

Diego Costa Correia Silva

Representatividade dos Valores de Correntes Média e  
Eficaz na Formação do Cordão em Soldagem a Arco



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2016

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

---

S586r            Silva, Diego Costa Correia, 1987-  
2016            Representatividade dos valores de correntes média e eficaz na  
                 formação do cordão em soldagem a arco [recurso eletrônico] /  
                 Diego Costa Correia Silva. - 2016.

Orientador: Américo Scotti.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia,  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Modo de acesso: Internet.

Disponível em: <http://doi.org/10.14393/ufu.di.2019.71>

Inclui bibliografia.

Inclui ilustrações.

1. Engenharia mecânica. 2. Processos de fabricação. 3.  
Soldagem elétrica. 4. Soldagem a arco. I. Scotti, Américo, 1955-  
(Orient.). II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-  
Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU:

621



## ATA DE DEFESA DE DISSERTAÇÃO

NÚMERO DE ORDEM: 450

DATA: 01/04/2016

Às quatorze horas do dia primeiro de abril de dois mil e dezesseis, no Anfiteatro B - Bloco 50, Campus Santa Mônica, reuniu-se a Banca Examinadora composta pelos Professores Dr. Américo Scotti (orientador), Dr. Ruham Pablo Reis e Dr. Volodymyr Ponomarov, da Universidade Federal de Uberlândia, e Dr. Sadek Cristóstomo Absi Alfaro, da Universidade de Brasília, para, sob a presidência do primeiro, desenvolver o processo de avaliação da dissertação intitulada *“Representatividade dos Valores de Correntes Média e Eficaz na Formação do Cordão em Soldagem a Arco”*, apresentada pelo aluno **DIEGO COSTA CORREIA SILVA**, matrícula número **11412EMC001**, em complementação aos requisitos determinados pelo Regimento do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica para obtenção do título de Mestre. Após discorrer sobre seu trabalho, o candidato foi arguido pelos membros da Banca, diante das comunidades universitária e externa. Em seguida, a dissertação foi avaliada em seção privada pelos membros da Banca que, ao encerrar o processo, consideraram-na:

- ( ) Aprovada com pequenas modificações  
(X) Aprovada com modificações a serem submetidas para a aprovação do orientador  
( ) Aprovada com modificações a serem submetidas para a aprovação da banca  
( ) Reprovada

conferindo ao aluno, em caso de aprovação, o título de Mestre em Engenharia Mecânica, Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação, Linha de Pesquisa: Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem). As demandas complementares observadas pelos examinadores deverão ser satisfeitas no prazo máximo de 30 dias, para dar validade a esta aprovação. Para constar, lavrou-se a presente ata, que vai assinada pelo presidente e demais membros da Banca.

### Assinaturas:

Prof. Dr. Américo Scotti (orientador)

UFU

Prof. Dr. Ruham Pablo Reis

UFU

Prof. Dr. Volodymyr Ponomarov

UFU

Prof. Dr. Sadek C. Absi Alfaro

UnB

Uberlândia, 01 de abril de 2016

Diego Costa Correia Silva

**Representatividade dos Valores de Correntes Média e Eficaz  
na Formação do Cordão em Soldagem a Arco**

**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**

*Aos meus pais, Luzenira e Luiz;  
Aos meus irmãos, Deborah e David.*

## AGRADECIMENTOS

Gostaria de agradecer a todos que contribuíram direta ou indiretamente para este trabalho, em especial:

Ao Professor Américo Scotti, pela orientação, paciência, ensinamentos e por ter sido um dos principais responsáveis por tornar o presente trabalho possível, além, é claro, de ser exemplo de dedicação à docência e à pesquisa;

À toda equipe de graduandos, mestrandos, doutorandos, professores, funcionários e parceiros do LAPROSOLDA que, de alguma forma, contribuíram, mesmo que somente em momentos de descontração e amizade;

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica (POSMEC) da UFU, pela oportunidade;

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), pela bolsa de estudo durante este período; e

Por último, mas não de menor importância, à minha Família, por todo o suporte e por compreender a necessidade de minha dedicação ao projeto em detrimento à atenção a eles.

SILVA, D. C. C. **Representatividade das Correntes Média e Eficaz na Formação do Cordão em Soldagem a Arco**. 2016. 67 f. Dissertação, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, Brasil

## RESUMO

Diversas são as variáveis que caracterizam a formação de um cordão de solda feito por processos a arco. Mas, nos trabalhos encontrados na literatura acerca das variáveis responsáveis pela formação do cordão, pouco se discute e justifica-se o uso da representatividade das correntes (média e eficaz) na caracterização da formação de um cordão de solda. Com base nisso, persiste a dúvida sobre a melhor forma de expressar a corrente, se média ou eficaz, para representar seu efeito sobre a formação de um cordão de solda. Com o intuito de fomentar esta discussão, foram realizados ensaios de soldagem automatizada com o processo TIG em corrente constante e corrente pulsada, mantendo-se o mesmo valor de corrente média, mas com crescentes valores de corrente eficaz (conseguido pela parametrização do pulso e base em corrente pulsada). Analisou-se a relação entre as duas formas de representar a corrente e aspectos geométricos dos cordões resultantes, como penetração, largura, área fundida. Também se verificou a relação da forma de representar a corrente sobre o calor absorvido nas mesmas condições paramétricas, através de um ensaio calorimétrico criogênico. Todos os parâmetros geométricos e energia absorvida apresentaram aumento quando havia crescimento tanto dos níveis de corrente média, quanto dos valores de corrente eficaz. Estes resultados evidenciam que ambas as representações de corrente (média e eficaz) são necessárias para representar de forma mais consistente a influência da corrente sobre a formação do cordão em soldagem a arco.

Palavras-Chave: Formação do cordão de solda; Corrente; valor médio; valor RMS

SILVA, D. C. C. **Representativity of the Mean and Effective Current Values in Arc Welding Bead Formation.** 2016. 67 f. Dissertation, Federal University of Uberlândia, Uberlândia, MG, Brazil

## **ABSTRACT**

There are several variables that characterize arc welding bead formation. However, there is not consistent information discussed and justified in the current literature about the representation of the current (average and effective) for the characterization of the weld bead formation. Based on this fact, a question about the proper way to express current, either as average or as effective, to represent its effect on the formation of a weld bead still persists. In order to promote this discussion, automated welding trials were performed with the TIG process, by using constant and pulsed currents, keeping the same value of average current, yet with growing effective current values (achieved by pulse and base parametrization of the pulsed cycle). The relationship between the two forms of current representation and the geometrical aspect of the resultant beads, as penetration, width and molten area, were analyzed. In addition, the same relationship was searched for with the same parameters towards the absorbed heat measured by cryogenic calorimeter technique. All geometric parameters and the absorbed energies increased with the mean current levels expressed by both average and effective representation. These results showed that both representations of current (average and effective) are necessary to represent more consistently the influence of the current on the bead formation in arc welding.

Keywords: Welding bead formation; Current; Mean value; RMS value



## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Representação hierarquizada do fenômeno de formação do cordão no Processo MIG/MAG (SCOTTI e PONOMAREV, 2008).....	12
Figura 2.2 - Pressão do campo magnético criado pela corrente (SCOTTI e PONOMAREV, 2008). .....	13
Figura 2.3 - Gota impingindo sobre a poça ( <a href="http://www.metalica.com.br/aco-inox-outros-processos-de-soldagem">http://www.metalica.com.br/aco-inox-outros-processos-de-soldagem</a> ) .....	14
Figura 2.4 - Esboço esquemático do processo de soldagem TIG (modificado de PIRES et al., 2006).....	15
Figura 2.5 - Influência do comprimento de arco nos parâmetros geométricos <b>(a)</b> e na pressão de arco <b>(b)</b> (SAVAGE <i>et. al</i> 1979). .....	17
Figura 2.6 - Efeito do gás de proteção na força do arco (SAVAGE <i>Et. al</i> , 1979). .....	19
Figura 2.7 - Tipos de eletrodos de Tungstênio, classificados por cores. ( <a href="http://www.weldersuniverse.com/TIG_rod_tungsten.html">http://www.weldersuniverse.com/TIG_rod_tungsten.html</a> ) .....	19
Figura 2.8 - Influência do ângulo de afiação da ponta de eletrodo na penetração (SHIRALI; MILLS, 1993) .....	20
Figura 2.9 - Largura do cordão de solda em relação ao ângulo do eletrodo para várias correntes de arco (SAVAGE <i>et al.</i> , 1965) .....	21
Figura 2.10 - Influência do ângulo de afiação de eletrodo na largura de cordão (KEY, 1980) .....	21
Figura 2.11 - Oscilograma da corrente pulsada para condição de soldagem: $\Delta I=100$ A e $f_p=1$ Hz.....	23
Figura 2.12 - Exemplo da dependência do valor da corrente eficaz para a diferença $\Delta I$ em uma mesma corrente média (TOKAR, 2011a) .....	24
Figura 2.13 - Influência dos parâmetros da pulsação ( $I_B$ , $I_p$ , $f_p$ ) $I_{RMS}$ sobre a penetração nos processos PAW e TIG (OMAR; LUNDIN, 1979) .....	25
Figura 2.14 - Influência dos parâmetros da pulsação ( $I_B$ , $I_p$ , $f_p$ ) $I_m$ sobre a penetração nos processos PAW e TIG (OMAR e LUNDIN, 1979).....	26
Figura 2.15 - Efeito da alta frequência de pulsação sobre a penetração (OMAR e LUNDIN, 1979) .....	26
Figura 3.1 - Exemplo da dependência do valor da corrente eficaz para a diferença $\Delta I$ em uma mesma corrente média .....	29
Figura 3.2 - Características geométricas dos cordões a serem medidas para fins Comparativos (TOKAR, 2011a) .....	33

Figura 3.3 - Fonte de soldagem IMC Digiplus A7 .....	34
Figura 3.4 - Mesa de coordenadas utilizada para realização dos experimentos.....	35
Figura 3.5 - Influência das correntes média e eficaz sobre a penetração – média e desvios padrão de 3 seções transversais de uma mesma placa de teste (codificação: $\Delta xxx (yyy/zzz)$ , onde 'xxx' é o valor da diferença entre a corrente de pulso e base, 'yyy' o valor médio da corrente e 'zzz' o valor eficaz da corrente): a linha vertical separa as condições paramétricas entre corrente constante (à esquerda) e corrente pulsada (à direita).....	38
Figura 3.6 - Influência das correntes média e eficaz sobre a largura – média e desvios padrão de 3 seções transversais da mesma placa de teste (codificação: $\Delta l xxx (yyy/zzz)$ , onde 'xxx' é o valor da diferença entre a corrente de pulso e base, 'yyy' o valor médio da corrente e 'zzz' o valor eficaz da corrente): a linha vertical separa as condições paramétricas entre corrente constante (à esquerda) e corrente pulsada (à direita).....	39
Figura 3.7 - Influência das correntes média e eficaz sobre a área fundida – média e desvios padrão de 3 seções transversais da mesma placa de teste (codificação: $\Delta lxxx (yyy/zzz)$ , onde 'xxx' é o valor da diferença entre a corrente de pulso e base, 'yyy' o valor médio da corrente e 'zzz' o valor eficaz da corrente): a linha vertical separa as condições paramétricas entre corrente constante (à esquerda) e corrente pulsada (à direita).....	40
Figura 3.8 - Influência das correntes média e eficaz sobre a penetração – média e desvios padrão de 3 seções transversais da mesma placa de teste (codificação: $\Delta xxx (yyy/zzz)$ , onde 'xxx' é o valor da diferença entre a corrente de pulso e base, 'yyy' o valor médio da corrente e 'zzz' o valor eficaz da corrente): a linha vertical separa as condições paramétricas entre corrente constante (à esquerda) e corrente pulsada (à direita).....	43
Figura 3.9 - Influência das correntes média e eficaz sobre a área fundida – média e desvios padrão de 3 seções transversais da mesma placa de teste (codificação: $\Delta lxxx (yyy/zzz)$ , onde 'xxx' é o valor da diferença entre a corrente de pulso e base, 'yyy' o valor médio da corrente e 'zzz' o valor eficaz da corrente): a linha vertical separa as condições paramétricas entre corrente constante (à esquerda) e corrente pulsada (à direita).....	44
Figura 3.10 - Influência das correntes média e eficaz sobre a largura – média e desvios padrão de 3 seções transversais da mesma placa de teste (codificação: $\Delta lxxx (yyy/zzz)$ , onde 'xxx' é o valor da diferença entre a corrente de pulso e base, 'yyy' o valor médio da corrente e 'zzz' o valor eficaz da corrente): a linha vertical separa as condições paramétricas entre corrente constante (à esquerda) e corrente pulsada (à direita).....	44
Figura 4.1 - Apresentação esquemática do calorímetro de fluxo contínuo (OVERBECK; PALMER, 2009).....	48
Figura 4.2 - Apresentação esquemática do calorímetro baseado no efeito Seebeck usado por Giedt et al. (1989).....	49

Figura 4.3 - Apresentação esquemática do calorímetro de caixa isolada versão Cantin e Francis (2005).....	49
Figura 4.4 - Apresentação do calorímetro de caixa isolada junto com a movimentação da tocha de soldagem e o fechamento gradual da tampa do calorímetro (PEPE, et al. 2011).....	50
Figura 4.5 - Apresentação esquematizada do calorímetro de nitrogênio líquido utilizado por Kenney et al. (1998).....	50
Figura 4.6 - Apresentação esquemática da bancada experimental: 1 - equipamento de soldagem; 2 - sistema de deslocamento da tocha de soldagem; 3 - sistema pneumático de fixação e deslocamento da placa de teste; 4 - recipiente criogênico; 5 – balança digital; 6 - sistema de aquisição de dados (LISKEVYCH, 2014).....	56
Figura 4.7 - Apresentação esquemática das etapas principais de funcionamento do calorímetro criogênico automatizado, onde: 1-tocha; 2-sistema pneumático de fixação e deslocamento da chapa; 3-chapa; 4- recipiente calorimétrico; 5- balança (LISKEVICH, 2014).....	57
Figura 4.8 - (a) Princípio de funcionamento dos recipientes Dewar; (b) Recipiente Dewar de armazenamento com capacidade 100 L; (c) Recipiente Dewar de trabalho com capacidade de 8 L (LISKEVICH, 2014).....	58
Figura 4.9 - Apresentação esquemática do dos elementos e montagem do sistema de aquisição dos sinais elétricos (LISKEVICH, 2014).....	59
Figura 4.10 - Apresentação esquemática dos testes calorimétricos após a soldagem (a primeira etapa) e na condição ambiente (segunda etapa) (LISKEVICH, 2014).....	61
Figura 4.11 - Gráfico típico dos dados de pesagem do calorímetro na hora do teste....	62
Figura 4.12 - Determinação do tempo de soldagem a partir das oscilogramas da corrente e tensão (LISKEVICH, 2014).....	63
Figura 4.13 - Apresentação esquemática do procedimento experimental dos ensaios da calorimetria criogênica (LISKEVICH, 2014).....	66
Figura 4.14 - Influência das correntes média e eficaz sobre o calor absorvido pelas placas de teste nas condições expressas na Tabela 4.1 – (codificação: $\Delta I$ xxx (yyy/zzz), onde ‘xxx’ é o valor da diferença entre a corrente de pulso e base, ‘yyy’ o valor médio da corrente e ‘zzz’ o valor eficaz da corrente): a linha vertical separa as condições paramétricas entre corrente constante (à esquerda) e corrente pulsada (à direita) .....	67
Figura 4.15 - Relação de proporcionalidade da influência das correntes média sobre o calor absorvido para diferentes valores fixos de correntes eficazes .....	69

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Valores de tempo correspondentes para os valores de frequência de pulsação a ser usados nos testes .....	32
Tabela 3.2 - Características técnicas IMC Digiplus A7 .....	34
Tabela 3.3 - Valores monitorados dos testes realizados .....	36
Tabela 3.4 - Valores da geometria dos cordões para cada teste ( $V_s = 12,0$ cm/min; $L_a = 4,0$ mm) .....	37
Tabela 3.5 - Resultado do teste de hipótese para parâmetros geométricos em função da frequência realizado pelo software Minitab 17 .....	41
Tabela 3.6 - Valores monitorados dos testes realizados para frequência de 2 Hz .....	42
Tabela 3.7 - Valores da geometria dos cordões para cada teste utilizando frequência de 2 Hz ( $V_s = 12,0$ cm/min; $L_a = 4,0$ mm).....	42
Tabela 4.1 - Dados de calor absorvido para determinadas correntes constante ( $\Delta I=0$ ) e pulsada ( $\Delta I \neq 0$ ). .....	67

## SUMÁRIO

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO .....	10
CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	12
2.1. Formação do cordão de solda .....	12
2.2. Soldagem TIG e TIG pulsado .....	15
2.2.1 Síntese dos processos .....	15
2.2.2 Influência dos parâmetros de soldagem na formação do cordão de solda.....	16
2.2.2.1 Comprimento do arco .....	17
2.2.2.2 Gases de proteção .....	18
2.2.2.3 Diâmetro e ângulo de preparação da ponta de eletrodo .....	19
2.2.2.4 Velocidade de soldagem .....	22
2.2.2.5 Frequência de pulsação .....	22
2.2.2.6 Corrente de soldagem .....	23
CAPÍTULO III - PESO DA REPRESENTATIVIDADE DA IM E IRMS SOBRE A FORMAÇÃO DE CORDÃO EM SOLDAGEM A ARCO .....	28
3.1. Metodologia.....	28
3.1.1 Definição dos parâmetros de soldagem TIG pulsado .....	30
3.1.2 Análise geométrica do cordão .....	30
3.2 Bancada experimental.....	32
3.3 Equipamentos e Insumos .....	34
3.3.1 Fonte de soldagem.....	34
3.3.2 Tocha TIG .....	34
3.3.3 Mesa de coordenadas XY .....	35
3.3.4 Sistema de aquisição de dados .....	35
3.4 Procedimento experimental.....	36
3.5 Análise da influência das correntes média e eficaz sobre a geometria do cordão .....	37
3.5.1 Influência da frequência na geometria do cordão .....	40
3.5.2 Ensaios de repetitividade para $\Delta = 100$ A .....	41
CAPÍTULO IV - PESO DA REPRESENTATIVIDADE DA IM E IRMS SOBRE O CALOR IMPOSTO .....	46
4.1 Metodologia.....	46
4.1.1 Seleção do ensaio calorimétrico .....	47
4.1.2 Erros e incertezas dos métodos de medição dos parâmetros térmicos em soldagem .....	51

4.1.3 Erro intrínsecos do ensaio calorimétrico criogênico .....	52
4.1.4 Calor absorvido x Calor imposto.....	54
4.1.5 Atenuação dos erros intrínsecos .....	54
4.2 Bancada experimental.....	55
4.2.1 O calorímetro criogênico automatizado.....	56
4.2.2 Recipiente de armazenamento de nitrogênio líquido.....	58
4.2.3 Sistema de aquisição de dados .....	58
4.2.4 Determinação do calor absorvido e energia de soldagem .....	59
4.3 Materiais e métodos .....	64
4.3.1 Nitrogênio líquido .....	64
4.4 Procedimento para realizar o ensaio de calorimetria criogênica.....	64
4.5 Análise da representatividade das correntes média e eficaz sobre o valor de calor absorvido.....	66
CAPÍTULO V - CONCLUSÕES .....	70
CAPÍTULO VI - RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....	71
CAPÍTULO VII - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	72

# CAPÍTULO I

## INTRODUÇÃO

A formação do cordão em soldagem a arco depende de inúmeras variáveis, dentre estas destaca-se a corrente de soldagem. De acordo com o estudo realizado pela empresa do ramo, Lincoln Electric (2016) é a corrente de soldagem a principal variável responsável pela penetração e área fundida da solda. Isto é, à medida que o nível de corrente aumenta (assumindo que todas as outras variáveis se mantem constantes) a penetração e a área fundida, também aumentam, assim como se o valor da corrente diminuir, seguindo a mesma condição anterior, a penetração e área fundida tendem a diminuir.

Entretanto, nota se que pouco é abordado pela literatura sobre a representatividade da corrente, pela forma média ou eficaz, quanto ao seu efeito sobre a formação do cordão em soldagem a arco. Em um dos poucos trabalhos encontrados acerca do efeito da corrente sobre a geometria do cordão, Gonzalez *et al.* (1994) relatam que a principal vantagem do processo TIG pulsado é a possibilidade de obtenção de elevados valores de penetração com o uso de valores muito baixos de corrente média. Em sua análise, justificam o aumento da penetração pelo uso da corrente média, mas não levam em consideração os valores de corrente de pulso e a corrente de base (uma mesma corrente média pode ser obtida com diferentes combinações de correntes de pulso e base). A corrente média, segundo Omar e Lundin (1979), é o parâmetro de controle que abrange as variáveis de pulso e que atua sobre a eficiência da fusão e penetração. Esta conclusão, então, suporta a análise mais tarde feita por Gonzalez *et al.* (1994).

Contrariando os resultados obtidos por Omar e Lundin (1979), Souza e Guimarães (1991) concluíram, em seu estudo sobre o efeito da corrente pulsada com as formas de onda retangular, triangular e trapezoidal sobre a penetração em soldagens TIG, que o uso da corrente média como parâmetro pode conduzir a interpretações incorretas a respeito do processo TIG com pulsação na corrente. Em um estudo prévio

realizado na UFU, Tokar (2011a) concluiu que a corrente eficaz é o fator governante da formação da área fundida do cordão (e não a corrente média).

Por outro lado, em via de regra, todos procedimentos de soldagem têm como variável expressa o valor da corrente média para caracterizar a parametrização do processo TIG. O valor da corrente eficaz é pouco utilizado mesmo em trabalhos científicos, a não ser quando se utiliza corrente alternada. A partir desta informação questiona-se, então, qual seria a melhor forma de expressar a corrente (média ou eficaz) para representar seu efeito sobre a formação de um cordão de solda.

Para promover e subsidiar esta discussão, o presente trabalho tem por objetivo ponderar a influência da forma de representar a corrente em soldagem (como média e/ou como eficaz) na formação do cordão, em especial em modelos experimentais para prever a geometria do cordão em soldagem a arco.



## CAPÍTULO II

### REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 2.1 – Formação do cordão de solda

Estudar a formação do cordão em soldagem a arco elétrico é de grande importância, pois uma boa compreensão dos fenômenos envolvidos, a saber, efeitos mecânicos e térmicos resultantes dos parâmetros de soldagem (corrente, comprimento de arco, tipo de gás, polaridade, etc.), como resumidos na Figura 2.1, pode facilitar desenvolver procedimentos ou equipamentos para controle da formação do cordão.

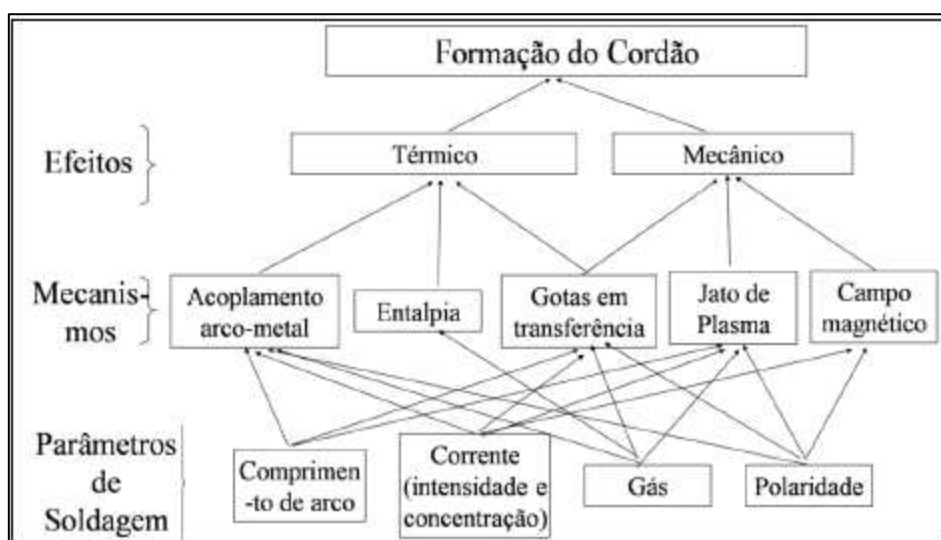


Figura 2.1 - Representação hierarquizada do fenômeno de formação do cordão no Processo MIG/MAG (SCOTTI e PONOMAREV, 2008)

Em muitos processos de soldagem, como o MIG/MAG, o efeito térmico se manifesta como consequência de três mecanismos, a saber, os calores transferidos para a chapa na conexão arco-peça, pela entalpia (energia que o gás absorve para se transformar em plasma) e pelas gotas em transferência. Em geral, o parâmetro governante dos mecanismos geradores do efeito térmico é a corrente de soldagem (quanto maior a corrente, maior o efeito térmico). Os mecanismos referidos, por sua vez, dependem também de outros parâmetros de soldagem (comprimento de arco, tipo de

gás e polaridade). O processo TIG, por exemplo, por não apresentar mecanismo de transferência metálica pelo eletrodo e permitir um controle independente da fonte de calor e do material de adição, oferece melhores condições para controle da poça.

O outro importante efeito que governa a formação do cordão de solda é o mecânico. Este efeito é caracterizado pelo jato de plasma, pressão do campo magnético e pelo impacto das gotas sobre a poça (SCOTTI e PONOMAREV, 2008). O primeiro é formado pela diferença de pressão ao longo do arco. Como a passagem de corrente ocorre com densidade não uniforme ao longo do mesmo, verifica-se a existência da passagem de corrente mais concentrada próxima ao eletrodo, se comparado com seção próxima ao metal de base. Deste modo, a força magnética gerada torna-se maior próxima do eletrodo do que da chapa. Além disso, o tamanho do arco não é uniforme ao longo do eixo e como o seu raio é menor junto ao eletrodo, a pressão também torna-se maior se comparado a pressão no metal de base, acontecendo o mesmo com a densidade de corrente que na região próxima ao eletrodo é maior (da ordem de  $10^7 \text{ A.m}^{-2}$ ) do que na região próxima à superfície da poça de fusão (da ordem de  $10^6 \text{ A.m}^{-2}$ ) (LEE, 1996). Como resultado, esta diferença de pressão dá origem a um jato de plasma orientado no sentido eletrodo-peça (LIN e EAGAR, 1986; WENDELSTORF *et al.*, 1997; WU *et al.*, 1999), conforme observado na Figura 2.2.

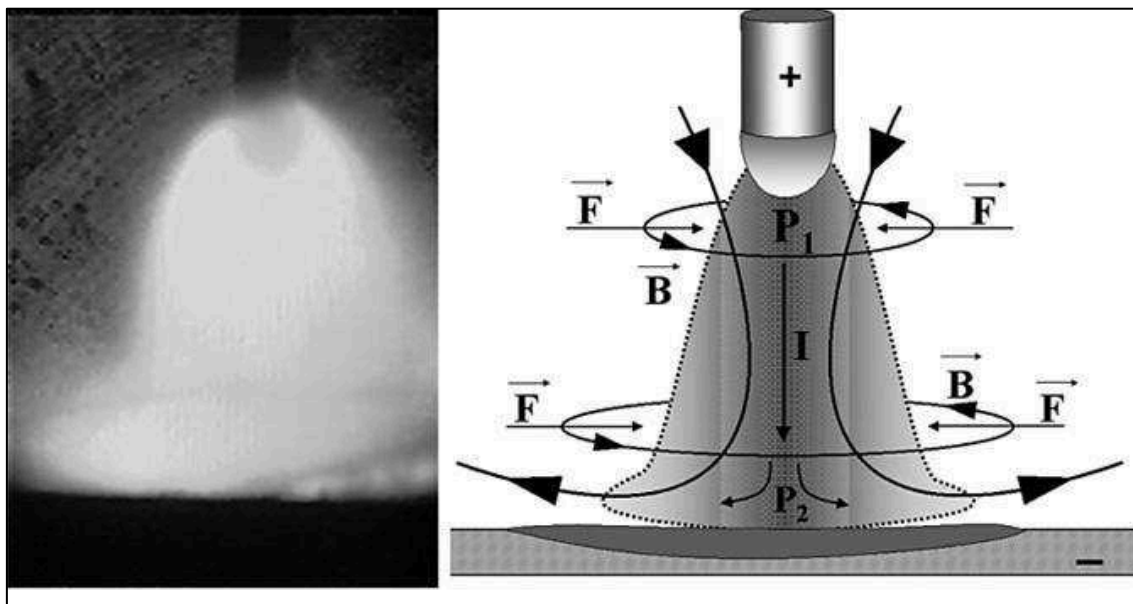


Figura 2.2 - Pressão do campo magnético criado pela corrente (SCOTTI e PONOMAREV, 2008)

Além da força exercida pelo jato de plasma sobre a poça fundida (pressão dinâmica), existe a pressão estática, esta devido às forças magnéticas geradas próximo da superfície da poça. A combinação da pressão estática com a dinâmica provoca deflexão na superfície da poça fundida em direção ao metal de base, permitindo que a ação térmica ocorra mais no fundo da poça do que sobre uma poça não defletida. Como o jato de plasma e a pressão do campo magnético são criados pela corrente conduzida no arco, quanto maior a corrente, maior a pressão (SCOTTI e PONOMAREV, 2008).

Finalmente, ainda do ponto de vista do efeito mecânico, as gotas em transferência, Figura 2.3, que ocorrem apenas em processos que utilizam material de adição. Com o aumento da corrente, a transferência de gota é intensificada, tornando maior a quantidade de movimento transferida para a superfície da poça quando ocorre o choque das gotas com a poça (HITARA *et al.*, 2014). Ressalta-se, porém, que há uma interação entre o momentum das gotas, frequência das mesmas e velocidade de soldagem, que levam a um ponto de máximo, como demonstrado por Scotti e Rodrigues (2009) e expresso pela Equação 2.1.

$$Mefet = \frac{\rho \pi \frac{d^3}{6} V_{cheg} f}{V_{sold}} \quad (2.1)$$

Onde Mefet = momentum efetivo, d = diâmetro das gotas, Vcheg = velocidade de chegada das gotas, f = frequência de chegada das gotas e Vsold = velocidade de soldagem.



Figura 2.3 - Gota impingindo sobre a poça (<http://www.metalica.com.br/aco-inox-outros-processos-de-soldagem>)

Observa-se, desta forma, que tanto os efeitos térmicos, quanto os efeitos mecânicos são fatores regentes no que tange a formação do cordão de solda. Mas, como se vê na Figura 2.1, a corrente é o parâmetro governante na formação do cordão, atuando em todos mecanismos, exceto a entalpia. Assim, quanto maior for a corrente,

maior o aporte térmico e, conseqüentemente, maiores serão os parâmetros geométricos do cordão de solda (penetração, largura e área fundida).

## 2.2 Soldagem TIG e TIG pulsado

### 2.2.1 Síntese dos Processos

PIRES *et al.*, 2006, entre outros, define o processo TIG – Tungsten Inert Gás – também conhecido como GTAW - Gas Tungsten Arc Welding - é um processo de soldagem a arco elétrico, cujo o arco é estabelecido entre um eletrodo de tungstênio não consumível e uma peça a ser soldada, esquematizado na Figura 2.4. A área da solda é protegida da atmosfera por um gás de proteção, geralmente argônio ou, às vezes, mistura de gases inertes, como argônio e hélio. Quando não necessitar de metal de adição, o processo é denominado como autógeno. Desta forma, a poça de fusão não sofre ação das gotas por transferência metálica, o que acarreta na redução do número de efeitos (mecânico e térmico) que determinam a formação do cordão, levando a um controle mais eficiente sobre a solda.

As soldas realizadas por este processo são limpas (isentas de respingos), livres de resíduos ou escória, e frequentemente não requerem nenhum tratamento pós - soldagem, mesmo quando usadas com metal de adição (WAINER *et al.*, 1995; KOU, 2002).

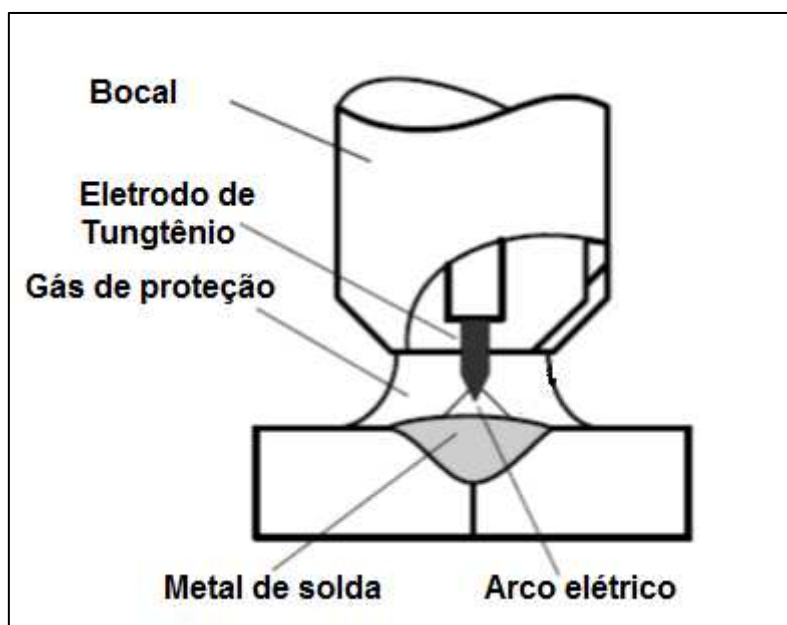


Figura 2.4 - Esboço esquemático do processo de soldagem TIG

O arco na soldagem TIG é estabelecido utilizando-se uma fonte de soldagem que fornece corrente constante, podendo ser contínua ou alternada. No geral, o processo utiliza polaridade direta, isto é, o eletrodo de tungstênio conectado no polo negativo da fonte de soldagem (cátodo), enquanto que a peça a ser soldada é conectada no polo positivo (ânodo).

Desenvolvido nos anos 50, uma variante desse processo, conhecido como TIG pulsado, dispõem, de acordo com Balasubramanian *et al.*, 2010, de ciclos de corrente de soldagem a partir de um nível elevado a um nível baixo com uma frequência periódica definida. A frequência dos ciclos e os dois níveis de corrente são selecionados com base nas suas vantagens para uma determinada aplicação (BECKER e ADAMS, 1979).

DUTRA *et al.* (1996) afirmam que o nível elevado, chamado de corrente de pulso, é normalmente determinado para atribuir penetração adequada ao cordão de solda, enquanto que o nível baixo de corrente, conhecido como corrente de base, é fixada a um nível suficiente para a manutenção do arco estável.

De acordo com Street (1990), é na alternância entre níveis altos e baixos de energia que surgem os benefícios do processo de soldagem TIG pulsado. O processo TIG com corrente pulsada tem muitas vantagens sobre a corrente constante, incluindo a estabilidade do arco reforçada, aumento da relação penetração/largura, maior controle sobre as características dimensionais do cordão de solda (TSENG e CHOU, 2001), maior tolerância às variações na dissipação do calor (SIMPSON, 1977), menor aporte de calor (LEITNER *et al.*, 1973; STREET, 1990; BALASUBRAMANIAN *et al.*, 2008), redução de tensões residuais e distorções da peça (LEITNER *et al.*, 1973; SURESH *et al.*, 2004) e maior controle sobre a poça de fusão (WELDING HANDBOOK, 1991) principalmente em posições de soldagem desfavoráveis.

Por conseguinte, torna-se de fundamental importância a seleção adequada das variáveis de entrada tanto do processo de soldagem TIG, quanto TIG pulsado, pois como é sabido estes parâmetros de soldagem estão diretamente relacionados com a qualidade da geometria do cordão de solda.

### **2.2.2 – Influência dos parâmetros de soldagem na formação do cordão de solda**

A formação do cordão pelo processo de soldagem TIG está diretamente relacionada com os parâmetros de soldagem envolvidos. Destaca-se como principais parâmetros de soldagem TIG e TIG pulsado o comprimento do arco, a composição do gás de proteção, o diâmetro, composição e ângulos do eletrodo, a velocidade de soldagem, e a frequência de pulsação e corrente de soldagem.

### 2.2.2.1 – Comprimento do arco

O comprimento (ou altura) do arco elétrico no processo TIG é definido como a distância entre a ponta do eletrodo e a peça a ser soldada (VILARINHO, 2009). Este comprimento está associado a tensão do arco e juntos são dois parâmetros que também determinam a pressão do arco e, assim, contribuem para formação do cordão de solda. Se a corrente de soldagem é regulada, usualmente conforme a espessura e o tipo de material, o valor do comprimento do arco é selecionado conforme a geometria desejada do cordão de solda (largura e penetração).

Em via de regra, na soldagem TIG utiliza-se comprimento de arco curto, objetivando reduzir a área de superfície da poça, o que melhora a controlabilidade e assegura uma maior penetração. No caso, da soldagem TIG autógena (sem metal de adição), geralmente indica-se utilizar um comprimento de arco entre 0,5 a 2 mm, podendo chegar de 3 a 4 mm para soldagem com alimentação (TOKAR, 2011a).

Savage *et al.* (1979) evidenciaram em seu trabalho que o aumento do comprimento do arco gera uma ligeira redução da penetração e um aumento significativo da largura do cordão, como observado na Figura 2.5 (a). Além disso, mostraram que à medida que o comprimento do arco aumenta, a força do arco diminui, afetando, dessa forma a penetração no cordão de solda, ilustrado na Figura 2.5 (b).

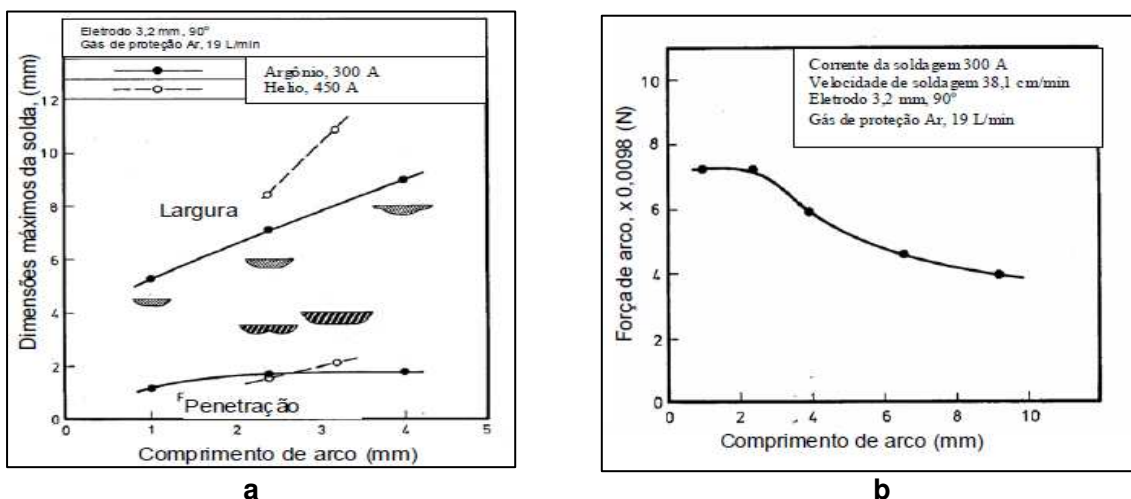


Figura 2.5 - Influência do comprimento de arco nos parâmetros geométricos da solda **(a)** e na força de arco **(b)** (SAVAGE *et. al* 1979)

Um aumento significativo da largura do cordão, acompanhado pela constância da penetração, pode ter a seguinte explicação, segundo Scotti e Ponomarev (2008) quanto maior é o comprimento de arco, maior será a área do acoplamento arco-peça, aquecendo mais eficientemente as laterais da junta pela troca de calor com o arco. Além

disso, os arcos longos fazem aumentar a tensão e, conseqüentemente, a energia de soldagem. Juntos estes dois fatores aumentam a molhabilidade, favorecendo o aumento da largura do cordão e, numa faixa dos comprimentos de arco, aumentando a área fundida. Segundo Ryzhkova (2000), a largura do cordão tem relação quase linear com a tensão de arco, como mostrado na equação (2.2):

$$L = k \frac{I_s * U_a}{V_s * S} \quad (2.2)$$

Onde:  $L$  – largura;

$k$  – coeficiente, que depende do tipo de corrente, polaridade, diâmetro do eletrodo etc.;

$I_s$  – corrente de soldagem;

$U_a$  – tensão de arco;

$V_s$  – velocidade de soldagem;

$S$  – espessura de chapa.

Por outro lado, um maior comprimento de arco o torna menos concentrado (menores concentração do calor e pressão do arco). O aumento da energia de soldagem junto com menores concentração do calor e pressão do arco condicionam uma constância da penetração (RYZHKOVA, 2000).

#### 2.2.2.2 – Gases de proteção

Em soldagem TIG, em via de regra, são utilizados argônio e hélio como gases de proteção, por esses não reagirem na presença de gases da atmosfera (Ballaji *et al.*, 2012). De acordo com NORRISH (1992), por apresentar menor potencial de ionização, logo facilidade de abertura e estabilidade do arco, além de custo inferior, o argônio se sobressai em relação ao hélio. Contudo, em se tratando de aspectos geométrico, como a penetração do cordão de solda, o gás hélio apresenta maiores profundidades quando comparado ao argônio, pois para um mesmo comprimento do arco e mesma corrente de soldagem, o arco de hélio gera mais calor (é mais quente) (SCOTTI e PONOMAREV, 2008).

Entretanto, resultados de medições da força do arco feitas no trabalho de Savage *et al.* (1979) mostram que a força do arco é diretamente proporcional à corrente e não depende do gás de proteção (Figura 2.6).

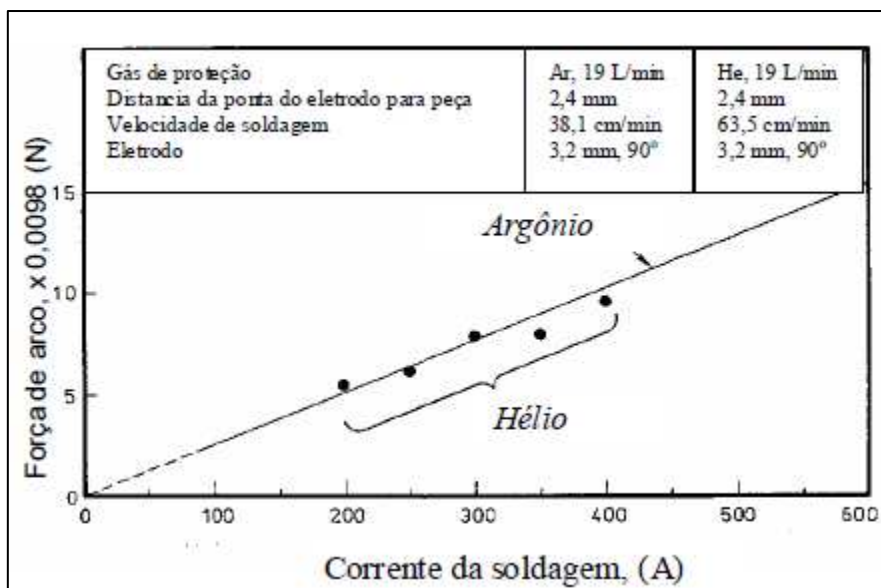


Figure 2.6 - Efeito do gás de proteção na força do arco (SAVAGE *et. al*, 1979)

### 2.2.2.3 – Diâmetro e ângulo de preparação da ponta de eletrodo

O eletrodo no processo de soldagem TIG é composto basicamente de tungstênio. Porém, para estabilizar o arco e melhorar as características, por exemplo, da abertura do arco (emissão de elétrons) em soldagem são adicionados junto ao tungstênio, alguns óxidos metálicos, como: tório, zircônio, lantânio e cério, ilustrada na Figura 2.7 classificados em cores distintas.

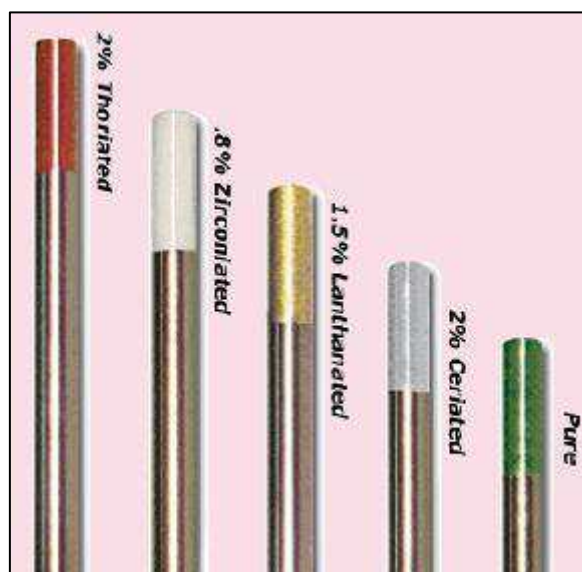


Figura 2.7 - Tipos de eletrodos de Tungstênio, cujas são identificadas por cores (Vermelho – Tório; Branco – Zircônio; Dourado – Lantânio; Cinza – Cério; Verde - Puro) ([http://www.weldersuniverse.com/TIG\\_rod\\_tungsten.html](http://www.weldersuniverse.com/TIG_rod_tungsten.html))



O diâmetro de ponta e ângulo de eletrodo influem na geometria da coluna de arco e, assim, na pressão que o arco exerce na poça, determinando sua largura e seu perfil da penetração (KEY, 1980). A preparação da ponta do eletrodo de tungstênio (ou ângulo de afiação), para soldagem TIG, influencia significativamente a geometria do cordão de solda (FONTANA, 1986).

De acordo com Key (1980), eletrodos com maiores ângulos e diâmetros de ponta, oferecem maior durabilidade, melhor penetração, um arco mais estreito e a capacidade de sustentar mais corrente sem oxidar. Por outro lado, menores ângulos e diâmetros da ponta resultam em menor tendência de instabilidade do arco, fornecendo um arco mais longo, utilizados em geral, para correntes mais baixas.

Key (1980) observou que na soldagem de aço inoxidável 304, a relação penetração/largura (P/L) aumenta ao aumentar o ângulo do eletrodo até 90°, mas começa a diminuir com maiores ângulos. Contudo, Shirali e Mills (1993) contrariam tais afirmações apresentando dados, reunidos por diversos pesquisadores, indicando que a influência do ângulo de afiação da ponta na penetração também não é óbvia, como ilustra a Figura 2.8. Os dados coletados mostram que a penetração pode tanto crescer como cair com o aumento do ângulo de afiação, dependendo das condições de soldagem.

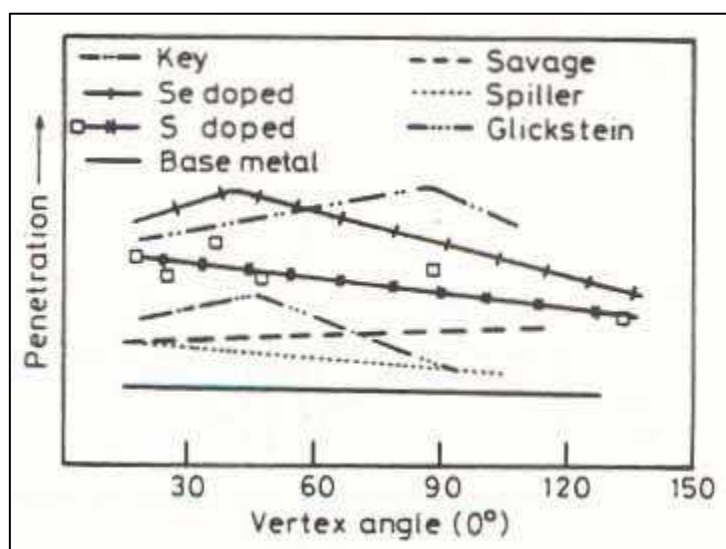


Figure 2.8 - Influência do ângulo de afiação da ponta de eletrodo na penetração (SHIRALI; MILLS, 1993)

A outra influência da geometria da ponta do eletrodo é com relação as características da largura do cordão de solda. Mantendo-se constante uma determinada corrente de soldagem, a largura do cordão diminui à medida que o ângulo de ponta aumenta e esta diferença torna-se mais acentuada chegando até quase a metade nas

correntes mais elevadas (SAVAGE *et al.*, 1965). A Figura 2.9 mostra o efeito do ângulo do eletrodo sobre a largura para várias correntes de soldagem.

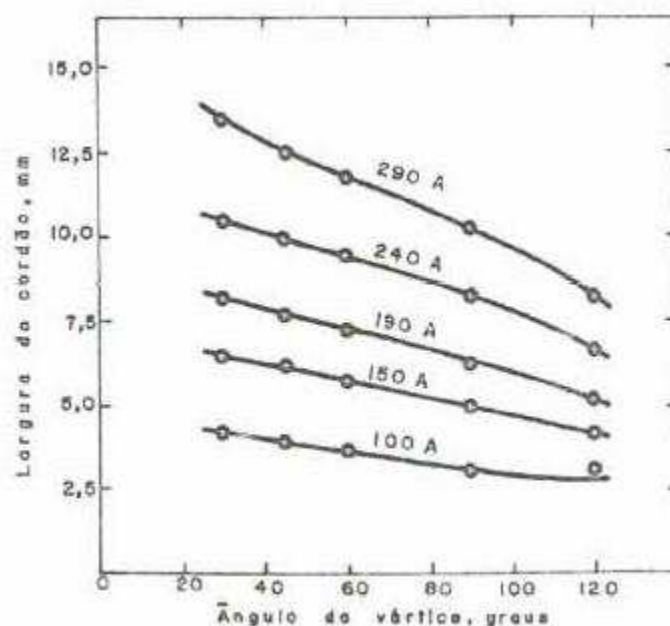


Figura 2.9 - Largura do cordão de solda em relação ao ângulo do eletrodo para várias correntes de arco (SAVAGE *et al.*, 1965)

O trabalho de Key (1980) apresenta as mesmas características de decréscimo da largura com o aumento do ângulo do eletrodo (Figura 2.10).

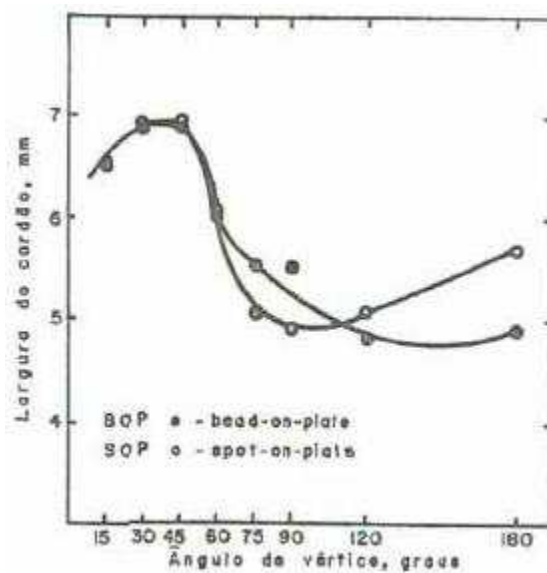


Figura 2.10 - Influência do ângulo de afiação de eletrodo na largura de cordão (KEY, 1980)

#### 2.2.2.4 – Velocidade de soldagem

Velocidade de soldagem ou velocidade de deslocamento é outro parâmetro que controla a formação do cordão com a sua variação, sendo selecionada conforme o aporte de calor e dependendo da espessura e propriedades do metal base.

Em velocidades de soldagem elevadas, o arco não tem tempo suficiente de atuação para assegurar uma boa fusão e penetração do cordão. Além disso, segundo Savage *et al.* (1979), uma velocidade de soldagem alta em demasia pode provocar uma instabilidade da poça fundida, tornando o cordão irregular, enquanto que para uma velocidade relativamente baixa a penetração aumenta. Por outro lado, para uma velocidade de soldagem excessivamente baixa, o próprio metal fundido na poça começa funcionar como isolante térmico para transferência de calor do arco para a metal base, prejudicando também a penetração de solda.

#### 2.2.2.5 – Frequência de pulsação

Vários autores (LEITNER *et. al*, 1973; OMAR e LUNDIN, 1979; NORRISH, 1992; TOKAR, 2011a) realizaram pesquisas com soldagem TIG pulsada em altas e baixas frequências. O arco de alta frequência (2 a 20 kHz) torna-se mais estável e exerce maior pressão na poça de fusão (OMAR e LUNDIN, 1979). Além disso, Norrish (1992) concluiu que a alta frequência de pulsação ajuda a evitar as mordeduras, mesmo em soldagem com correntes altas. Ao mesmo tempo, de acordo com o autor a baixa frequência de pulsação ajuda no controle da poça de fusão (penetração desejada, aspecto superficial do cordão regular, etc.).

Omar e Lundin (1979) mostram que a profundidade da penetração e a eficiência de fusão foram maiores nas frequências de pulsação mais baixas (de 1 a 10 Hz) do que em altas frequências (2, 10 e 20 kHz), com o que os resultados de Jorge *et al.* (1987) concordam.

Segundo Leitner *et. al* (1973), a diminuição da frequência de pulso de 5 Hz a 1 Hz produz um aumento na penetração da solda. A razão provável para isto é que na frequência mais baixa (1 Hz), o intervalo de tempo para o elevado nível de corrente atuar é mais longo, ou seja a corrente tem possibilidade de exercer maior efeito térmico e mecânico do que na frequência mais alta (de 2 a 5 Hz).

De acordo com Tokar (2011b), a frequência de pulsação baixa (1 a 3 Hz) não tem nenhum efeito significativo sobre os parâmetros geométricos da solda, o que concorda com os resultados de Dutra *et. al* (1996).

### 2.2.2.6 – Corrente de soldagem

Conforme a maioria das fontes bibliográficas, o aumento da corrente causa o crescimento da penetração e largura, cujo principal motivo é o calor imposto e a pressão crescente do arco elétrico. Modenesi (2005) chama atenção, entretanto, que a corrente tem uma influência mais importante na penetração do cordão (maior corrente, maior penetração) e é a tensão que tem maior influência sobre sua largura (maior tensão, cordão mais largo).

Em geral o processo TIG pulsado é caracterizado por diversos parâmetros (diferença entre corrente de pulso e de base –  $\Delta I$ , frequência, etc.) que também governam o processo de formação do cordão. A poça é formada durante o tempo de pulso (pela elevada corrente) e se solidifica durante o tempo de base, no qual a amplitude de corrente é apenas a necessária para manter o arco estável (DUTRA et. al., 1996).

Para cada combinação de parâmetros de pulso e base, gera-se um valor determinado de corrente eficaz, mesmo se o valor da corrente média permanecer o mesmo. A corrente eficaz, também conhecida como corrente RMS (Root Mean Square), depende da variação entre a corrente de pulso e de base, isto é, pode apresentar valores distintos para a mesma corrente média de forma independente da frequência de pulsação, como ilustrado na Figura 2.11. Desta forma, é possível realizar soldagens TIG pulsado com um mesmo valor de corrente média, porém com diferentes correntes eficazes, mudando somente a diferença entre a corrente de pulso e de base.

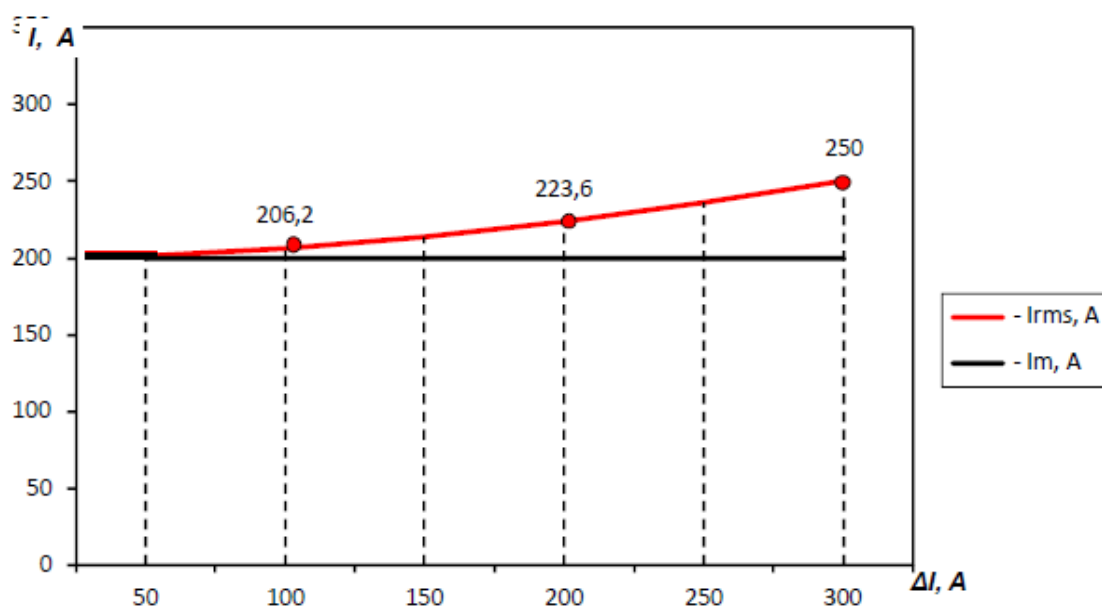


Figura 2.11 – Exemplo da dependência do valor de corrente eficaz para a diferença em uma mesma corrente média (TOKAR, 2011a)

No caso de dados discretos, tais correntes pode ser calculadas pelas Equações (2.3) e (2.4).

$$I_m = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N I_i = \frac{I_1 + I_2 + \dots + I_N}{N} \quad (2.3)$$

$$I_{rms} = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N I_i^2} = \sqrt{\frac{I_1^2 + I_2^2 + \dots + I_N^2}{N}} \quad (2.4)$$

Onde  $I_1, I_2, \dots, I_n$  são valores instantâneos da corrente medidos em intervalos e  $N$  é o número das medições.

Como sabido, do ponto de vista físico, o valor eficaz de uma corrente (alternada ou pulsada) é o valor de uma corrente contínua constante que resulta na mesma dissipação de potência em uma carga ativa. No entanto, segundo Needham (1985), o arco de soldagem não obedece a lei de Ohm e a tensão do arco não é proporcional à corrente de soldagem. Em outras palavras, o arco, embora sendo uma carga resistiva, não exibe uma resistência não linear. Partindo desse fato, Needham (1985) avaliou experimentalmente o efeito da corrente eficaz sobre a formação do cordão, ao comparar a forma de onda de corrente AC em comparação com corrente CC, e concluiu que o valor da corrente média era mais relevante do que o valor da corrente eficaz.

Omar e Lundin (1979), concluíram também, que a corrente média é o parâmetro que controla a profundidade de penetração, tanto na soldagem plasma (PAW) como no processo TIG, Figura (2.12). A Figura 2.12 mostra a influência da frequência de pulsação e da corrente eficaz (como o derivativo dos valores  $I_b$  e  $I_p$ ) na penetração para os processos PAW e TIG, para o mesmo valor da média de 50 A. A mudança da corrente eficaz ( $\approx 55 - 65$  A) no processo TIG não conduziu a nenhuma modificação na penetração, confirmando, segundo os autores do trabalho (OMAR; LUNDIN, 1979), que a corrente eficaz não tem nenhum efeito significativo, ou seja, o fator determinante para a penetração neste caso é a corrente média. Ao mesmo tempo o autores mostraram que o aumento da corrente eficaz no processo PAW acarretou numa redução da penetração.

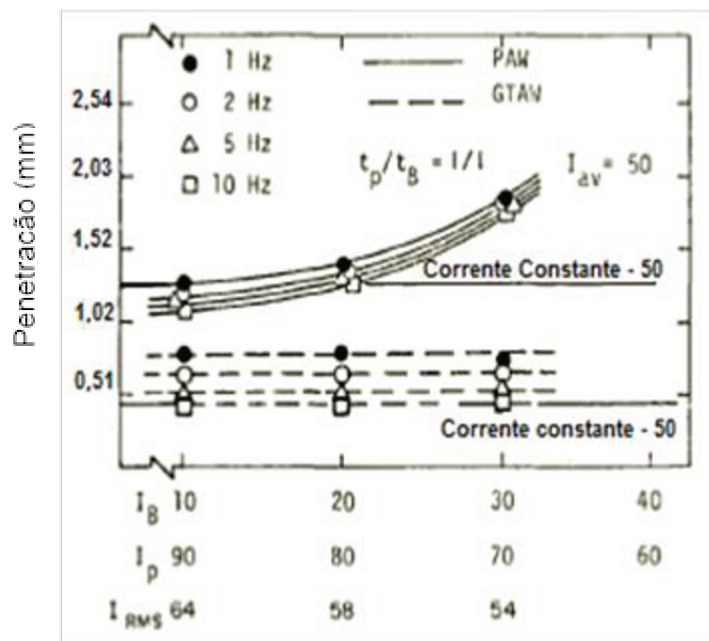


Figura 2.12 - Influência dos parâmetros da pulsação ( $I_B$ ,  $I_p$ ,  $f_p$ )  $I_{RMS}$  sobre a penetração nos processos PAW e TIG (OMAR; LUNDIN, 1979)

Para confirmar estes efeitos das correntes médias e eficaz sobre a penetração, os mesmos autores fizeram estes com a mesma corrente eficaz ( $I_{rms} = 50$  A), mas variando as amplitudes das correntes de pulso e de base ( $\approx 60 - 70$  A e  $\approx 10 - 30$ ), respectivamente, o que deu diferentes correntes médias (40 – 47 A) (Figura 2.13). Os resultados mostraram que a penetração tem uma tendência de crescer com o aumento da corrente média. Então, estes resultados mais uma vez confirmaram que a corrente média influi mais que a corrente eficaz na eficiência de fusão do metal de base e na profundidade de penetração.

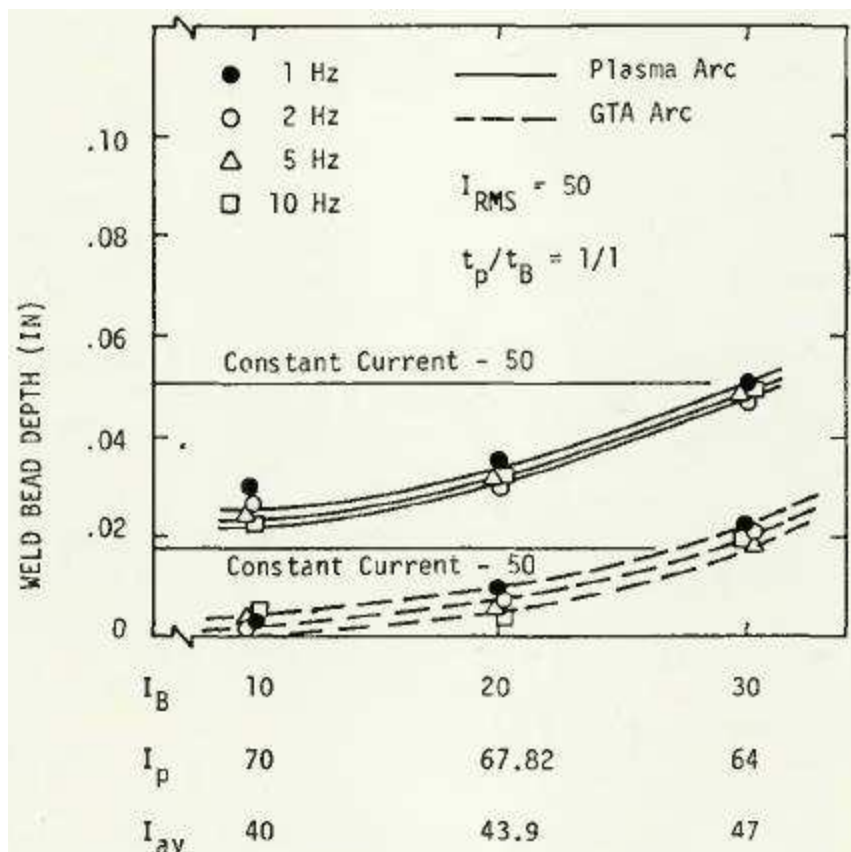


Figura 2.13 - Influência dos parâmetros da pulsação ( $I_B$ ,  $I_p$ ,  $f_p$ )  $I_m$  sobre a penetração nos processos PAW e TIG (OMAR e LUNDIN, 1979)

Para o aumento da corrente eficaz ( $\approx 65 - 90$  A), no processo TIG pulsado, mantendo a corrente média constante (60 A), sobre diversas frequências (2 – 20 kHz), os autores utilizaram a corrente de base ( $I_B = 20 - 30$  A), aumentaram a corrente de pulso ( $I_p \approx 70 - 180$  A) e concluíram que a penetração diminui para maiores correntes eficaz (Figura 2.14).

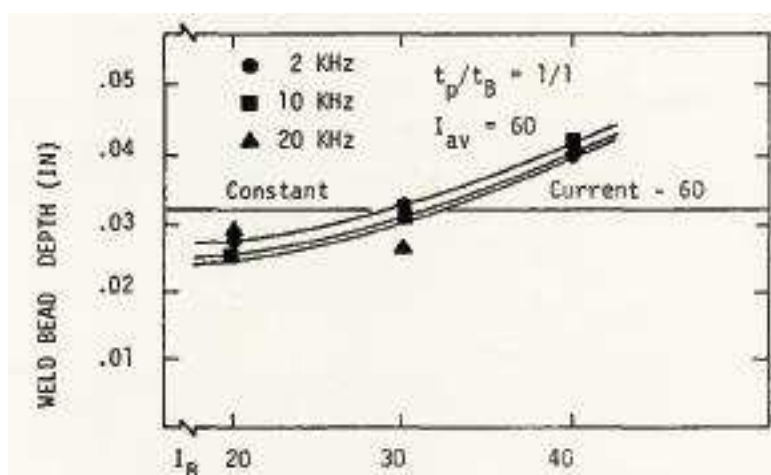


Figura 2.14 – Efeito da alta frequência de pulsação sobre a penetração (OMAR e LUNDIN, 1979)

Infelizmente, os dados apresentados nas Figuras 2.13 e 2.14 são discordantes. Para as condições com corrente média constante ( $I_m = 50 \text{ A}$ ), uma soldagem com corrente constante produz maior penetração do que pulsada, independentemente do valor RMS, mas nas condições corrente média constante ( $I_m = 60 \text{ A}$ ) o resultado foi o contrário. Estes fatos mostram que o efeito da corrente sobre a geometria do cordão depende de vários fatores. Entretanto, Omar e Lundin (1979) concluíram que a corrente média é o parâmetro que controla a profundidade de penetração.



## CAPÍTULO III

### **Peso da representatividade da $I_m$ e $I_{rms}$ sobre a formação de cordão em soldagem a arco**

#### **3.1 – Metodologia**

Com o propósito de expressar a melhor forma de representar o efeito da corrente (média ou eficaz) sobre a formação de um cordão de solda, procurou-se investigar uma solução consistente e factível. Como é sabido, são numerosas as variáveis de um processo de soldagem a arco que regem a formação do cordão. A ideia básica foi comparar a geometria de cordões realizados com um mesmo valor de corrente média com a geometria de cordões realizados com esta mesma corrente média, porém com diferentes valores de corrente eficaz, mantendo-se constantes as demais variáveis, ou até mesmo reduzindo algumas variáveis que possam governar a formação do cordão, para não mascarar a representação do efeito da corrente média ou eficaz. O primeiro passo do ponto de vista metodológico foi a seleção do processo de soldagem. O processo TIG, além de apresentar soldas livres de respingos e com bom acabamento superficial, com arco estável e bem definido, é um processo onde o eletrodo não é consumido, possibilitando uma soldagem sem adição de material e com facilidade de regular e manter o comprimento do arco. O fato de não se usar alimentação (o processo é dito *autógeno*), faz com que a poça de fusão não sofra ação das gotas em transferência metálica, conseqüentemente reduzindo o número de efeitos (mecânico e térmico) que determinam a formação do cordão. Por isto, esse processo foi escolhido para ser usado neste estudo.

O processo TIG pode ser usado com corrente contínua constante ou pulsada. Ao se usar o processo com corrente contínua constante, os valores de correntes médias e eficazes são os mesmos. A corrente média no processo TIG, como já apresentado anteriormente, pode ser matematicamente calculada pela equação 2.3, quando se usam valores discretos. A corrente eficaz, pode ser também matematicamente calculada pela equação 2.4, quando se usa valores discretos. Como é sabido, do ponto de vista físico, o valor eficaz de uma corrente (alternada ou pulsada) é o valor de uma corrente contínua constante que resulta na mesma dissipação de potência em uma carga ativa. Porém, a

corrente eficaz, também conhecida como corrente RMS (Root Mean Square), pode ser alterada pela variação proporcional e ponderada com os tempos de duração entre a corrente de pulso e de base, isto é, pode apresentar valores distintos para uma mesma corrente média, como ilustra a Figura 3.1. Apesar de adquirir valores nominais maiores, principalmente para valores crescentes de  $\Delta I$ , não quer dizer que a corrente eficaz esteja entregando ou consumindo mais energia, até por que a representação Média e Eficaz são apenas formas de representar a corrente e o arco é o mesmo. Desta forma, uma segunda opção metodológica foi usar o TIG tanto no modo corrente constante como no modo pulsado. Desta forma, foi possível realizar soldagens utilizando TIG pulsado com um mesmo valor de corrente média, porém com diferentes valores de correntes eficazes, mudando somente a diferença entre a corrente de pulso e de base ( $\Delta I$ ).

Assim, a proposta metodológica pode ser resumida como:

- a) Manter constantes valores da corrente média, velocidade de soldagem, comprimento de arco, diâmetro e ângulo de afiação do eletrodo;
- b) Variar os parâmetros de pulsação, mas mantendo a mesma corrente média (possível pela regulação de distintos níveis de diferença  $\Delta I$ ).

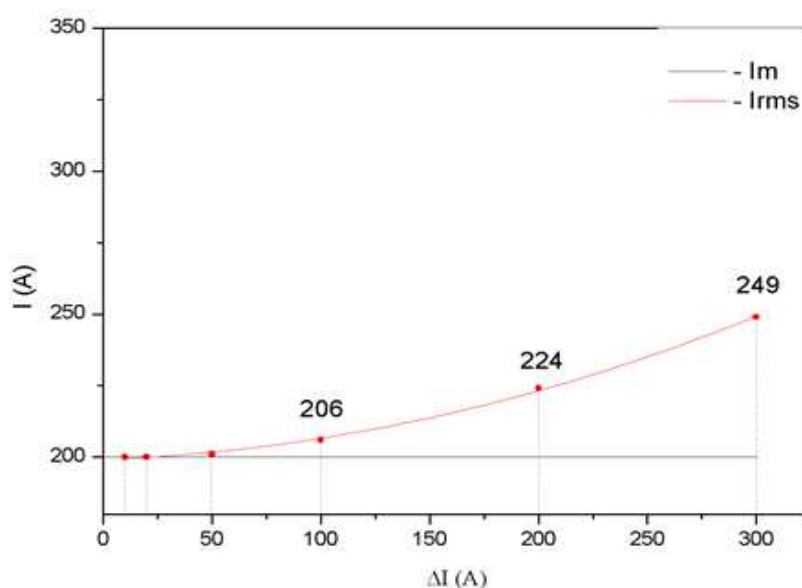


Figura 3.1 – Exemplo da dependência do valor da corrente eficaz para a diferença  $\Delta I$  em uma mesma corrente média

Assim:

- a) Os aspectos da geometria do cordão para cada condição de parâmetro de pulsação puderam ser comparados entre si e com uma condição de soldagem sem pulsação (corrente contínua constante) de mesmo valor de corrente média;

b) Os valores dos parâmetros da geometria do cordão para cada condição de parâmetro de pulsação puderam ser comparados com si e entre uma condição de soldagem sem pulsação (corrente contínua constante) de mesmo valor de corrente eficaz.

Através destas comparações, é esperado ser possível verificar qual das duas formas de representação de corrente, seja média ou eficaz, é a governante na formação do cordão, se é que uma possa ser individualmente predominante.

### 3.1.1 – Definição dos parâmetros de soldagem TIG Pulsado

A soldagem TIG pulsada é caracterizada por muitos parâmetros de regulagem, os quais (para fins deste trabalho) podem ser subdivididos como parâmetros da formação de onda e físicos, conforme a Tabela 3.1:

Tabela 3.1 – Parâmetros da formação de onda e físicos

<b>Parâmetros da formação de onda</b>	<b>Parâmetros físicos</b>
Corrente de pulso ( $I_p$ )	Diâmetro de eletrodo de tungstênio ( $d_e$ );
Corrente de base ( $I_b$ )	Velocidade de soldagem ( $V_s$ );
Tempo de pulso ( $t_p$ )	Distância da ponta do eletrodo para peça ( $L_a$ );
Tempo de base ( $t_b$ )	Ângulo de afiação do eletrodo ( $\alpha$ );

Em função da seleção dos parâmetros de regulagem, se obtém como resposta os seguintes fatores de grande importância para a análise do processo, de acordo com a Tabela 3.2:

<b>Diferença das correntes de pulso e de base (<math>\Delta I</math>)</b>
Corrente média ( $I_m$ );
Corrente eficaz ( $I_{rms}$ );
Frequência de pulsação ( $f_p$ );
Geometria dos cordões

A escolha de um conjunto dos parâmetros adequados para uma determinada aplicação é uma tarefa bastante complicada, especialmente em relação aos parâmetros da pulsação.

a) *Corrente de pulso ( $I_p$ ), corrente de base ( $I_b$ ), corrente média ( $I_m$ ), corrente eficaz ( $I_{rms}$ ) e diferença de corrente de pulso-corrente de base ( $\Delta I$ )*

O nível mínimo e máximo de corrente média (e eficaz) tem que ser suficiente para formar e manter uma poça de fusão (determinado pela condutividade térmica, espessura e dimensões da peça a soldar). Neste trabalho usou-se como placas de teste chapas de aço ao carbono de 6,3 mm de espessura. Assim, foi escolhido trabalhar com uma corrente nominal média de 200 A. Também para o material e as dimensões das placas de teste usadas neste trabalho, foram escolhidos três valores da corrente de pulso, a saber, 250 A, 300 A, 350 A. Foram escolhidos três valores da diferença  $\Delta I$ , a saber, 100 A, 200 A e 300 A, que geram, para a dada corrente nominal média de 200 A, correntes eficazes nominais iguais a 206 A, 224 A e 249 A, respectivamente. Ou seja, os valores da corrente de base, considerando a condição de manter a mesma corrente média de 200 A, foram de 150 A, 100 A e 50 A, para as correntes de pulso 250 A, 300 A, 350 A, respectivamente, já que, como visto a seguir, Figura 3.1, se mantiveram os mesmos tempos de pulso e base.

*b) Tempo de pulso ( $t_p$ ), tempo de base ( $t_b$ ) e frequência de pulsação ( $f_p$ )*

Normalmente a frequência de operação nas soldagens TIG pulsada é baixa. Por isto procurou-se trabalhar na faixa de 1 a 3 Hz. O período de base normalmente é escolhido igual ao de pulso, mas os valores de pulso podem ser duas a três vezes maiores quando se solda seções mais espessas (DUTRA et. al., 1996), o que não era o caso. Assim, para facilitar a realização dos testes e análise dos resultados, adotou-se a igualdade entre tempo de base e de pulso. A Tabela 3.3 apresenta os tempos correspondentes para cada frequência de pulsação empregada no estudo.

Tabela 3.3 – Valores de tempo correspondentes para os valores de frequência de pulsação a ser usados nos testes

<i>Parâmetros</i>	<i>Valores</i>		
$f_p$ (Hz)	1	2	3
$t_p = t_b$ (s)	0,5	0,25	0,17

*c) Distância da ponta do eletrodo de tungstênio para peça ( $L_a$ )*

Como sabido da revisão bibliográfica, o comprimento do arco é um dos principais parâmetros que influi na formação do cordão. A sua escolha depende do tipo de junta, da espessura e de classe de material. De acordo com recomendações tiradas das fontes bibliográficas, o comprimento do arco foi escolhido bastante curto dentro de faixa de 3 a 4 mm, pois o comprimento de arco curto assegura uma maior rigidez do arco e melhor

proteção gasosa da poça. Por isto, foi definido o valor de 3,5 mm para o comprimento de arco.

*d) Diâmetro do eletrodo e ângulo de afiação (de e  $\alpha$ )*

O diâmetro e o ângulo de afiação do eletrodo dependem do tipo do metal base, da espessura das chapas, do tipo (CA ou CC) e do valor da corrente, do tipo da junta e de outras características. Levando em consideração as condições e parâmetros de soldagem, apresentados anteriormente neste capítulo, o diâmetro de eletrodo foi escolhido de 4,0 mm. Como foi mostrado na revisão bibliográfica, na soldagem TIG, o ângulo do eletrodo (de afiação) tem uma influência bastante significativa nos parâmetros geométricos do cordão (tanto na penetração quanto na largura).

Assim como o diâmetro de eletrodo, o ângulo da afiação tem que ser maior para as correntes mais elevadas. No caso da ponta fina demais, ela pode se desgastar mais rápido (consumo elevado do eletrodo). E, ao contrário, um ângulo de afiação grande demais acarreta um arco menos estável, pois a mancha ativa (anódica ou catódica) começa se deslocar caoticamente na ponta do eletrodo. Para o trabalho atual foi escolhido o ângulo de 60°.

*e) Velocidade de soldagem ( $V_s$ )*

Na determinação da velocidade de soldagem, procurou-se encontrar geometria adequada do cordão de solda. Como em qualquer outro processo de soldagem, a soldagem TIG não pode ser realizada com as velocidades altas demais, nem muito baixas, evitando a presença de defeitos na solda. Para este trabalho, foi escolhida a velocidade de soldagem de 12,0 cm/min.

### **3.1.2 – Análise geométrica do cordão**

Para a medição das características geométricas dos cordões, cada placa de teste soldada foi cortada transversalmente em três seções. Cada uma das seções retiradas foi preparada metalograficamente, utilizando lixas de granulometria de 100 até 600 mesh. As amostras foram atacadas quimicamente, utilizando-se o reagente Nital 10%, para revelar os contornos da área fundida. Após ataque, as amostras foram

fotografadas (com ampliação de 100 x), usando um estereoscópio digital, e analisadas por um programa de tratamento de imagem (Image J). Este software permite realizar a medição de áreas selecionadas em imagens, sendo necessário realizar para cada imagem uma calibração de uma distância conhecida. Para todas as medições realizadas, a calibração foi feita utilizando como base a espessura da chapa.

As características geométricas medidas foram a largura ( $L$ ), a penetração ( $P$ ), área fundida ( $A_f$ ) e área de reforço ( $A_r$ ) conforme a Fig. 3.2.

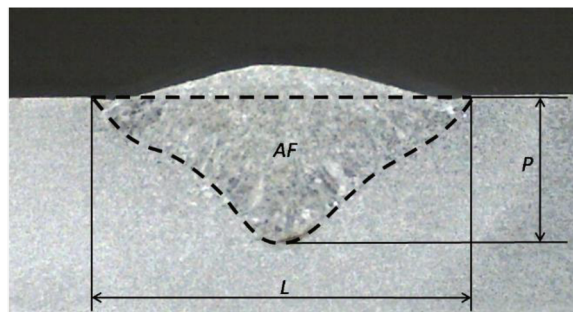


Figura 3.2 – Características geométricas dos cordões a serem medidas para fins comparativos

### 3.2 – Bancada experimental

Os principais componentes da bancada utilizada são:

- ✓ Fonte de soldagem;
- ✓ Tocha TIG;
- ✓ Mesa de coordenadas XY (para manipulação da tocha de soldagem);
- ✓ Sistema de aquisição e condicionamento de sinais (Tensão e Corrente).

### 3.3 – Equipamentos e Insumos

#### 3.3.1 – Fonte de soldagem

Para a realização das soldas com o processo TIG e TIG pulsado, utilizou-se uma fonte multiprocessos transistorizada, chaveado no secundário (Figura 3.3). Com capacidade de corrente de até 450 A. A Tabela 3.4 traz as principais características técnicas deste equipamento.



Figura 3.3 – Fonte de soldagem IMC Digiplus A7

Tabela 3.4 – Características técnicas IMC Digiplus A7

Corrente nominal	280 A 100% Fator de Trabalho (FT)
Corrente máxima	450 A
Tensão em vazio	68 V
Faixa de pulsação de corrente, Hz	0 – 50
Formato do sinal de corrente	Retangular

### 3.3.2 – Tocha de TIG

Foi utilizada uma tocha TIG automática (modelo TIG 27A-28B, fabricada pela Binzel) refrigerada a água, com capacidade de 500 A e um FT = 100% (Figura 3.4).

### 3.3.3 – Mesa de coordenadas XY (para manipulação da tocha de soldagem)

Para realizar os testes de soldagem foi usada uma mesa que permite deslocar a tocha de soldagem no plano horizontal (eixo X e Y), como ilustra a Figura 3.4, embora a trajetória da tocha tenha sido sempre ao longo de um único eixo, usualmente, o eixo X. O eixo Y era usado apenas para o ajuste do posicionamento transversal da tocha em relação à placa de teste.

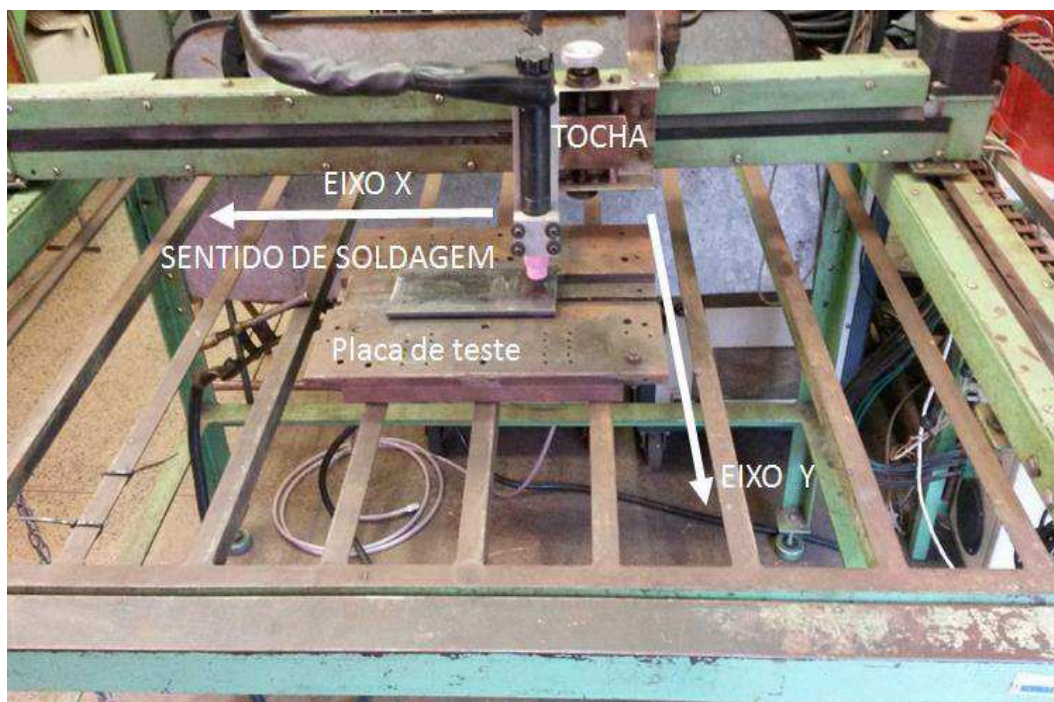


Figura 3.4 – Mesa de coordenadas utilizada para realização dos experimentos

### 3.3.4 – Sistema de aquisição de dados

A aquisição dos sinais de corrente e tensão de soldagem foi efetuada por um sistema de aquisição de dados instalado em um microcomputador (Figura 3.5). As aquisições foram realizadas com taxas de 5 kHz e com uma resolução de 8 bits.

Para a aquisição do sinal de corrente de soldagem foi usado um sensor Hall do modelo LT 500-T de fabricação da companhia LEM AS, com faixa de medição de 0 a 500 A, enquanto que para a aquisição do sinal de tensão foi usado um divisor de tensão com uma faixa de medição de 0 a 60 V. A realização dos cálculos das médias, valores eficazes, assim como a apresentação dos resultados em forma de gráficos foram feitas por meio de um software comercial (OriginPro 8.0).

## 3.4 – Procedimento experimental

Todos os testes foram realizados utilizando-se um eletrodo de tungstênio toriado (2%) de 4,0 mm de diâmetro, com uma distância da ponta do eletrodo para peça de 3,5 mm, com ângulo da afiação do eletrodo 60° e com posição perpendicular da tocha. A velocidade de soldagem foi mantida constante em 12,0 cm/min. O gás de proteção utilizado foi o argônio industrialmente puro (4.0) com vazão de 15 l/min. Os testes foram realizados em simples deposição na posição plana sobre chapas de aço carbono ABNT



1020 de 200 x 100 x 6,3 mm de dimensão, com 1 cordão por placa de teste. A soldagem foi realizada com o eletrodo na polaridade negativa.

Nesta etapa, foram programados e realizados 12 testes. Os 9 primeiros usaram a mesma corrente média (200 A), fazendo uma combinação entre a pulsação em três níveis de diferença de corrente de pulso e corrente de base (doravante referida como  $\Delta I$ ), a saber,  $\Delta I = 100$  A,  $\Delta I = 200$  A e  $\Delta I = 300$  A, e três frequências de pulsação, a saber, 1, 2 e 3 Hz. Além disso, foram feitos 3 testes em corrente constante, com correntes médias reguladas para 206 A, 224 A e 249 A, em cada teste, para que estes valores ficassem iguais aos valores de correntes eficazes encontrados para os testes das séries  $\Delta I = 100$  A,  $\Delta I = 200$  A e  $\Delta I = 300$  A, respectivamente. A Tabela 3.5 apresenta o planejamento experimental, justamente com os valores monitorados durante as soldagens.

Tabela 3.5 – Valores regulados no equipamento e valores observados por aquisição de dados dos testes realizados

Identificação da série	Teste	Valores regulados				Valores observados			
		Im (A)	Ip (A)	Ib (A)	fp (Hz)	Im (A)	Irms (A)	Um (V)	Urms (V)
$\Delta I$ 100	$\Delta I$ 100/F1	200	250	150	1	201	207	12,6	12,6
	$\Delta I$ 100/F2				2	200	206	12,6	12,6
	$\Delta I$ 100/F3				3	199	205	12,8	12,9
$\Delta I$ 200	$\Delta I$ 200/F1		300	100	1	201	224	12,9	13,0
	$\Delta I$ 200/F2				2	202	225	12,9	13,0
	$\Delta I$ 200/F3				3	200	224	12,6	12,7
$\Delta I$ 300	$\Delta I$ 300/F1		350	50	1	196	247	12,8	13,0
	$\Delta I$ 300/F2				2	199	249	12,5	12,8
	$\Delta I$ 300/F3				3	199	249	12,5	12,8
$\Delta I$ 0	CC 200		-	-	-	200	200	12,6	12,7
	CC 206	206	-	-	-	206	206	12,9	12,9
	CC 224	224	-	-	-	225	225	12,6	12,6
	CC 249	249	-	-	-	251	251	12,9	12,9

### 3.5 – Análise da influência das correntes média e eficaz sobre a geometria do cordão

As Figuras 3.5, 3.6, 3.7 mostram as relações entre as condições experimentais (Tabela 3.3) e os parâmetros geométricos dos cordões produzidos (Tabela 3.4).

Tabela 3.4 – Valores médios da geometria dos cordões para cada teste ( $V_s = 12,0$  cm/min;  $L_a = 3,5$  mm)

Identificação da série	Teste	P (mm)	Af (mm <sup>2</sup> )	L (mm)
$\Delta I$ 300	$\Delta I$ 300/F1	5,9	30,1	10,7
	$\Delta I$ 300/F2	5,9	31,8	11,0
	$\Delta I$ 300/F3	6,0	34,3	11,2
$\Delta I$ 200	$\Delta I$ 200/F1	4,6	25,1	9,8
	$\Delta I$ 200/F2	5,1	28,6	10,3
	$\Delta I$ 200/F3	4,8	28,5	11,0
$\Delta I$ 100	$\Delta I$ 100/F1	2,9	20,1	10,8
	$\Delta I$ 100/F2	2,9	22,0	12,0
	$\Delta I$ 100/F3	3,1	22,8	11,4
$\Delta I$ 0	CC 200	3,5	25,5	10,0
	CC 206	3,6	28,7	11,0
	CC 224	4,0	34,0	12,2
	CC 249	4,4	39,7	12,4

Obs.: P – penetração; Af – Área fundida; L - Largura

Ao comparar os resultados das soldagens com valores de corrente média igual aos de corrente eficaz (do lado esquerdo da linha vertical da Figura 3.5), percebe-se que com o aumento dos níveis de corrente (médio e eficaz) há uma tendência de crescimento da penetração. Tendências bem similares são percebidas na Figura 3.6, para área fundida. Este fato é explicável pela maior energia de soldagem e potencialmente maior calor imposto. Porém, à direita da linha vertical das mesmas figuras, onde somente a corrente eficaz é crescente (corrente média permanece constante), há também uma tendência da penetração e área fundida crescerem com o aumento da corrente eficaz. Estes resultados poderiam indicar a primeira vista que a corrente eficaz é que governa o aumento da penetração e área fundida, já que em ambos os casos a corrente eficaz foi crescente e a média só foi crescente no lado esquerda nas figuras. É importante ressaltar que Omar e Lundin (1979) encontraram em seus estudos um comportamento contrário. A principal diferença entre o presente trabalho e o de Omar e Lundin, é a influência da corrente eficaz sobre a profundidade da penetração. Enquanto que, no atual trabalho, ao aumentar o valor de corrente eficaz também se aumenta o valor da profundidade de penetração, no trabalho dos autores constatou-se que a corrente eficaz afeta a penetração de maneira inversa, isto é, quanto maior o valor da corrente eficaz menor a penetração.

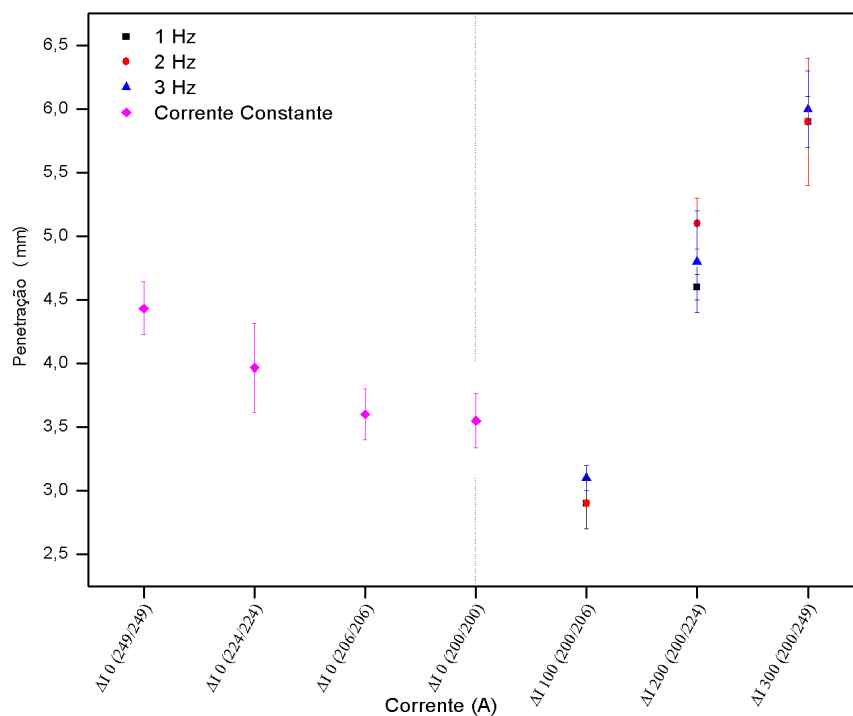


Figura 3.5– Influência das correntes média e eficaz sobre a penetração – média e desvios padrão de 3 seções transversais de uma mesma placa de teste (codificação:  $\Delta xxx (yyy/zzz)$ , onde ‘xxx’ é o valor da diferença entre a corrente de pulso e base, ‘yyy’ o valor médio da corrente e ‘zzz’ o valor eficaz da corrente): a linha vertical separa as condições paramétricas entre corrente constante (à esquerda) e corrente pulsada (à direita)

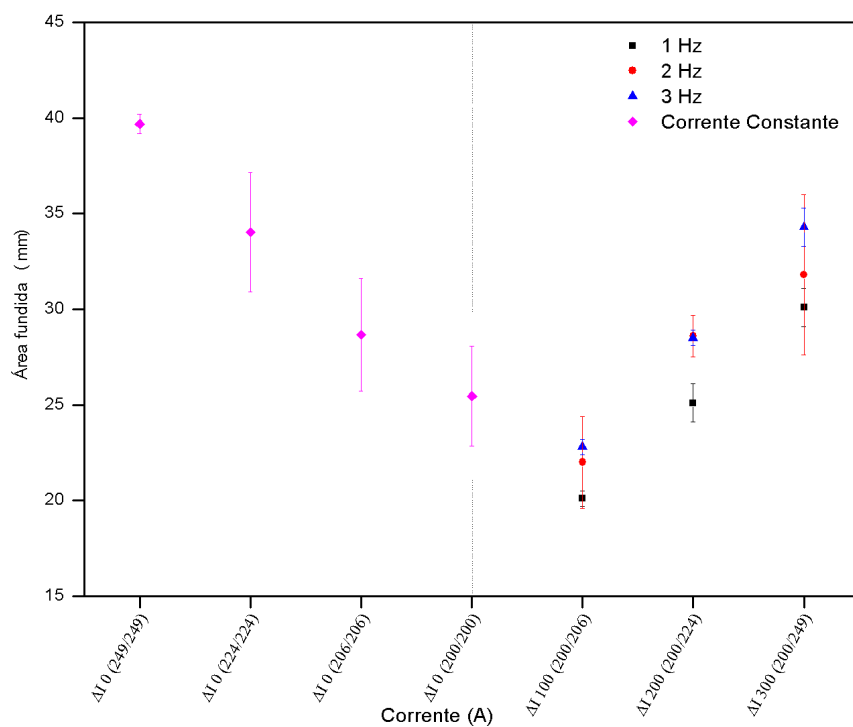


Figura 3.6 – Influência das correntes média e eficaz sobre a área fundida – média e desvios padrão de 3 seções transversais da mesma placa de teste

Entretanto, pode-se ainda comparar as condições ao lado direito da linha vertical com as ao lado esquerdo das Figuras 3.5 e 3.6. Neste caso, estar-se-ia comparando condições paramétricas com mesma corrente eficaz, mas com diferentes correntes médias ( $\Delta I$  300 (200/249) x ( $\Delta I$  0 (249/249); ( $\Delta I$  200 (200/224) x ( $\Delta I$  0 (224/224); ( $\Delta I$  100 (200/206) x ( $\Delta I$  0 (206/206)). Uma análise mais detalhada desses dados mostra que o valor da corrente média também influencia a penetração/área fundida, mas de uma forma não inversa. Para maiores valores de  $\Delta I$  ( $\Delta I$  = 300, 200 e 100), a penetração decresce com menores valores de  $I_{rms}$ . Esses dados aumentam as evidências de que realmente a corrente eficaz tem o papel principal na formação do cordão. No tocante a esta última análise, o efeito sobre a área fundida não segue a mesma tendência da penetração, pois para valores de  $\Delta I$  = 0 (maiores valores  $I_{rms}$ : 249, 224 e 206), à área fundida tende a reduzir, diferentemente do que ocorre com a penetração.

Por meio da Figura 3.7, observa-se que o comportamento da largura é semelhante ao apresentado pelos parâmetros geométricos anteriores (penetração e área fundida). Tanto para corrente média igual à corrente eficaz (do lado esquerdo da linha vertical da Figura 3.11), quanto para correntes médias iguais e crescentes correntes eficazes (do lado direito da linha vertical da Figura 3.11). Contudo, a condição  $\Delta I$  = 100 A apresentou resultados que destoam em relação às tendências do efeito da corrente eficaz, mostrando que há ocorrência de um evento desconhecido neste ponto ( $\Delta I$  = 100), fenômeno que será discutido de forma individual.

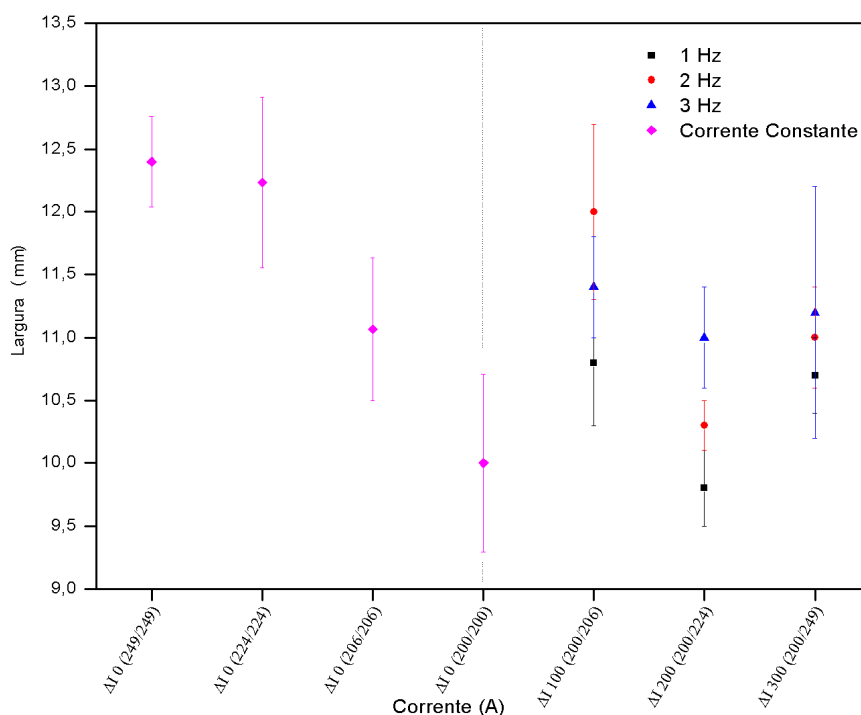


Figura 3.7 – Influência das correntes média e eficaz sobre a largura – média e desvios padrão de 3 seções transversais da mesma placa de teste

### 3.5.1 – Influência da frequência na geometria do cordão

A tabela 3.5 apresenta o resultado da aplicação do teste de hipóteses para os parâmetros geométricos em função da frequência de pulsação em 3 níveis de  $\Delta I$ . A hipótese é verdadeira quando há diferença significativa entre as médias com confiabilidade de 95%. Ao contrário da influência da corrente sobre a formação do cordão de solda, a frequência da pulsação não apresentou efeito significativo sobre os parâmetros geométricos do cordão, resultado este que está em concordância com o trabalho de Tokar (2011b).

Tabela 3.5 – Resultado do teste de hipótese para parâmetros geométricos em função da frequência

$\Delta I$	Frequência de pulsação (Hz)	Penetração (mm)			Teste de Hipóteses	Área Fundida (mm <sup>2</sup> )			Teste de Hipóteses	Largura (mm)			Teste de Hipóteses
100	1	3,2	3	3	Não identificado	23	23,1	22,4	Não identificado	11	11,7	11,6	Não identificado
	2	2,9	2,9	2,9		24,6	21,4	20		12,8	11,4	11,7	
	3	2,8	2,8	3,1		20	19,8	20,4		10,3	11	11,2	
200	1	4,4	5,2	4,9	Não identificado	28,2	28,3	28,9	Não identificado	10,8	11,4	10,7	Não identificado
	2	4,9	5,1	5,3		28,1	29,8	27,8		10,2	10,5	10,2	
	3	4,5	4,6	4,7		24,1	25	26,1		9,4	10	9,9	
300	1	6,3	5,9	5,7	Não identificado	38,1	35,2	29,7	Não identificado	10,8	12,4	10,5	Não identificado
	2	6,3	5,4	6,1		34,2	26,9	34,3		11,3	10,6	11,2	
	3	6	5,6	6		29,3	31,2	29,9		10,6	11,1	10,5	

### 3.5.2 – Ensaios de repetitividade para $\Delta I = 100$ A

A partir dos resultados do teste de hipótese sobre a influência da frequência percebeu-se que não há nenhum efeito significativo da frequência de pulsação, na faixa utilizada (de 1 a 3 Hz), sobre os parâmetros geométricos da solda. Portanto, com o intuito de verificar a ocorrência de uma possível falha durante a condição de soldagem ( $\Delta I = 100$  A) ou se houve um casual erro de medição dos parâmetros geométricos, procurou-se realizar a réplica de tal condição, porém, adicionando ao trabalho outras três condições de soldagens ( $\Delta I = 10$  A, 20 A e 50 A), selecionando apenas uma frequência (2 Hz) para cada solda, de tal forma, que fosse possível ratificar os resultados já encontrados, acrescentando a estes, uma confirmação ou não sobre a anormalidade presente na condição  $\Delta I = 100$  A. No total foram realizadas quatro soldas, uma para

cada condição ( $\Delta I = 10 \text{ A}$ ,  $20 \text{ A}$ ,  $50 \text{ A}$ ,  $100 \text{ A}$ ) e cada solda foi seccionada transversalmente em três seções, igualmente feito no item 3.3.2, enquanto que para construção da Tabela 3.8 foram aproveitados os valores de  $\Delta I = 0$  (valores de corrente constante –  $200 \text{ A}$ ,  $206 \text{ A}$ ,  $224 \text{ A}$  e  $249 \text{ A}$ ) e de  $\Delta I = 200 \text{ A}$  e  $300 \text{ A}$  para frequências de  $2 \text{ Hz}$ , haja visto que estes valores não destoaram como  $\Delta I = 100 \text{ A}$ .

A Tabela 3.6 apresenta o planejamento experimental com os valores monitorados durante as soldagens.

Tabela 3.6 – Valores monitorados dos testes realizados para frequência de  $2 \text{ Hz}$

Identificação da série	Teste	Valores regulados				Valores monitorados			
		$I_m \text{ (A)}$	$I_p \text{ (A)}$	$I_b \text{ (A)}$	$f_p \text{ (Hz)}$	$I_m \text{ (A)}$	$I_{rms} \text{ (A)}$	$U_m \text{ (V)}$	$U_{rms} \text{ (V)}$
$\Delta I 300$	$\Delta I 300/F2$	200	350	50	2	199	249	12,5	12,8
$\Delta I 200$	$\Delta I 200/F2$		300	100		202	225	12,9	13,0
$\Delta I 100$	$\Delta I 100/F2$		250	150		200	206	12,7	12,9
$\Delta I 50$	$\Delta I 50/F2$		225	175		200	201	12,8	13,0
$\Delta I 20$	$\Delta I 20/F2$		210	190		200	200	12,6	12,8
$\Delta I 10$	$\Delta I 10/F2$		205	195		198	200	12,5	12,7
$\Delta I 0$	CC 200		-	-	-	200	200	12,6	12,7
	CC 206	206	-	-	-	206	206	12,9	12,9
	CC 224	224	-	-	-	225	225	12,6	12,6
	CC 249	249	-	-	-	251	251	12,9	12,9

As Figuras 3.8, 3.9, 3.10 ilustram os parâmetros geométricos de penetração, área fundida e largura sobre a influência das correntes média e eficaz, respectivamente, conforme os dados da Tabela 3.7.

Tabela 3.7 – Valores da geometria dos cordões para cada teste utilizando frequência de  $2 \text{ Hz}$  ( $V_s = 12,0 \text{ cm/min}$ ;  $L_a = 3,5 \text{ mm}$ ); P – penetração; Af – Área fundida; L - Largura

Identificação da série	Teste	P (mm)	Af (mm <sup>2</sup> )	L (mm)
$\Delta I 300$	$\Delta I 300/F2$	5,9	31,8	11,0
$\Delta I 200$	$\Delta I 200/F2$	5,1	28,6	10,3
$\Delta I 100$	$\Delta I 100/F2$	2,9	22,0	12,0
$\Delta I 50$	$\Delta I 50/F2$	3,7	28,4	10,6
$\Delta I 20$	$\Delta I 20/F2$	3,5	27,0	10,2
$\Delta I 10$	$\Delta I 10/F2$	3,5	24,0	9,4
$\Delta I 0$	CC 200	3,5	25,5	10,0
	CC 206	3,6	28,7	11,0
	CC 224	4,0	34,0	12,2
	CC 249	4,4	39,7	12,4

Para valores de corrente média igual à corrente eficaz (do lado esquerdo da linha vertical da Figura 3.8), percebe-se que assim como nos primeiros testes, com o aumento dos níveis de corrente há uma tendência de crescimento da penetração, sendo que essas tendências se repetem também, para área fundida (Figura 3.13). Contudo, à direita da linha vertical das mesmas figuras, onde a corrente eficaz é crescente (corrente média permanece constante), apesar dos valores destoantes para a condição  $\Delta I = 100$  A, há uma tendência da penetração e área fundida crescerem com o aumento da corrente eficaz. Estes resultados mais uma vez sugerem que a corrente eficaz é que governa o aumento da penetração e área fundida.

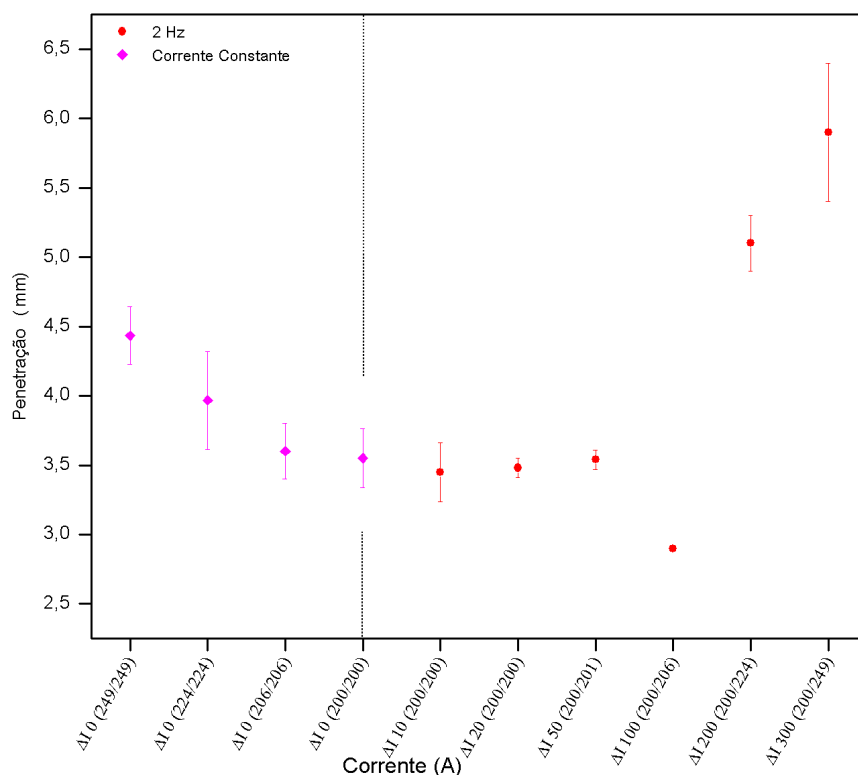


Figura 3.8 – Influência das correntes média e eficaz sobre a penetração – média e desvios padrão de 3 seções transversais da mesma placa de teste

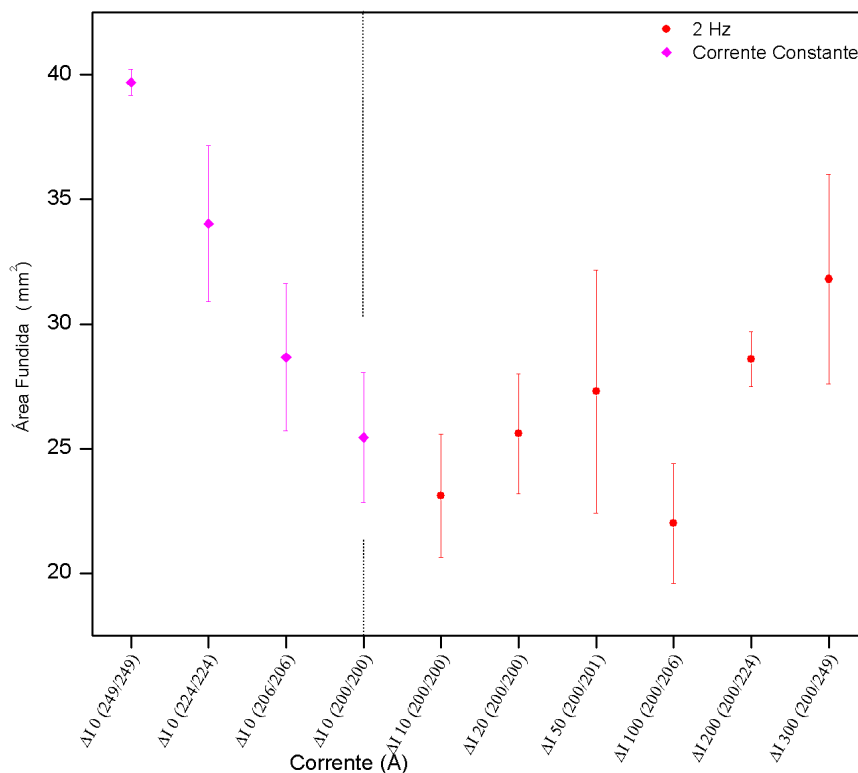


Figura 3.9 – Influência das correntes média e eficaz sobre a área fundida – média e desvios padrão de 3 seções transversais da mesma placa de teste

Chama-se atenção para dois fatos. O primeiro é que para pequenos valores de  $\Delta I$  (0, 10, 20 e 50), não há diferença significativa de penetração/área fundida, pelo menos para valores de correntes média e eficaz igual a 200 A. Por outro lado, a condição  $\Delta I = 100$  A apresentou resultados bem discrepantes em relação às tendências do efeito da corrente eficaz, mostrando que há ocorrência de um evento desconhecido neste ponto ( $\Delta I = 100$  A).

De acordo com a Figura 3.10, observa-se que o comportamento da largura é semelhante ao apresentado pelos parâmetros geométricos anteriores (penetração e área fundida). Uma exceção é novamente  $\Delta I = 100$  A, com a diferença de que ao invés do ponto de inflexão estar abaixo da linha de tendência para os demais  $\Delta I$ , como ocorreu para penetração/área fundida, esse ponto emergiu.



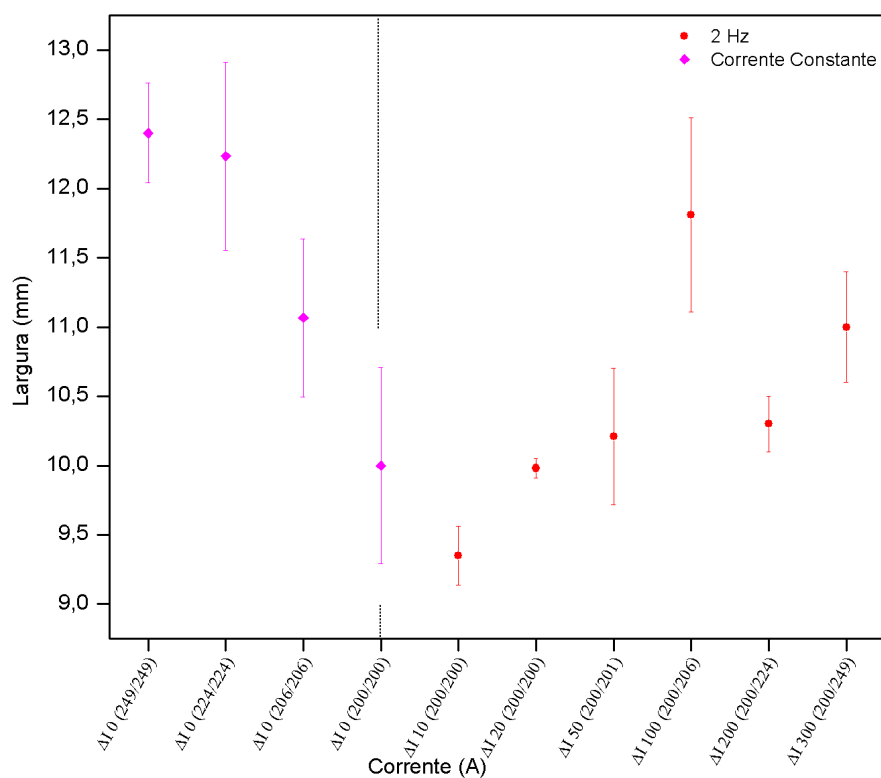


Figura 3.10 – Influência das correntes média e eficaz sobre a largura – média e desvios padrão de 3 seções transversais da mesma placa de teste

Ao analisar os resultados, confirma-se, então, o caráter atípico do comportamento do processo ao se usar  $\Delta I = 100$  A. Entretanto, maiores estudos seriam necessários para explicar este comportando, fugindo do escopo do presente trabalho.

## CAPÍTULO IV

### Peso da representatividade da $I_m$ e $I_{rms}$ sobre o calor imposto

#### 4.1 – Metodologia

Com o intuito de determinar se há distinção entre a quantidade de calor transferido do arco para a peça representada pela corrente média e pela corrente eficaz, empregou-se nesta etapa metodológica um calorímetro, aparelho utilizado para quantificar a quantidade de calor absorvido por um corpo. Nesta etapa, ainda utilizando-se o processo de soldagem TIG, nos modos corrente constante e corrente pulsada, realizou-se oito soldagens, de tal forma a se obter condições paramétricas de corrente eficaz igual a corrente média ( $I_{rms} = I_m$ ) para um único valor de corrente média ( $I_m$ ). Essas oito soldas foram realizadas com os mesmos parâmetros estudados no capítulo anterior, exceto pela não verificação da influência das frequências de pulsação na formação do cordão (empregou-se apenas uma frequência 2 Hz).

A proposta metodológica foi complementada com os seguintes procedimentos:

- a) Os valores de calor absorvido para cada condição de parâmetros de pulsação foram comparados entre si e entre a condição de soldagem sem pulsação (corrente continua constante) de mesmo valor de corrente média;
- b) Os valores de calor absorvido para cada condição de parâmetros de pulsação foram comparados entre si e entre a condição de soldagem sem pulsação (corrente continua constante) de mesmo valor de corrente eficaz.

Assim, por meio destas comparações, é esperado ser possível verificar qual das duas formas de representação da corrente melhor representa o calor transferido pelo arco para a chapa, já que este calor transferido é fator governante na formação do cordão.

#### 4.1.1 – Seleção do ensaio calorimétrico

Métodos calorimétricos em soldagem são procedimentos experimentais que determinam a parcela da energia de soldagem que foi transferida para a peça devido à soldagem (LISKEVYCH, 2014). As técnicas calorimétricas conhecidas baseiam-se em princípios de funcionamento que podem ser agrupadas segundo a classificação de Dutra et al. (1996):

- 1) Resfriamento da placa de teste durante e após a soldagem por fluxo de água (o calor imposto é determinado com base na variação da temperatura do líquido);
- 2) Imersão da placa de teste em nitrogênio líquido exatamente após a soldagem (o calor imposto na placa de teste é determinado a partir da massa evaporada do nitrogênio líquido);
- 3) Realização da soldagem na placa de teste posicionada no fundo de um calorímetro fechado (o calor transferido para a peça é determinado a partir das temperaturas monitoradas nas superfícies da placa de teste durante soldagem e tempo de resfriamento);

Analisando os métodos calorimétricos, observa-se que sempre existem particularidades no princípio de funcionamento de cada um ou na montagem dos mesmos, o que dificulta a execução do ensaio e/ou prejudica a precisão das medições do calor imposto devido o processo de soldagem. Por exemplo, o calorímetro de fluxo de água foi descrito por Essers (1981). No caso, uma placa está submersa em água com apenas uma superfície (superior) descoberta para a formação do cordão de solda (Figura 4.1). A variação da temperatura da água é constantemente monitorada por termopares. Uma constante homogeneização da água é garantida através de um misturador.

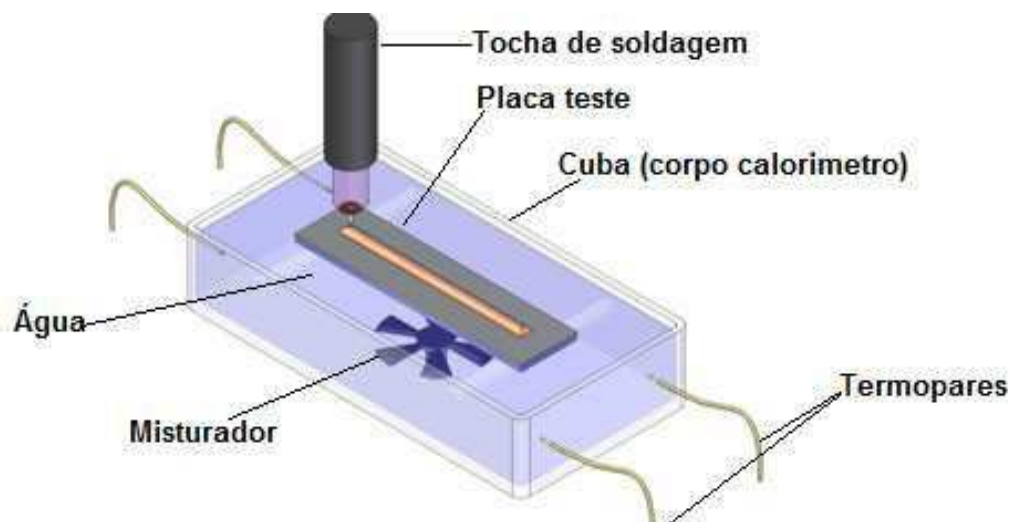


Figura 4.1 – Apresentação esquemática do calorímetro de água apresentado por ESSER (1981)

Entretanto, se a vazão da água for alta, a sensibilidade de medida é baixa (pequeno  $\Delta T$ ). Se a vazão for baixa, além de água poder perder calor (resfriar) de forma significativa entre os pontos de medida, pode haver sobreaquecimento de água devido à raiz de solda e formação de vapor, como citado no trabalho de Arevalo e Vilarinho (2012). Este fato implica em baixa acurácia.

Os métodos calorimétricos que utilizam o princípio de contato entre a placa de teste e outro material (Seebeck ou caixa isolada), seja cobre (Figura 4.2) ou cerâmica (Figura 4.3), podem levar a erros de medição devido ao contato imperfeito entre as superfícies. Também, para cálculo do calor imposto, neste caso é necessário saber com precisão a condutividade térmica do material soldado (LISKEVYCH, 2014). Além disso, a montagem dos termopares para cada teste significativamente complica a realização dos ensaios (especialmente, do caixa isolada).

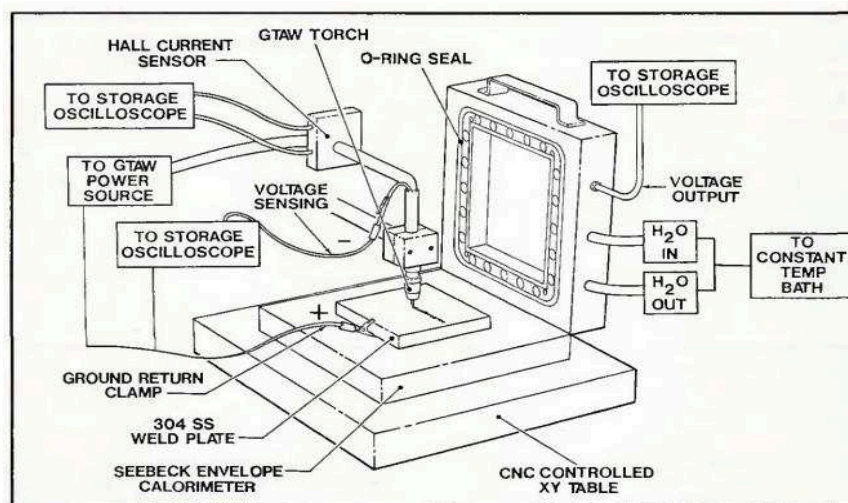


Figura 4.2 – Apresentação esquemática do calorímetro baseado no efeito Seebeck usado por Giedt et al. (1989)

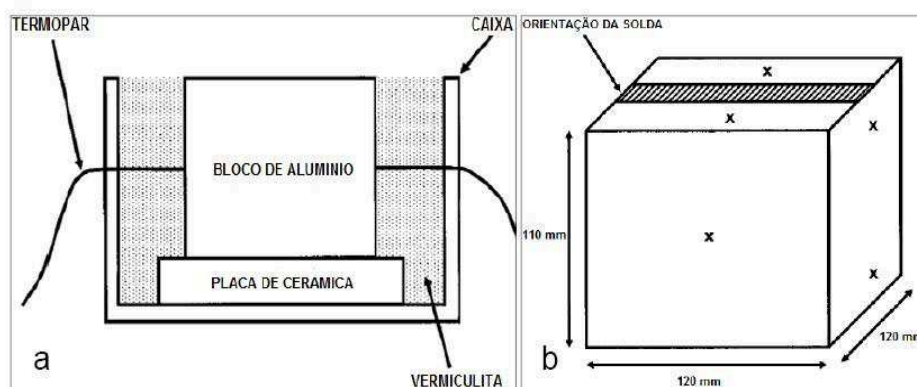


Figura 4.3 – Apresentação esquemática do calorímetro de caixa isolada versão Cantin e Francis (2005)

A outra preocupação é que os três métodos mencionados acima levam em consideração apenas uma superfície da placa de teste a ser soldada, desconsiderando assim as perdas de calor nas demais superfícies, especialmente as perdas por radiação do cordão de solda (apenas na versão do calorímetro de caixa isolada utilizado por Pépe et al. (2011), a parte dessas perdas foi parcialmente restringida por fechamento gradual da tampa e utilização de um filme de lâmina de alumínio), Figura 4.4. Além de não considerar as perdas para o ambiente e diferentes espessuras de chapa.

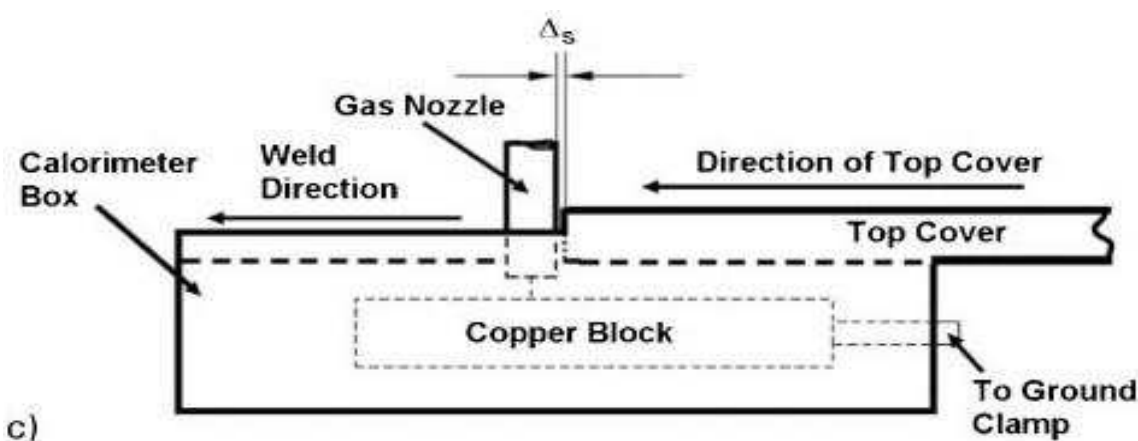


Figura 4.4 – Apresentação do calorímetro de caixa isolada junto com a movimentação da tocha de soldagem e o fechamento gradual da tampa do calorímetro (PEPE, et al. 2011)

Entre os ensaios calorimétricos aplicados às condições de soldagem, o método de calorimetria criogênica apresenta uma grande facilidade operacional e resultados consistentes. Entretanto, nos trabalhos que utilizaram o calorímetro de nitrogênio líquido (KENNEY et. al., 1998; JOSEPH, 2001; SCOTTI, 2008; PÉPE, 2010;), pode-se observar que todos têm a intervenção do operador de forma direta, como na liberação e no transporte da placa teste desde o ponto de solda até o recipiente do calorímetro (Figura 4.5).



Figura 4.5 – Apresentação esquematizada do calorímetro de nitrogênio líquido utilizado por Kenney et al. (1998)

Juntamente com parâmetros diretamente relacionados ao processo de soldagem, materiais de fixação e condições presentes no entorno do trabalho (umidade relativa, temperatura ambiente e presença de ventos), o fator humano (a velocidade de translação da placa de teste por operador) altera de forma direta a medição relacionada ao calor imposto (LISKEVYCH, 2014). Por exemplo, no trabalho do Pépe et al. (2011), as variâncias de medição foram avaliadas em  $\pm 1,5\%$  para ensaios com calorímetro de

caixa isolada contra  $\pm 8\%$  para ensaios realizados com calorimetria criogênica. Supõe-se que essa grande diferença foi provocada pelo transporte manual da placa de teste para os ensaios calorimétricos.

#### **4.1.2 – Erros e incertezas dos métodos de medição dos parâmetros térmicos em soldagem**

O estudo do rendimento térmico e calor imposto em processo de soldagem tem sido objeto de estudo por vários autores, tanto por métodos analíticos como experimentais. O estudo do fluxo de calor na soldagem, tanto experimental quanto teórico, é bastante complexo, possui muitos aspectos ainda pouco compreendidos e, além disso, é sujeito a um grande número de erros e incertezas.

Analisando os procedimentos de medição nos ensaios calorimétricos, pode-se observar que muitos erros podem ser introduzidos devido às perdas não controláveis de calor antes do começo de medição (MALIN e SCIAMMARELLA, 2006). Segundo Stenbacka (2012), as perdas acontecem, ainda durante a soldagem (a partir das superfícies da placa de teste, para o ambiente ou para o sistema de fixação), assim como durante o transporte da placa de teste para o recipiente do calorímetro. Dessa forma, nas medições de calor imposto, realizados no trabalho do Bosworth (1991) utilizando o calorímetro de água, o tempo de espera entre o fim de soldagem e início de medição foi reportado de 15 segundos. Pepe et al. (2011) acharam uma queda de aproximadamente 10% na eficiência térmica (medida pela calorimetria criogênica) quando o tempo de transporte da peça até o recipiente de nitrogênio aumentou de 5 para 25 segundos.

Outra fonte de erros e incertezas pode ser observada no calorímetro de água apresentado no trabalho do Haelsing et al. (2012), voltado ao estudo da eficiência térmica de diversos processos de soldagem. Analisando a viabilidade da técnica de medição elaborada, os autores afirmam que as perdas de calor de água para o ambiente podem ser desprezadas, apesar do recipiente usado nos ensaios ser aberto. No caso do calorímetro de caixa isolada, os próprios autores do trabalho, Pepe et al. (2011), citam a utilização inadequada das propriedades térmicas dos materiais soldados como uma fonte de incerteza. Em relação ao calorímetro de efeito Seebeck, pode ser dito que, apesar de apresentar uma boa precisão de resultados nos relatos, houve casos em que o tempo de medição levava até 6 horas, dependendo das condições de soldagem (FUERSCHBACH e KNOROVSKY, 1991).

Mesmo assim, as informações específicas sobre repetitividade e confiabilidade dos resultados obtidos na calorimetria, assim como sobre a análise dos erros aleatórios e sistemáticos das técnicas aplicadas, são escassos (uma das poucas exceções foram as medições realizados por calorímetro criogênico por Pepe et al., 2011, que demonstraram 8% de erro, e Arevalo, 2011, que demonstrou a possibilidade de redução do erro sistemático pela automação do calorímetro criogênico). Entretanto, segundo Stenbacka (2012), que analisou várias pesquisas relacionadas com medição de eficiência térmica, é possível estimar um erro de 12% nos ensaios calorimétricos para procedimentos com "boa execução".

Assim, para os fins desse trabalho, foi proposto usar um calorímetro criogênico, porém automatizado (pela sua facilidade operacional, redução do tempo das experiências, bons resultados), visando garantir que as medições sejam independentes do operador e, conseqüentemente, com maior repetitividade dos resultados.

#### **4.1.3 – Erros intrínsecos do ensaio calorimétrico criogênico**

Embora os conhecidos métodos calorimétricos evidenciem resultados coerentes dentro da literatura, nota-se que a determinação da eficiência térmica de um processo de soldagem utilizando-se um dado método, mesmo que esse seja razoavelmente preciso, apresenta alguns problemas intrínsecos na metodologia, muitas vezes negligenciados nas medições. As perdas de calor que ocorrem durante a soldagem e no tempo decorrido entre o término da solda e introdução da placa no calorímetro parece ser um revés compartilhado pela maioria das técnicas de calorimetria.

Alguns exemplos são as perdas térmicas que ocorrem antes da inserção da placa de teste dentro do calorímetro ou antes do calorímetro ser fechado. Como mostrou Pepe et al. (2011), que tanto o tempo de atraso entre completar a soldagem e inserir a placa no nitrogênio líquido, quanto o comprimento do cordão de solda, influenciam a quantidade de calor medida. Isto mostra que nem sempre os métodos que envolvem a medição do calor imposto e estimação do rendimento do processo de soldagem são realizados da forma adequada. O primeiro passo que tem que ser tomado é avaliar os possíveis erros de medição (sistemáticos ou não), denominados no trabalho de Liskevych (2014) e neste também, de *erros intrínsecos do sistema (ou método)*. Não se está considerando outras fontes de erros aleatórios, como instabilidade do processo de soldagem, características dos sistemas de medição (balança, etc.) ou aquisição de dados, até por que se vai trabalhar com equipamentos de soldagem eletrônicos (mais robustos e de regulação mais precisa) e manipuladores de tocha de precisão.



Portanto, se tratará dos erros do sistema da medição calorimétrica por criogenia. Erros intrínsecos do sistema (ou método) comumente avaliados como erros de medição de calor imposto, foram identificados nos estudos de Liskevych (2014) e dentre eles são destacados:

- ✓ **Erro devido à influência do operador:** A placa de teste após a solda precisa ser transferida a partir do equipamento de soldagem para o recipiente do calorímetro. Quando a placa de ensaio é transferida manualmente, não só o tempo decorrido, mas também a trajetória será diferente em cada ensaio específico. Por conseguinte, a convecção do ar esfriará a peça de trabalho de forma diferente a cada vez, o que resultará num erro aleatório, o que pode ser atenuado pela automatização da operação. No entanto, as fontes para este erro aditivamente levam a um erro sistemático (portanto intrínsecos), desde que o tempo e a trajetória não sejam nulos ocorrerá perda de calor.
- ✓ **Erro devido ao comprimento do cordão de solda:** Se o cordão de solda realizado for muito longo, existem perdas significativas de calor que ocorrem através da face superior da superfície do cordão e da placa teste, antes da medição calorimétrica ser iniciada. Assim, soldas longas sempre levarão a valores mais baixos de calor absorvido por unidade de comprimento do cordão. Um cordão curto não representa um processo de soldagem típico, uma vez que o equilíbrio térmico não é atingido. Isto é normalmente um erro intrínseco sistemático de medição.
- ✓ **Erro devido aos parâmetros geométricos da placa de teste:** Comprimento, espessura e largura das placas de teste, independentemente do comprimento do cordão, controlará as perdas de calor através de superfícies superior, inferior e lateral da placa antes de começar a medição calorimétrica. Adotar mesmas dimensões da placa de teste ofereceria uma solução possível (erro padronizado), mas este erro seria diferente de acordo com os parâmetros de soldagem, a menos que as dimensões sejam termicamente infinitas para qualquer energia de soldagem (não é prática para aparelhos para medição calorimétrica). Quanto ao comprimento da placa de teste, também é importante falar da posição do cordão de solda em relação às arestas longitudinais. Ou seja, se o cordão estiver muito próximo às arestas haverá perdas de calor antes mesmo do início de medição. Logo, pode-se falar que o comprimento da placa de teste tem que ser termicamente infinito para uma dada posição e comprimento do cordão de solda.

Liskevych (2014) sugere que analiticamente o erro intrínseco total ( $\varepsilon_{total}$ ) poderia ser representado como a soma de todos os erros citados acima (assumindo que estes erros sejam independentes), como demonstra a Equação 4.1:

$$\varepsilon_{total} = \varepsilon_{(t)} + \varepsilon_{(L)} + \varepsilon_{(l)} + \varepsilon_{(e)} + \varepsilon_{(a,b)} \quad \text{Eq. 4.1}$$

Onde  $\varepsilon_{(t)}$  é o erro devido o tempo entre o fim de soldagem e início de medição calorimétrica;  $\varepsilon_{(L)}$  é o erro devido ao comprimento do cordão de solda;  $\varepsilon_{(l)}$  é o erro devido a largura da placa de teste,  $\varepsilon_{(e)}$  é o erro devido a espessura da placa de teste,  $\varepsilon_{(a,b)}$  é o erro devido a posição do cordão na chapa em relação às arestas de início e fim da chapa.

#### 4.1.4 – Calor absorvido x Calor imposto

Os resultados de medição nos testes calorimétricos costumam-se ser chamados de calor imposto. Entretanto, qualquer método de calorimetria, por carregar erros intrínsecos (descritos no Item 4.1.3), mede apenas uma parcela da energia que realmente entrou na placa de teste devido à soldagem. Assim, como foi proposto no trabalho de Liskevych (2014), para os fins também desse trabalho a energia medida através dos testes calorimétricos será chamada de *calor absorvido* pela placa de teste.

#### 4.1.5 – Atenuação dos erros intrínsecos

Com a finalidade de minimizar os erros intrínsecos dos testes calorimétricos realizados, utilizou-se um calorímetro criogênico automatizado, que permitiu reduzir a influência do operador ao transladar a placa de teste após o término da soldagem até o recipiente do calorímetro para medição, minimizando dessa forma o erro intrínseco devido a influência do operador. Dessa maneira, utilizou-se também uma trajetória fixa de 395 mm, a partir do término da soldagem até o recipiente do calorímetro (altura de queda). Além disso, para suavizar o erro devido ao comprimento do cordão de solda realizou-se cordões de solda de tamanho único que ficassem em uma faixa intermediária de comprimento (40 mm), dentro da placa de teste (dimensões 200 x 100 x 9,56 mm). Evitou-se um comprimento de cordão maior pelo fato de que quanto maior o cordão (maior tempo de soldagem), mais calor se perde para o meio ambiente antes mesmo da soldagem terminar (por radiação e convecção). Houve ainda a preocupação de não se realizar cordões curtos, pois cordões curtos não representam um processo

de soldagem típico, uma vez que o equilíbrio térmico não é atingido.

Outro erro intrínseco que tentou-se de suavizar durante os testes foi o erro devido os parâmetros geométricos da placa de teste. Tanto chapas grossas quanto chapas finas perdem calor pela superfície do cordão de solda e pelo lado da raiz (lado oposto da chapa). Entretanto, chapas finas perdem calor pela raiz da junta por convecção e, principalmente, por radiação com maior facilidade (por ter penetração total). De forma semelhante à da espessura, ocorrem as perdas de calor para larguras, isto é, quanto menor for a largura menor é o calor absorvido, o que comprova que a largura da placa de teste a ser usada nos ensaios calorimétricos pode gerar um erro intrínseco. Dessa forma, procurou-se utilizar dimensões, de largura e espessura, termicamente infinitas para a placa de teste (200 x 100 x 9,56 mm) para minimizar os erros intrínsecos devido a geometria da placa de teste.

Resumindo. Não se retirou os erros intrínsecos, Apenas procurou-se minimiza-los. E os resultados, assim, não seria de calor imposto, mas de calor absorvido. Usados apenas comparativamente, assim mesmo com parcimônia. Por exemplo, um menor calor absorvido quando se aumenta a energia de soldagem pode ser devido a um erro intrínseco (maior perda de calor antes das medições) e não necessariamente reflexo do fenômeno.

#### **4.2 – Bancada experimental**

A bancada experimental para esta parte do trabalho é composta por 3 conjuntos básicos, o equipamento para soldagem por arco elétrico, o calorímetro criogênico e o sistema de aquisição e monitoramento dos dados de soldagem e do calorímetro, como esquematicamente apresentado na Figura 4.6.

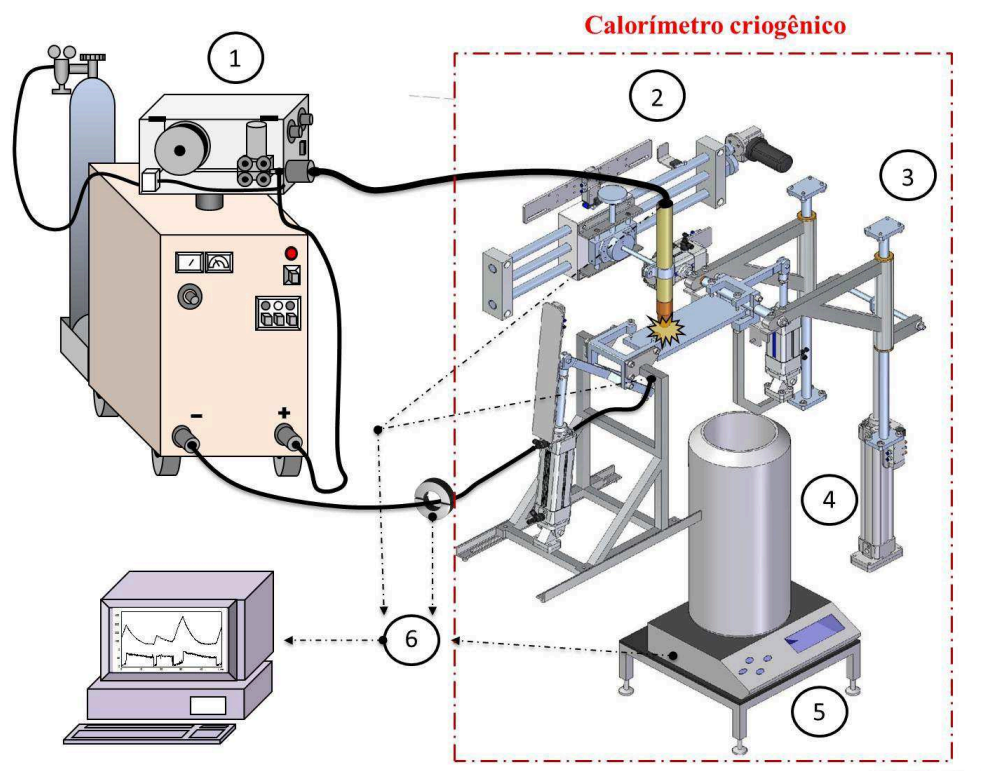


Figura 4.6 - Apresentação esquemática da bancada experimental: 1 - equipamento de soldagem; 2 - sistema de deslocamento da tocha de soldagem; 3 - sistema pneumático de fixação e deslocamento da placa de teste; 4 - recipiente criogênico; 5 – balança digital; 6 - sistema de aquisição de dados (LISKEVYCH, 2014)

#### 4.2.1 – O Calorímetro criogênico automatizado

Um calorímetro criogênico se baseia na colocação de uma placa de teste após soldada dentro de um recipiente calorimétrico e na medição da massa evaporada de nitrogênio líquido. O objetivo principal da utilização de um calorímetro criogênico automatizado é garantir a menor intervenção possível do operador, ou seja, reduzir a variabilidade dos resultados por este erro aleatório. A presente bancada experimental foi projetada para ter um sistema mecânico com capacidade de:

- a) Realizar as soldagens de forma automatizada, permitindo regular com precisão o comprimento do cordão e velocidade de soldagem;
- b) Prender e transladar a placa de teste do ponto de soldagem até o recipiente criogênico de forma automática, portanto com repetitividade, sem interferência humana;
- c) Monitorar e arquivar a perda de nitrogênio líquido durante o teste.

A Figura 4.7 apresenta a sequência de operação do uso do calorímetro (soldagem, deslocamento das placas de teste e imersão das placas de teste no recipiente), chamando-se atenção para os seguintes detalhes operacionais:

- A placa de teste é fixada por duas garras com interferência mínima no contato. É importante mencionar que o procedimento seja feito de tal forma que o início e o fim do cordão estejam afastados dos pontos de garras, com intuito de não deixar as perdas de calor acontecer para o sistema de fixação;
- Chaves de fim de curso que permitem definir o percurso desejado da tocha de soldagem (início e o final do cordão de solda), tendo uma faixa de 5 a 250 mm de deslocamento no eixo longitudinal;
- Através de uma interface I/O de controle do motor, regula-se a velocidade de soldagem e tempo de espera (para a tocha retornar depois de imersão da chapa no nitrogênio líquido);
- No caso, a única ação que o operador deve realizar depois de fixação da placa de teste é acionar o botão de início de soldagem, sincronizado, de forma independente, com o acionamento de deslocamento da tocha;
- Quando o processo de formação do cordão de solda é finalizado (vista A da Figura 4.7), o fim de curso elétrico é ativado para dar sequência ao sistema pneumático de deslocamento da placa de teste, levando-a desde o ponto de soldagem até o recipiente criogênico (essa sequência de passos pode ser observada na Figura 4.7, vistas B e C);

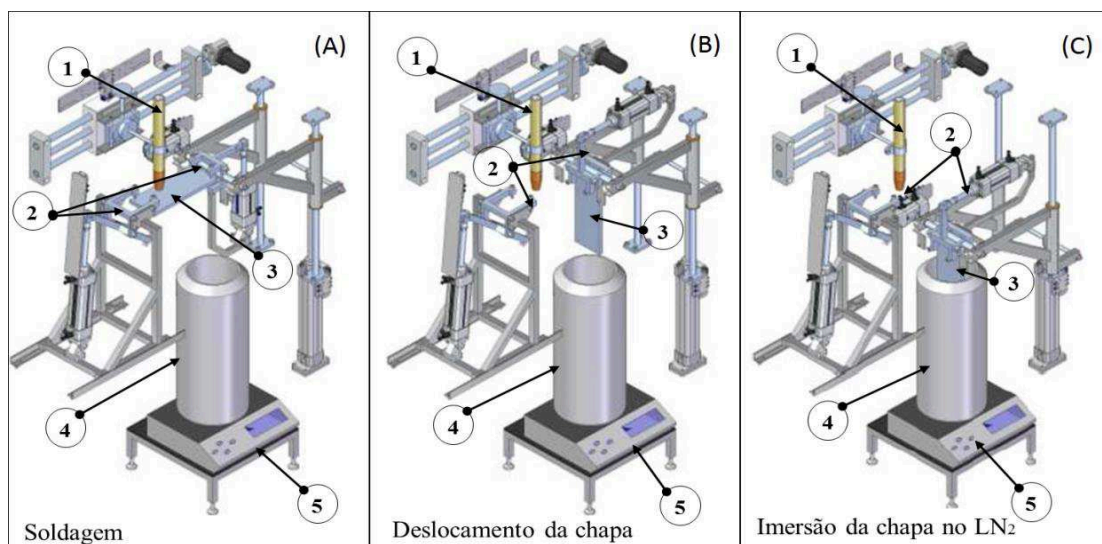


Figura 4.7 - Apresentação esquemática das etapas principais de funcionamento do calorímetro criogênico automatizado, onde: 1-tocha; 2-sistema pneumático de fixação e deslocamento da chapa; 3-chapa; 4- recipiente calorimétrico; 5- balança (LISKEVICH, 2014)

#### 4.2.2 – Recipiente de armazenamento de nitrogênio líquido

Uma vez que o processo de soldagem implica com um aporte considerável de energia, a medição do calor absorvido através do método de calorimetria criogênica é relacionada com evaporação de quantidades consideráveis de nitrogênio líquido, sendo necessário ter um recipiente com alta capacidade de armazenamento. Para manter o nitrogênio em seu estado líquido é necessário isolá-lo do ambiente. O dispositivo mais conhecido para esta função é o recipiente Dewar. De modo geral, este recipiente consiste em uma garrafa que contém vácuo entre duas paredes, uma interna e outra externa, inibindo a troca de calor com o ambiente, como ilustra a Figura 4.8(a). Neste trabalho foram utilizados dois recipientes. Um maior com capacidade de 100 litros (Figura 4.8(b)), para armazenar o nitrogênio líquido sob pressurização, e um menor com capacidade máxima de 8 litros e capacidade de trabalho de 6 litros (Figura 4.8(c)), para ser usado nos testes calorimétricos. As dimensões gerais desse recipiente são 420 mm de altura interna, 150 mm diâmetro interno e 220 mm de diâmetro externo.

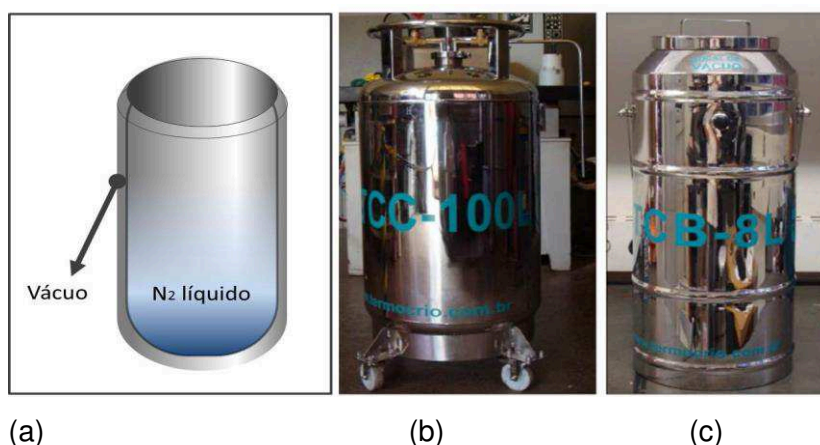


Figura 4.8 – (a) Princípio de funcionamento dos recipientes Dewar; (b) Recipiente Dewar de armazenamento com capacidade 100 L; (c) Recipiente Dewar de trabalho com capacidade de 8 L (LISKEVICH, 2014)

#### 4.2.3 – Sistema de aquisição de dados

A aquisição de dados na bancada experimental encontra-se dividida em duas partes: a primeira envolve a aquisição dos sinais de corrente e tensão (tendo possibilidade também de velocidade de alimentação) e a segunda é a aquisição de massa evaporada de  $N_2$  líquido. A Figura 4.9 apresenta esquematicamente a montagem do sistema de aquisição de dados, cujos elementos são: sensor Hall (para medição da

corrente de soldagem), placa condicionadora dos sinais elétricos, placa de aquisição e um microcomputador para registro dos dados.

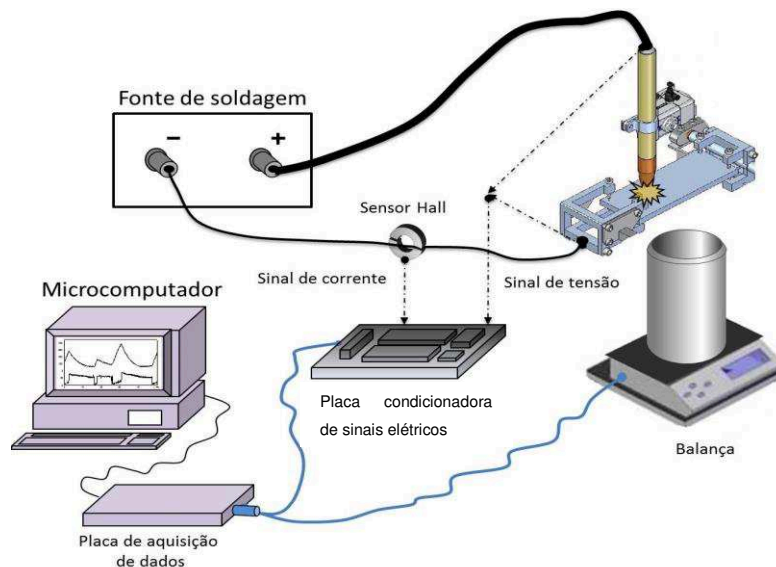


Figura 4.9 - Apresentação esquemática dos elementos e montagem do sistema de aquisição dos sinais elétricos (LISKEVICH, 2014)

O monitoramento da massa evaporada do nitrogênio líquido foi realizado através da saída de sinal da balança MARK serie M (resolução de 0,1 g, limite de 38 kg) tendo uma interconexão direta com o computador. A taxa de aquisição para os sinais da balança foi de 10 Hz.

Os sinais relacionados ao processo de soldagem (corrente e tensão) foram capturadas pela placa de aquisição NI-USB6215, com uma interfase de processamento de sinal no programa LabView. Conforme a descrição da parte eletrônica da bancada por Arevalo (2001), os sinais de saída do sensor Hall tem intervalo de corrente de -120 a +120 mA (correspondente a entrada de  $\pm 500$  A) e, após a passagem pelo conversor corrente-tensão apresentam valores de -5,64 a +5,64 V, sendo que na saída do filtro (o mesmo descrito para o sinal de tensão para uma faixa de  $\pm 100$  V) apresenta um intervalo de -8,96 a +8,96 V. A taxa de aquisição para os sinais de tensão e corrente foi de 2000 Hz a 14 bit. Dessa forma, a resolução das medições de corrente é de 0,06 A e da tensão de 0,01 V.

#### 4.2.4 – Determinação do calor absorvido e energia de soldagem

A medição do calor absorvido através da calorimetria criogênica envolve duas fases. A primeira delas consta da medição da massa evaporada de nitrogênio líquido devido à energia imposta pelo processo de soldagem e a segunda é a massa evaporada

de nitrogênio devido à energia que tem a placa à temperatura ambiente. Estes processos podem ser vistos na Figura 4.10.

O processo de medição da massa evaporada do nitrogênio líquido começa com o registro dos dados iniciais de temperatura ambiente ( $T_a$ ), umidade relativa ( $U_r$ ), temperatura superficial da placa de teste ( $T_{cp}$ ) e massa inicial da placa de teste ( $m_{cp}$ ). É importante que o nitrogênio líquido se estabilize dentro do recipiente antes da soldagem começar. O início da aquisição de dados é sincronizado com ativação da velocidade de soldagem ( $V_s$ ) e abertura do arco, lembrando-se que aquisição de dados está dividida em duas partes, sinais elétricos do processo de soldagem e sinal elétrico da medição de massa evaporada de  $N_2$ . Ao finalizar o cordão de solda, a placa de teste é levada e liberada no recipiente criogênico, de tal maneira que o calor absorvido pela chapa durante a formação do cordão de solda é transferido para o nitrogênio líquido, levando-o a ponto de ebulição. A aquisição de massa evaporada de nitrogênio continua até chegar ao equilíbrio entre a placa teste e o nitrogênio líquido. O tempo de aquisição depende do calor imposto pela soldagem, das dimensões geométricas da chapa, comprimento do cordão de solda, etc., e varia de 200 até 300 segundos até o nitrogênio líquido se estabilizar de novo.

Quando a aquisição de dados é finalizada, a placa de teste é retirada do recipiente criogênico e deixada até ser aquecida à temperatura ambiente. Ao chegar até a temperatura adequada (medida através do termômetro de laser), a placa de teste é pesada e inserida na cuba criogênica novamente para uma nova sequência de medição. Como a energia que a placa de teste possui à temperatura ambiente é bem menor do que a energia obtida durante a soldagem, o tempo de aquisição é bem menor (120-150 segundos). Dessa maneira, cada teste terá dois arquivos gerados (medição após a soldagem e à temperatura ambiente) que serão tratados nos programas Matlab e Origin para seu posterior estudo.



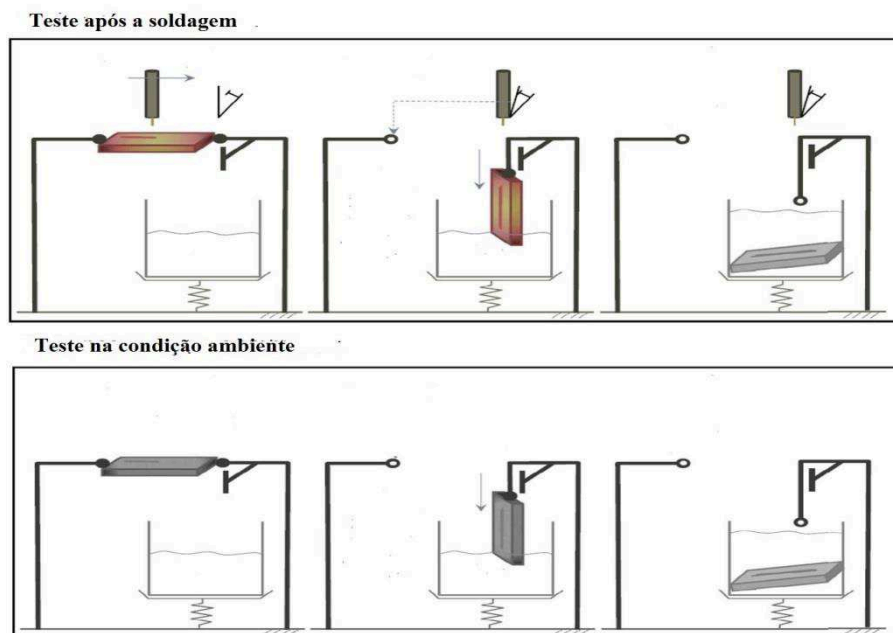


Figura 4.10 – Apresentação esquemática dos testes calorimétricos após a soldagem (a primeira etapa) e na condição ambiente (segunda etapa) (LISKEVICH, 2014)

Para experimentos realizados após a soldagem (que envolve maior quantidade da energia absorvida), o recipiente de trabalho (de menor capacidade) deve ser reenchido para cada teste. Já para os testes nas condições ambientais (que é relacionado com menor energia absorvida pela placa de teste) o recipiente pode ser reenchido uma vez para 3-4 testes.

A Figura 4.11 ilustra o gráfico típico (tanto para testes após a soldagem, quanto testes nas condições ambientais) construído pelos dados de medição da massa do nitrogênio líquido. O primeiro trecho do gráfico caracteriza a etapa quando a cuba está apenas com nitrogênio estabilizado. Na segunda etapa a placa de teste foi inserida na cuba (salto de massa), em resultado a massa é composta pela massa da cuba, do nitrogênio líquido e da placa de teste. No terceiro trecho o nitrogênio se evapora até a chapa entrar em equilíbrio térmico com o ambiente criogênico. A quarta etapa caracteriza o fim da medição, quando todo o sistema está em equilíbrio.

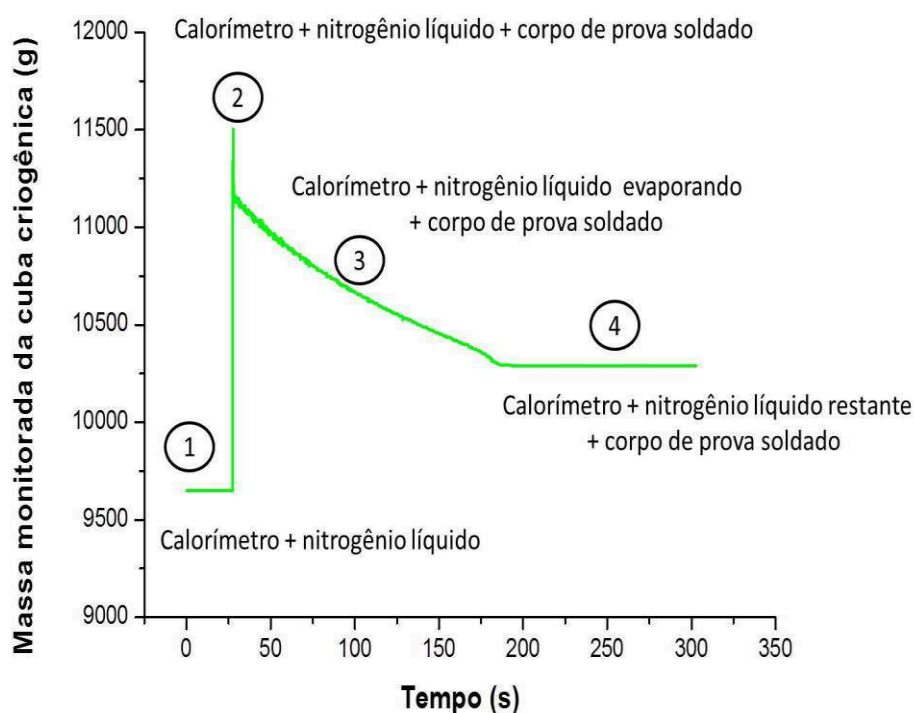


Figura 4.11 – Gráfico típico dos dados de pesagem do calorímetro na hora do teste

Assim, a análise calorimétrica é baseada na perda de massa do nitrogênio líquido. Com o conhecimento da massa evaporada e conhecendo o calor latente de vaporização do nitrogênio líquido, é possível determinar a quantidade de calor trocado e, conseqüentemente, a quantidade de calor que foi entregue para a placa de teste devido o processo de soldagem. O cálculo do calor absorvido pela placa de teste é representado pela Equação 4.3.

$$C_{abs} = C_{abs\ sold} - C_{abs\ TA} \quad \text{Eq. 4.3}$$

Onde:

$C_{abs}$  é o calor absorvido pelo corpo (J);

$C_{abs\ sold}$  é o calor absorvido pela placa de teste devido á soldagem (J);

$C_{abs\ TA}$  é o calor absorvido pela placa de teste devido a temperatura ambiente (J).

Por sua vez:

$$C_{abs\ sold} = L_{vap}(m_{in\ cal} - (m_{f\ cal} - m_{cp})) \quad \text{Eq. 4.4}$$

$$C_{abs\ TA} = L_{vap}(m_{in\ cal\ TA} - (m_{f\ cal\ TA} - m_{cp})) \quad \text{Eq. 4.5}$$

Onde:

$C_{\text{abs sold}}$  é o calor absorvido pela placa de teste devido à soldagem (J);

$C_{\text{abs TA}}$  é o calor absorvido pela placa de teste devido a temperatura ambiente (J);

$L_{\text{vap}}$  é o calor latente de vaporização do nitrogênio líquido (kJ/kg);

$m_{\text{in cal}}$  é a massa inicial do calorímetro (incluindo o nitrogênio líquido) para o teste após a soldagem (g), corresponde à etapa 1 na Fig. 4.11;

$m_{\text{f cal}}$  é a massa final do calorímetro (com restante do nitrogênio líquido) para o teste após a soldagem (g), corresponde a etapa 4 na Fig. 4.11;

$m_{\text{cp}}$  é a massa do placa de teste depois de soldado (g);

$m_{\text{in cal TA}}$  é a massa inicial do calorímetro (incluindo o nitrogênio líquido) para o teste à temperatura ambiente (g), corresponde à etapa 1 na Fig. 4.11;

$m_{\text{f cal TA}}$  é a massa final do calorímetro (com restante do nitrogênio líquido) para o teste à temperatura ambiente (g), corresponde à etapa 4 na Fig. 4.11.

Na apresentação de resultados é mais conveniente apresentar o valor do calor absorvido por unidade de comprimento de cordão (J/mm). Por sua vez, o comprimento do cordão é determinado através do tempo de soldagem (obtido através de oscilogramas da corrente e tensão, como é visto na Figura 4.12) e a velocidade de soldagem. Este valor sempre foi conferido por comprimento de cordão medido. A medição do comprimento do cordão se refere à distância entre os centros das extremidades de cada cordão de solda.

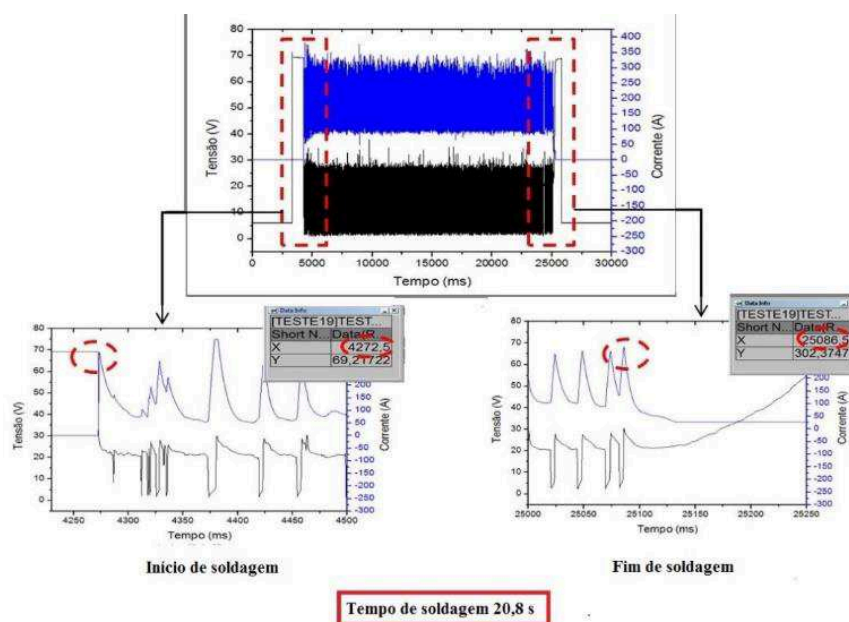


Figura 4.12 – Determinação do tempo de soldagem a partir das oscilogramas da corrente e tensão (LISKEVICH, 2014)

Para todos os testes, as chapas foram pesadas na balança de alta resolução (0,01 g) também antes da soldagem, para verificar o volume do material depositado (que tem que ser o mesmo para garantir a comparabilidade dos resultados).

A energia de soldagem foi calculada pela Equação 4.6, onde a potência elétrica consumida para manter o arco aberto ao longo do processo de soldagem da chapa é determinada a partir das potências instantâneas ( $V_s$  representa a velocidade de soldagem,  $I_i$  a corrente instantânea,  $U_i$  a tensão instantânea e  $n$  o número das amostras de medição discreta dos sinais elétricos).

$$E_s = \frac{P_i}{V_s} = \frac{\sum_{i=1}^n I_i U_i}{n V_s} \quad \text{Eq. 4.6}$$

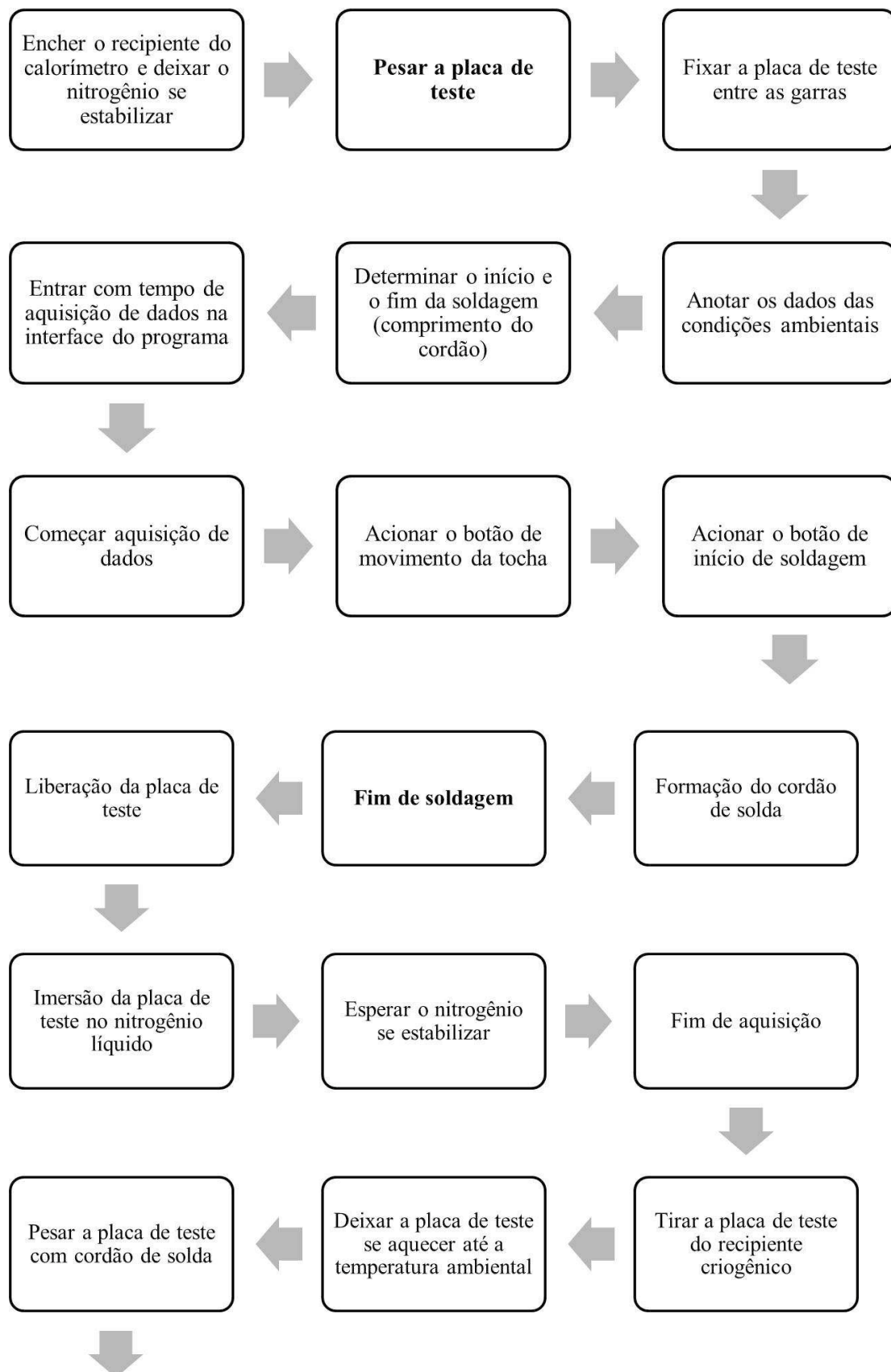
### 4.3 – Materiais e insumos

#### 4.3.1 – Nitrogênio líquido

O nitrogênio líquido no presente trabalho foi utilizado para quantificar o calor absorvido pela placa de teste devido ao processo de soldagem, relacionando à perda de massa evaporada. O nitrogênio líquido é um líquido criogênico, ou seja, é um gás liquefeito tendo sua temperatura de ebulição ao redor de -195.8 °C. Devido às baixas temperaturas que apresenta o nitrogênio líquido, os equipamentos especiais devem ser utilizados para a sua conservação, como é o caso dos recipientes Dewar que tem como função isolar o N<sub>2</sub> do ambiente. Com o conhecimento das propriedades do nitrogênio, especialmente do calor latente de evaporação ( $L_{vap}$ ), e a massa perdida do nitrogênio líquido durante os testes, pode-se estimar a quantidade de energia transferida para a placa de teste devido ao processo de soldagem. Para a realização dos cálculos, o valor de calor latente de vaporização foi utilizado de 198,4 J/g (MESSER, 2011).

### 4.4 – Procedimento para realizar o ensaio da calorimetria criogênica

O procedimento resumido para realização dos testes do ensaio da calorimetria criogênica é apresentado esquematicamente nos fluxogramas da Figura 4.13.



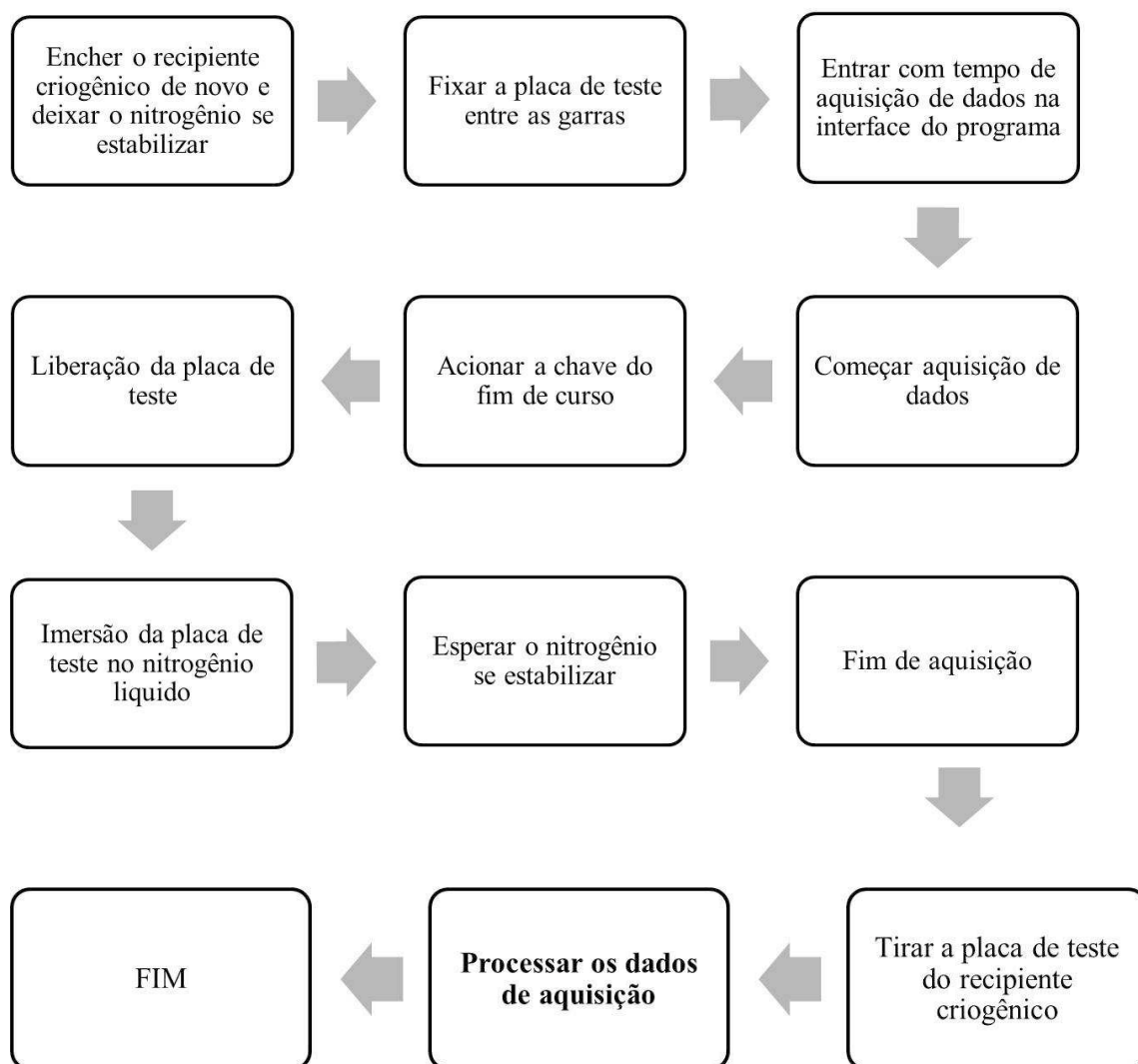


Figura 4.13 – Apresentação esquemática do procedimento experimental dos ensaios da calorimetria criogênica (LISKEVICH, 2014)

#### 4.5 – Análise da representatividade das correntes média e eficaz sobre o valor de calor absorvido

Os resultados de cálculos do calor absorvido para correntes constante ( $\Delta I=0$ ) e pulsada ( $\Delta I \neq 0$ ) são apresentados na Tabela 4.1. A Figura 4.14 representa graficamente o efeito das correntes média e eficaz sobre o calor absorvido pela chapa nas condições de ensaio. Para valores de corrente média igual à corrente eficaz (do lado esquerdo da linha vertical da Figura 4.14), observa-se que com o aumento dos níveis de corrente (de 200 a 249 A), tanto valores médios como eficazes, há uma tendência de crescimento do calor absorvido. Tendências semelhantes são observadas para valores de mesma corrente média (200 A) com crescentes correntes eficazes (de 201 a 249), do lado direito da linha vertical da Figura 4.14, embora com menor inclinação. Estas tendências são

explicáveis pela maior energia de soldagem calculáveis, seja usando corrente média seja usando corrente eficaz (potencialmente maior calor imposto).

Tabela 4.1 – Dados de calor absorvido para determinada correntes constante ( $\Delta I=0$ ) e pulsada ( $\Delta I \neq 0$ )

$\Delta I$	$I_m$ (A)	$I_{rms}$ (A)	Calor Absorvido (kJ)
0	249	249	45,89
	224	224	40,00
	206	206	35,41
	200	200	31,47
50	200	201	31,29
100	200	206	32,16
200	200	224	35,22
300	200	249	37,87

Condições de soldagem: Eletrodo W2%Th. D= 4,0 mm. Ângulo de afiação: 60°. Vs= 12 cm/min. Gás Ar. Vazão 15 l/min. Aço carbono ABNT 1020 200 x 100 x 9,56 mm. DEP=3,5 mm

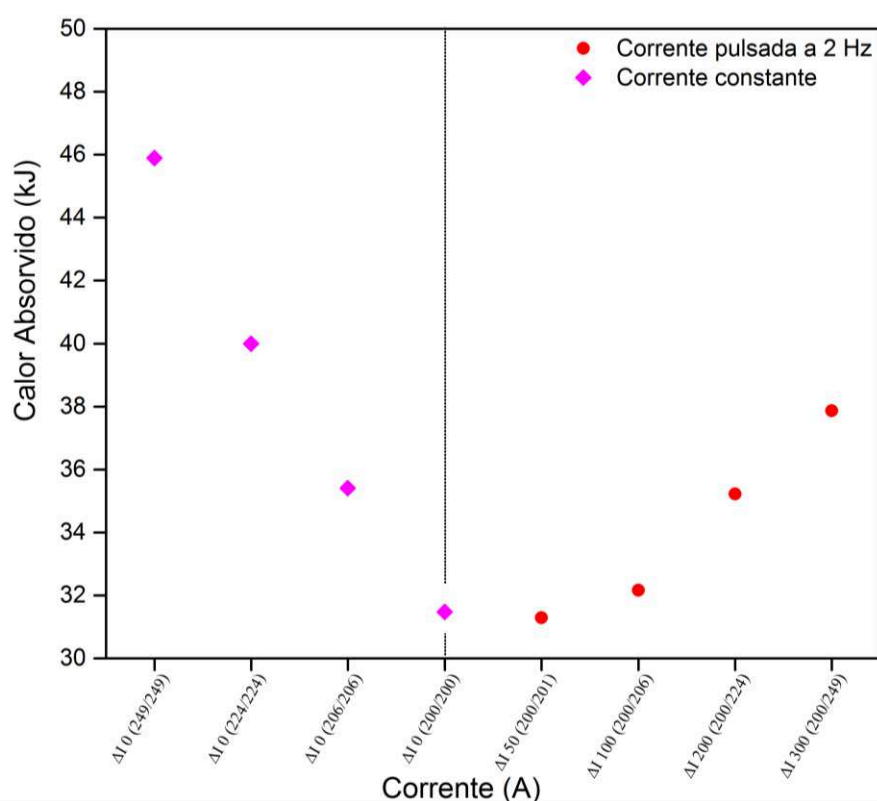


Figura 4.14 – Influência das correntes média e eficaz sobre o calor absorvido pelas placas de teste nas condições expressas na Tabela 4.1

Ao se comparar as condições paramétricas do lado direito da linha vertical (todas pulsadas) com a condição localizada na linha de separação da Figura 4.14 (em corrente

constante, mas com os mesmos valores de corrente média), é possível se separar o efeito da corrente eficaz sobre o calor absorvido do efeito da corrente média. Nota-se que mesmo para uma mesma corrente média, uma maior corrente eficaz faz crescer o calor absorvido. Mas representa apenas uma parcela do calor absorvido comparavelmente a quando se aumentou ao mesmo tempo as correntes média e eficaz. Usando um raciocínio hipotético, caso a condição localizada na linha de separação tivesse  $I_m = I_{rms} = 0$ , o calor absorvido seria zero. Mas ao se aumentar a corrente eficaz (pela pulsação), mesmo mantendo a  $I_m = 0$ , pode-se imaginar que o calor absorvido passaria a estar presente e em forma crescente (mas com valores menores dos que os mostrados na figura, já que a corrente média não estaria contribuindo para a representação do calor absorvido).

Procurando-se agora isolar o efeito da corrente média sobre o calor imposto do efeito da corrente eficaz, procurou-se comparar pares de condições paramétricas com mesma corrente eficaz, mas diferentes correntes médias. Isto foi possível comparando-se condições de valores iguais de corrente eficaz e diferentes correntes médias ( $\Delta I$  300 (200/249) x  $\Delta I$  0 (249/249);  $\Delta I$  200 (200/224) x  $\Delta I$  0 (224/224);  $\Delta I$  100 (200/206) x  $\Delta I$  0 (206/206);  $\Delta I$  50 (200/200) x  $\Delta I$  0 (206/206)). Percebe-se que quanto maior o valor de corrente média, maior é o calor absorvido pela placa de teste para uma dada corrente eficaz, como ilustra a Figura 4.15. Observa-se, porém, pela figura 4.15, que o efeito da corrente média depende do valor da corrente eficaz.

Conclui-se, por esta análise, que tanto a corrente média como a corrente eficaz são importantes para representar o calor imposto numa peça (quantificado aqui pelo calor absorvido em ensaio de calorímetro). A predominância de um sobre o outro vai depender do valor da corrente eficaz (quanto mais baixa, mais predominante o efeito da corrente média). Pode-se prever que esta predominância também estaria associada ao valor da corrente média. É importante lembrar que não é foco do presente trabalho justificar o porquê o valor da corrente eficaz passa a ter um papel tão importante na caracterização dos parâmetros que governam a transferência de calor para a peça, mas sim seu papel e peso.



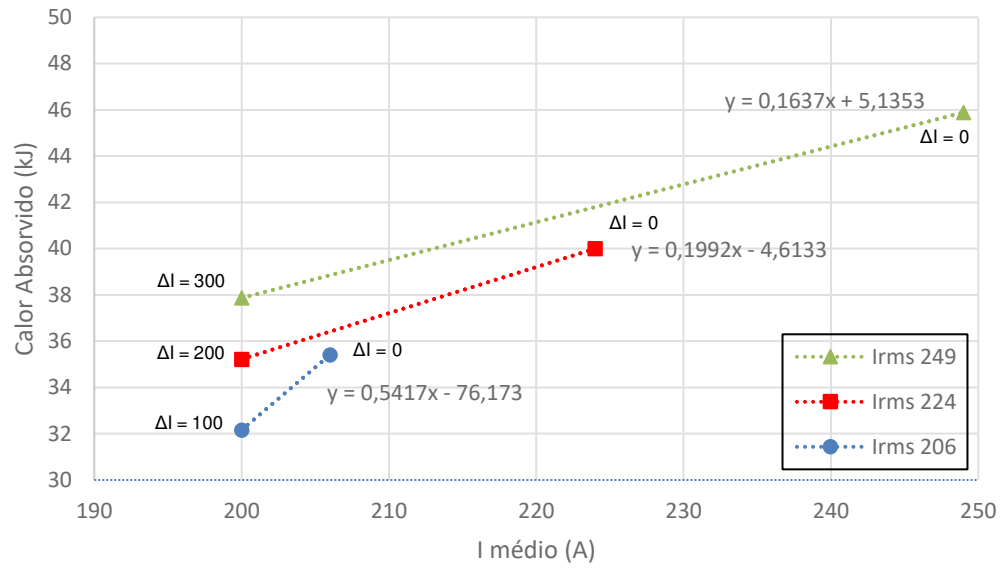


Figura 4.15 – Relação de proporcionalidade da influência das correntes média sobre o calor absorvido para diferentes valores fixos de correntes eficazes

## CAPÍTULO V

### CONCLUSÕES

Das análises dos resultados e obtidos para as condições básicas do trabalho (soldagem TIG em aço carbono, com corrente pulsada ou constante, corrente média em torno de 200 A, sem alimentação de arame de aço ao carbono, frequência de pulsação entre 1 a 3 Hz), pode-se tirar as seguintes conclusões:

#### **Efeito das correntes média e eficaz sobre a formação do cordão de solda**

- ✓ Tanto a corrente média quanto a corrente eficaz devem ser utilizadas como forma de representar a corrente quando se pretender descrever a formação do cordão em soldagem a arco;
- ✓ Não há efeitos significativos da frequência da pulsação de corrente sobre os parâmetros geométricos (penetração, área fundida e largura), na faixa utilizada (de 1 a 3 Hz);

#### **Efeito das correntes média e eficaz sobre o calor absorvido**

- ✓ Tanto a corrente média como a corrente eficaz são importantes para representar o calor absorvido pelo material a ser soldado por um processo a arco.

## CAPÍTULO VI

### RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com o objetivo de complementar os estudos sobre o efeito das correntes média e eficaz sobre a formação de cordão em soldagem a arco e esclarecer os fenômenos ainda sem explicações claras, apresentam-se como sugestões para trabalhos futuros:

- ✓ Estudar o caráter atípico do comportamento do processo ao se usar  $\Delta I = 100$  A;
- ✓ Estudar o efeito das correntes média e eficaz sobre a formação de cordão em soldagem a arco, empregando um processo que utilize adição de arame;
- ✓ Estudar o comportamento do processo TIG com  $I_m = 0$  e  $I_{rms}$  crescente (corrente alternada), para comprovar a hipóteses de que  $I_{rms}$  sozinho contribuir para o crescimento dos parâmetros geométricos do cordão, mas não de forma isolado.

## CAPÍTULO VII

### REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Aço inox: Processos de Soldagem – Outros processos de Soldagem. Disponível: <<http://www.metalica.com.br/aco-inox-outros-processos-de-soldagem>> Acesso em: 15 de fevereiro de 2015.

AWS. **Welding Handbook**. 8ª Ed. ed. [S.I.]: AWS, v. 2, 1991.

BALAJI, C., ABINESH, K.; SATHISH, R., “**Evaluation of mechanical properties of stainless steel weldments using tungsten inert gas welding**”, International Journal of Engineering Science and Technology, Vol. 4, No.-5, pp-2053-2057, 2012.

BALASUBRAMANIAN, M; JAYABALAN, V; BALASUBRAMANIAN. **Developing mathematical models to predict grain size and hardness of argon tungsten pulse current arc welded titanium alloy [J]**. Journal of Materials Processing Technology, 196 (1–3), pp. 222–229, 2008. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.05.039>

BALASUBRAMANIAN, M.; JAYABALAN, V.; BALASUBRAMANIAN, V. **Effect of process parameters of pulsed current tungsten inert gas welding on weld pool geometry of titanium welds**. Acta Metall. Sin.(Engl. Lett.)Vol.23 No.4 pp312-320 August 2010.

BECKER,D. W.; ADAMS Jr, C.M. **Role of pulsed GTA welding variables in solidification and refinement**. Welding Journal, vol. 58, n. 5, p.143-s, 1979.

BOSWORTH, M.R. **Effective Heat Input in Pulsed Gas Metal Arc Welding with Solid Wire Electrodes**, Welding Journal, Vol. 70, No. 5, pp. 111s-117s, 1991.

DILTHEY, U., KILLING, R. “**Heat Input for Pulsed GMAW**”, *Welding Design and Fabrication*, vol. 63, nº 9, pp. 51-53, set. 1990.

DUTRA, J. C. ; QUITES, A. M. ; NIÑO, C. E. B. ; MAMANI, L. G. ; PAULA JÚNIOR, Ó. S. . **Modelo para Previsão da Geometria do Cordão em Soldagem TIG com Corrente Pulsada**. In: XXII Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem, X Congresso Latino-Americano de Soldagem e II Congresso Mercosul de Soldagem. 1996, Blumenau - SC. XXII ENTS. São Paulo - SP.: Associação Brasileira de Soldagem, 1996. v. I. p. 389-400.

EDELS, H., **“A technique for arc initiation,”** Br. J. Appl. Phys., vol. 2, No. 6, 1951, pp-171–174. <https://doi.org/10.1088/0508-3443/2/6/307>

ELECTRIC, Lincoln. **Variables that Affect Weld Penetration**. 2016. Disponível em: <<http://www.lincolnelectric.com/en-us/support/process-and-theory/Pages/variables-weld-penetration.aspx>>. Acesso em: 26 fev. 2016.

ESSERS, W.; WALTER, R., **“Heat Transfer and Penetration Mechanisms with GMAW and Plasma-GMA Welding”**, *Welding Journal*, vol. 60, n. no 2 (1981): 37s-42s.  
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 de Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

GONZALEZ, A. R.; CASSINA, J. C.; MACHADO, I. G. **TIG Convencional e Pulsado: Efeito da Corrente e Velocidade de Soldagem sobre a Geometria do Cordão de Solda em Aço AISI 304**. Contagem-MG: XX ENTS. 1994.

HITARA, E. K.; BELTZAC, L.F.; OKIMOTO, P. C.; SCOTTI, A., **Influência da Corrente sobre o Rendimento Bruto de Fusão em Soldagem MIG/MAG**. Soldag. Insp. São Paulo, Vol. 19, Nº. 02, p.159-167, Abr/Jun 2014. <https://doi.org/10.1590/0104-9224/SI1902.08>

KEY, J. F. **Anode/Cathode Geometry and Shielding Gas Interrelationships in GTAW**. Welding Journal. USA, p. 364s-370s, dez. 1980.

KOU, S. **“Welding Metallurgy”**, p145-167, John Wiley & Sons; 2002.

JORGE J. C. F., MOSCIARO H. B., COSTA J. F. M., JUNIOR V. P. C., **“Estudo da Avaliação dos Parâmetros de Soldagem do Processo TIG Pulsado nas**

**Características do Cordão de Solda**", Anais do XIII ENTS, Guarujá – SP, out. 1987, p. 45-55.

JOSEPH, A.P., **Assessing the Effects of GMAW-Pulse Parameters on Arc Power and Weld Heat Input**, *MSc Dissertation*, The Ohio State University, USA, 2001, 101p.

KENNEY, K. L.; MILLER, K. S.; SMARTT, E. H. B., **"Heat Transfer in Pulsed Gas Metal Arc Welding"**, Fifth International Conference on Trends in Welding Research, Pine Mountain, Georgia, USA: Trends in Welding Research, 1998, pp; 355-361.

LEE, S. Y. A. N. S. J. **A numerical analysis of a stationary gas tungsten welding arc considering various electrode angles**. *Welding Journal*, v. 75, p. 269-279, Set 1996.

LEITNER, R. E.; MCELHINNEY, G. H.; PRUITT, E. L. **An investigation of pulsed GTA welding variables**. *Welding Journal*, 52, n. 9, 1973.

LIN, M. L.; EAGAR, T. W. **Pressures Produced by Gas Tungsten Arcs**. *Metallurgical Transactions B*, v. 17B, p. 601- 606, Set 1986. <https://doi.org/10.1007/BF02670227>

LISKEVYCH, Olga. **Calor Imposto Líquido: um Novo Conceito para Quantificação do Aporte Térmico em Soldagem a Arco**; 2014.131 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Uberlândia.

MALIN, V. e SCIAMMARELLA, F., **"Controlling Heat Input by Measuring Net Power"**, *Welding Journal*, July 2006, pp. 44-50.

MODENESI, P. **Introdução à física do arco elétrico**, UFMG, Belo Horizonte, Janeiro, 2005.

NEEDHAM, J. C. **What do you mean by current?** *The Welding Institute Research Bulletin*, v. 26, n. 8, p. 273-278, August 1985.

NORRISH, J. **Advanced Welding Process**. N.Y: Publishing Ltd, 1992. 373p.

OMAR, A. A., LUNDIN, C. C. **Pulsed Plasma – Pulsed GTA Arc: A Study of the Process Variables**. *Welding Journal*. USA, v. 58, n. 4, p.97s-105s, abril. 1979.

PÉPE, N., **Advances in Metal Arc Welding and Application to Corrosion Resistant Alloy Pipe**, Cranfield University, Cranfield, UK, 2010. 507p.

PÉPE, N.; EGERLAND, S.; COLEGROVE, P.A.; YAPP, D.; LEONHARTSBERGER, A.; SCOTTI, A., **"Measuring the Process Efficiency of Controlled Gas Metal Arc Welding Processes"**, *Sci. and Technol. of Weld. Join.*, 16 (5), 2011, p. 412-417.  
<https://doi.org/10.1179/1362171810Y.0000000029>

PIRES, J.N; LOUREIRO, A; BOLMSJO, G. **Welding Robots Technology, System Issues and Application**. 2006, XVII, 180p. 88 illus., Hardcover. ISBN:c978-1-185233-953-1.

RYZHKOVA M. V. **A scheme and a brief description of the fusion welding**. 2000. 12 p. Abstract - The Moscow State Academy, Moscow. Available at: <<http://works.tarefer.ru/82/100528/index.html>>

SAVAGE, W. F., STRUNCK, S. S., ISHIKAWA, Y., **The effect of electrode geometry in gas tungsten arc welding**. *Welding Journal*, 44(11):483s- 496s, November 1965.

SAVAGE, W. F.; NIPPES, E. F.; AGUSA, K. E. **Effect of Arc Force on Defect Formation in GTA Welding**. *Welding Journal*. USA, v. 58, n. 7, p.212s-224s, jul. 1979.

SCOTTI, A. e RODRIGUES, C.E.A.L., **Determination of momentum as a mean of quantifying the mechanical energy delivered by droplets during MIG/MAG welding**, *Eur. Phys. J. Appl. Phys.* 45 (1), 2009, pp 11201, p1-p8.  
<https://doi.org/10.1051/epjap:2008196>

SCOTTI, A.; PONOMAREV, V. **Soldagem MIG/MAG**. São Paulo: Artliber, 2008. 283p.

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.

SIMPSON, R. P. **Controlled weld-pool solidification structure and resultant properties with yttrium inoculation of Ti--6Al--6V--2Sn welds**. *Welding Journal*, 56, n. 3, 1977.

SOUZA, L. F. G.; GUIMARÃES, Ari Sauer. **Análise dos Parâmetros de Pulso do Processo TIG Pulsado**. In: XVII Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem, 1991, Recife. Anais do XVII Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem. São Paulo: ABS- Associação Brasileira de Soldagem, 1991. p. 611-628.

SURESH, M. V. et al. **Effect of pulse frequency in gas tungsten arc welding of powder metallurgical preforms**. Science and Technology of Welding and Joining, 9, n. 4, 2004. <https://doi.org/10.1179/136217104225012238>

STENBACKA, N., “**Review of Arc Efficiency Values for Gas Tungsten Arc Welding**”, IIW Commission IV-XII-SG212 Intermediate Meeting BAM, Berlin, Germany 18-20 April, 2012 Doc XII-xxxxx-12

STREET, J. A. **Pulsed arc welding**. 1<sup>a</sup>. ed. [S.l.]: Abington publishing, 1990.

TOKAR, Anna. **Efeito dos parâmetros de pulsação no processo TIG sobre a formação da poça de fusão**. 2011. 108 f. Dissertação (Mestrado)-Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2011a.

TOKAR, A. **Influência dos Parâmetros de Pulsação do Processo TIG Pulsado sobre a Formação de Cavidades no Cordão de Solda**. In: XXXVII Congresso Nacional de Soldagem, 2011b, Natal.

TSENG, K. H.; CHOU, C. P. **Effect of pulsed gas tungsten arc welding on angular distortion in austenitic stainless steel weldments**. Science and Technology of Welding and Joining, 6, 2001. <https://doi.org/10.1179/136217101101538686>

VILARINHO, L. O. **As Dimensões do Arco Elétrico**. Soldagem Insp. São Paulo, Vol. 14, No. 3, p.271-275, Jul/Set 2009. <https://doi.org/10.1590/S0104-92242009000300011>

WAINER, E.; BRANDI, S.D.; MELLO, F. D. H. “**Soldagem- Processos e Metalurgia**” p. 60-98-p. 371-386; editora Edgar Blucher Ltda, 1995.

Welding Consumables – TIG Rods and Tungsten. Disponível em: <[http://www.weldersuniverse.com/TIG\\_rod\\_tungsten.html](http://www.weldersuniverse.com/TIG_rod_tungsten.html)> Acesso em 06 de novembro 2015.

WENDELSTORF, J.; DECKER, I.; WOHLFAHRT, H. **TIG and PLASMA arc modelling: A survey**. in **Mathematical Modelling of Weld Phenomena 3**, 1997.

WU, C. S.; USHIO, M.; TANAKA, M. **Modeling the anode boundary layer of high-intensity argon arcs**. Computational Materials Science, v. 15, p. 302-310, 1999. [https://doi.org/10.1016/S0927-0256\(99\)00020-8](https://doi.org/10.1016/S0927-0256(99)00020-8)