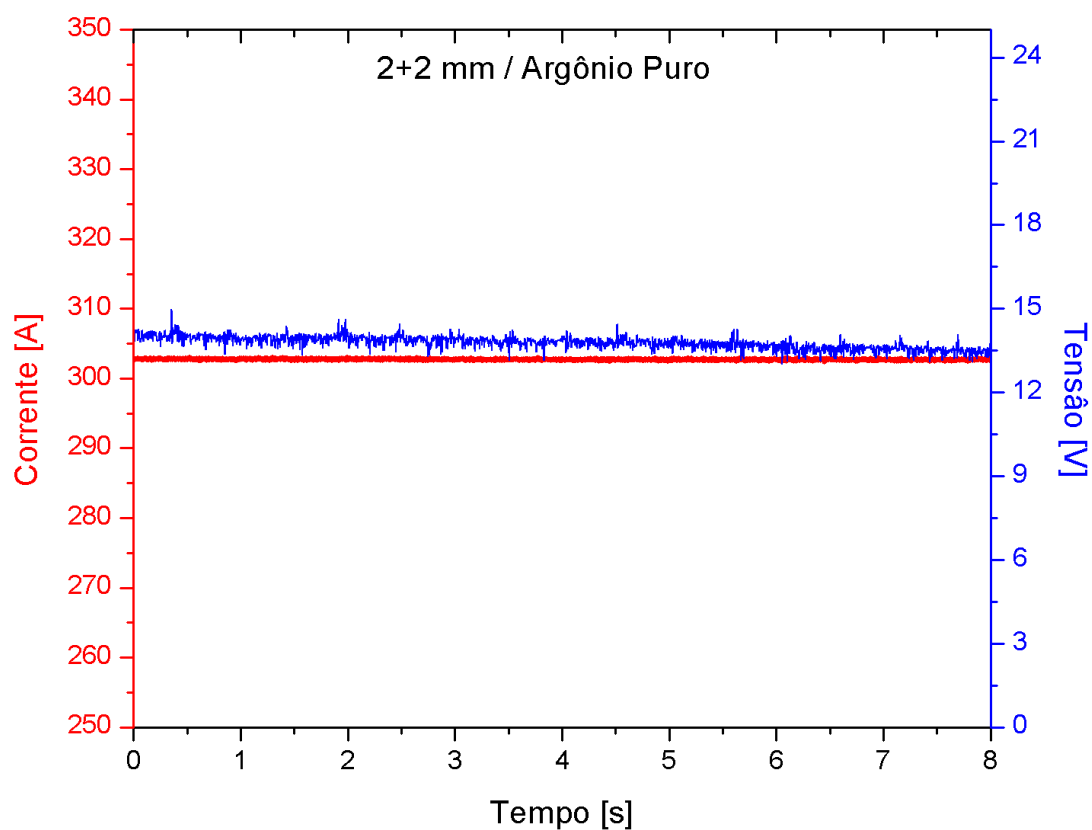


Figura 3.1 - Oscilograma referente ao teste de combinação 2+2 mm / Argônio Puro da Tab. 6.6

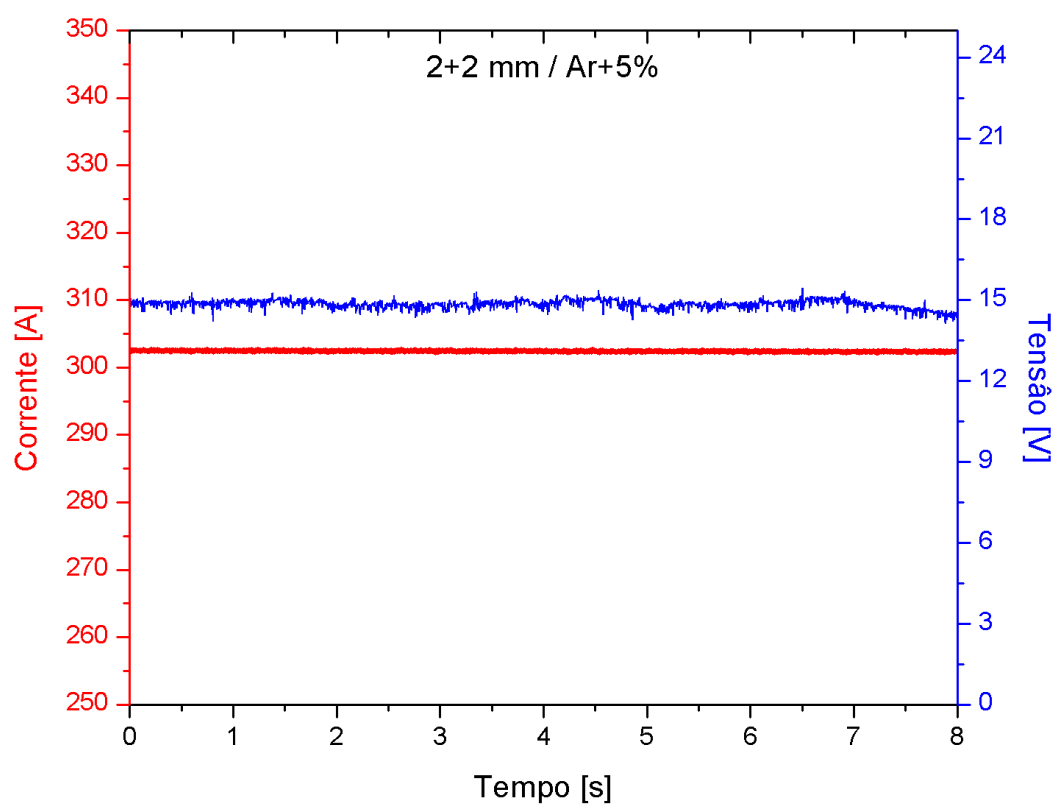


Figura 3.2 - Oscilograma referente ao teste de combinação 2+2 mm / Ar+5% H₂ da Tab. 6.6

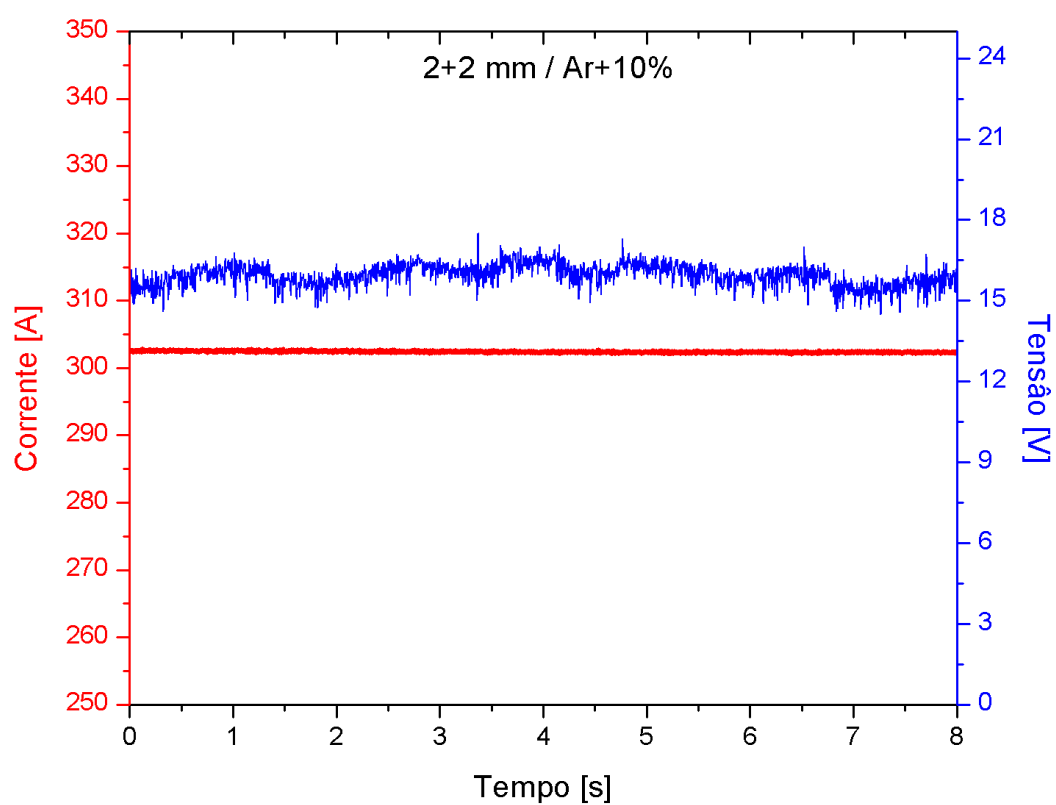


Figura 3.3 - Oscilograma referente ao teste de combinação 2+2 mm / Ar+10% H₂ da Tab. 6.6

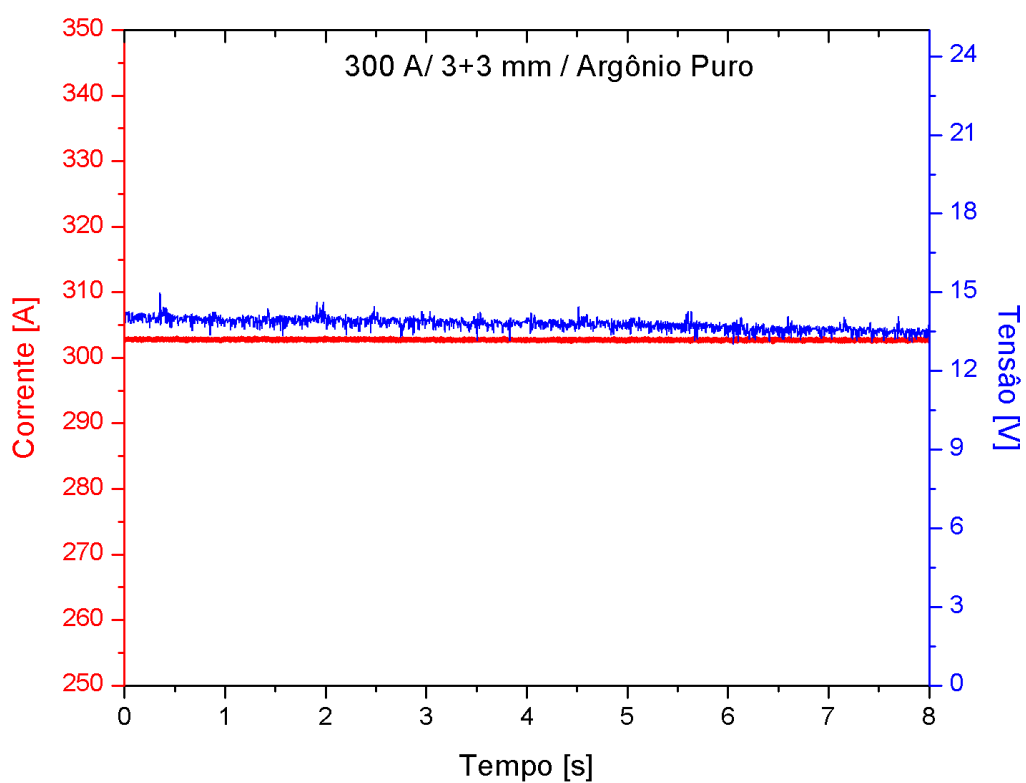


Figura 3.4 - Oscilograma referente ao teste de combinação 300 A / 3+3 mm / Argônio Puro da Tab. 6.6

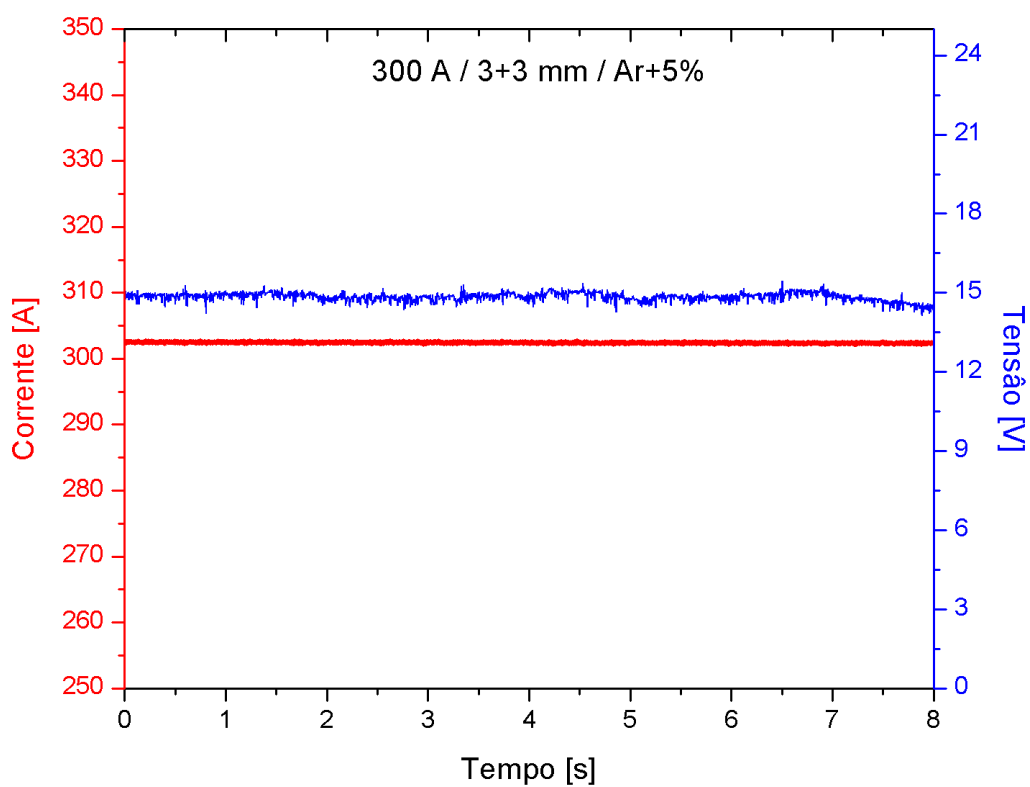


Figura 3.5 - Oscilograma referente ao teste de combinação 300 A / 3+3 mm / Ar+5% H₂ da Tab. 6.6

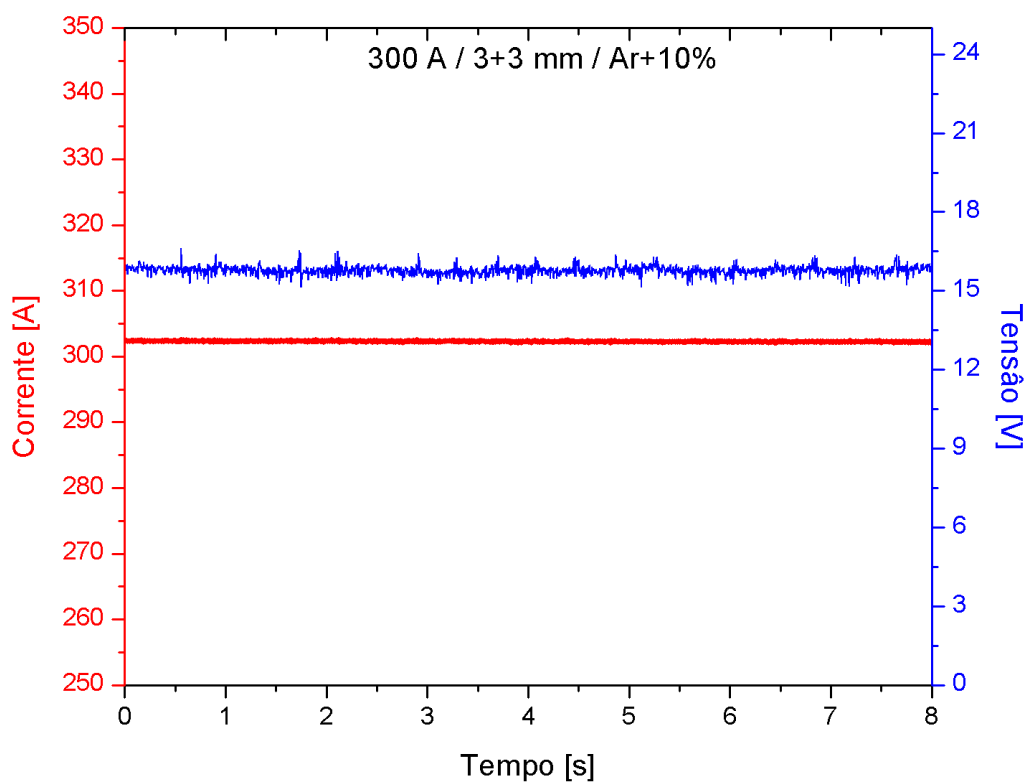


Figura 3.6 - Oscilograma referente ao teste de combinação 300 A / 3+3 mm / Ar+10% H₂ da Tab. 6.6

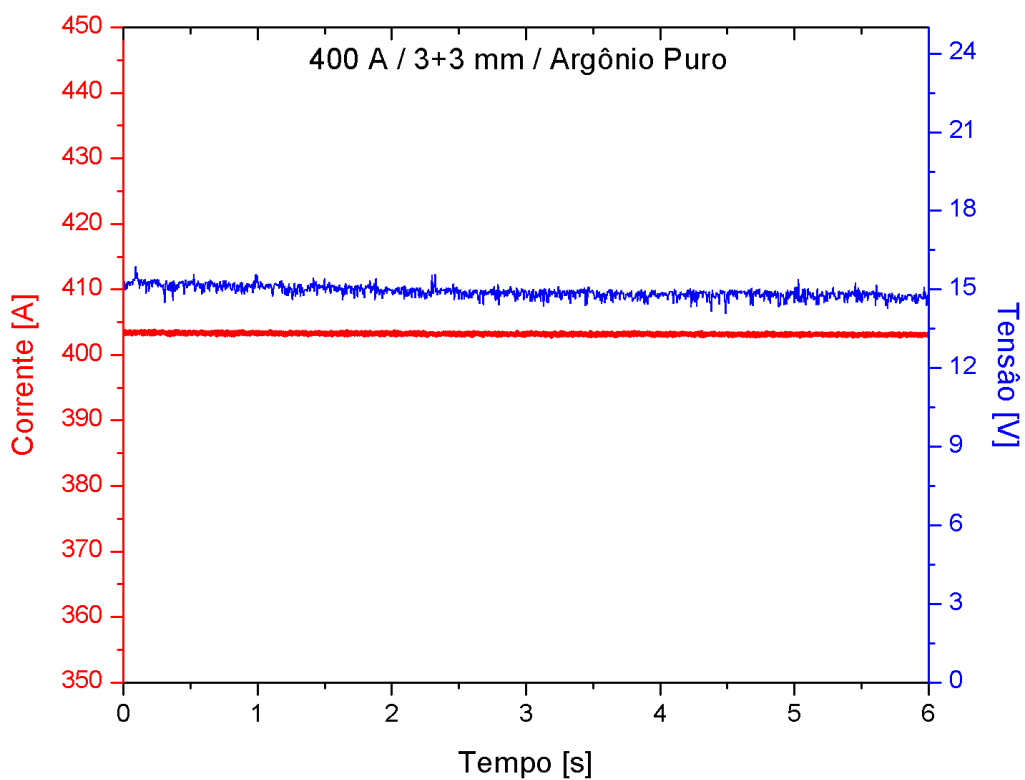


Figura 3.7 - Oscilograma referente ao teste de combinação 400 A / 3+3 mm / Argônio Puro da Tab. 6.6

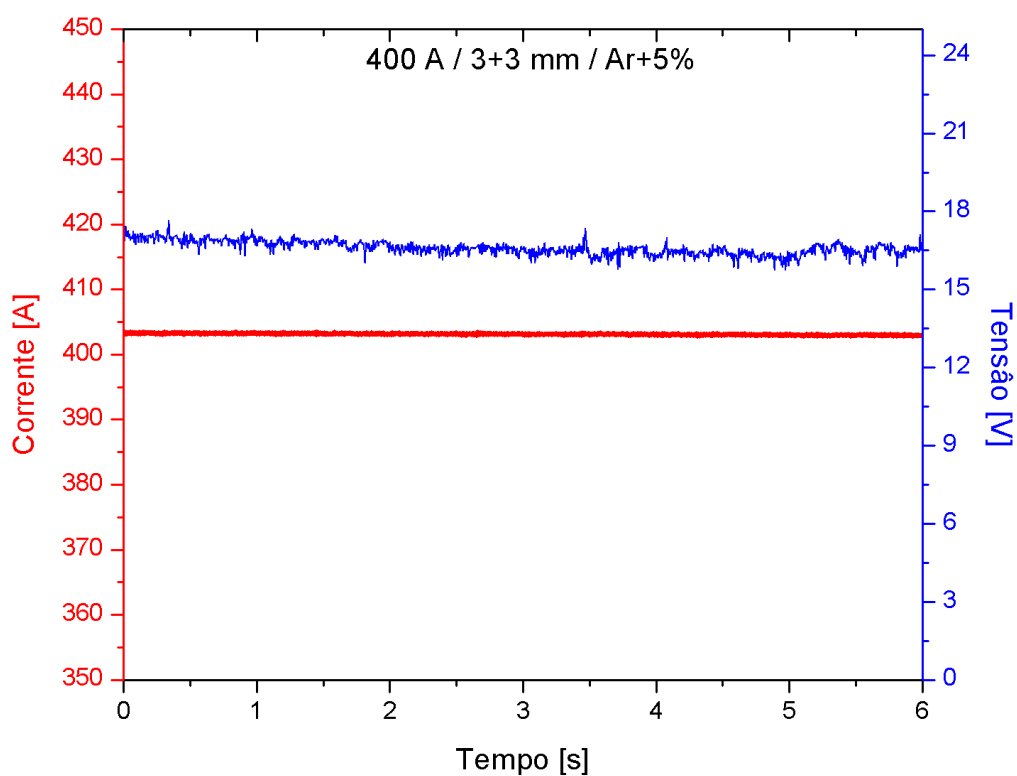


Figura 3.8 - Oscilograma referente ao teste de combinação 400 A / 3+3 mm / Ar+5% H₂ da Tab. 6.6

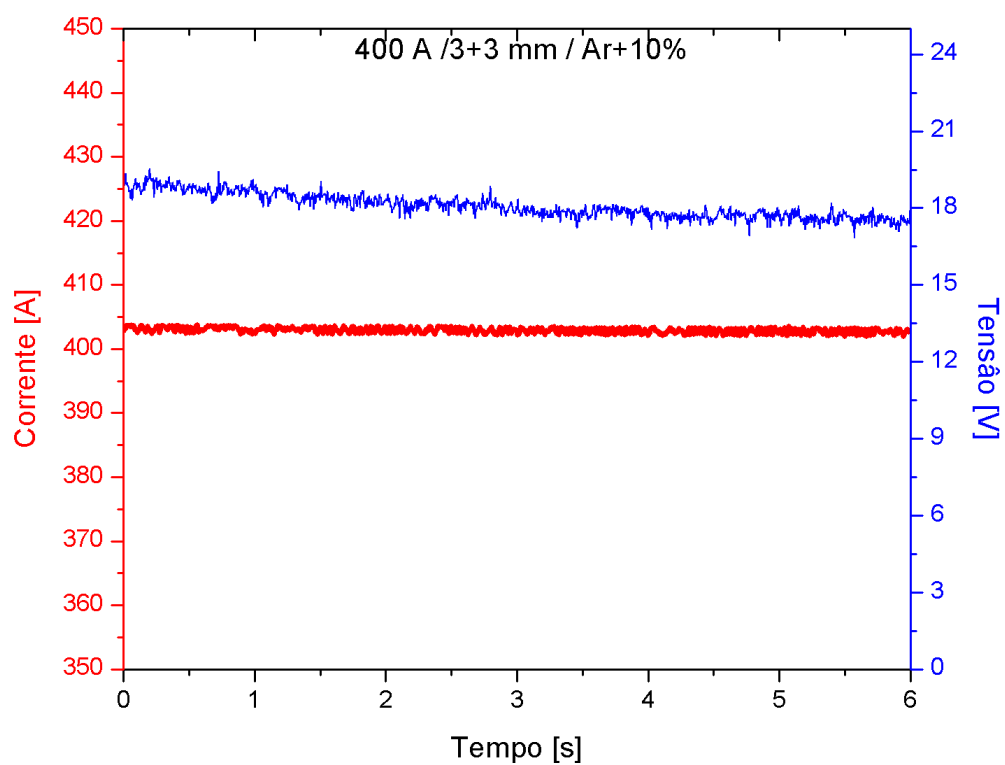


Figura 3.9 - Oscilograma referente ao teste de combinação 400 A / 3+3 mm / Ar+10% H₂ da Tab. 6.6