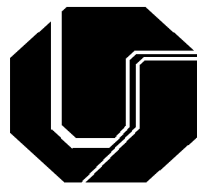


MAKSYM ZIBEROV

**AVALIAÇÃO DA PULSAÇÃO TÉRMICA PARA
CONTROLE DA POÇA DE FUSÃO EM SOLDAGEM
DE RAIZ COM MIG/MAG AUTOMATIZADO**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2013

MAKSYM ZIBEROV

**AVALIAÇÃO DA PULSAÇÃO TÉRMICA PARA
CONTROLE DA POÇA DE FUSÃO EM SOLDAGEM
DE RAIZ COM MIG/MAG AUTOMATIZADO**

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. PhD. Américo Scotti

UBERLÂNDIA - MG

2013

MAKSYM ZIBEROV

**AVALIAÇÃO DA PULSAÇÃO TÉRMICA PARA
CONTROLE DA POÇA DE FUSÃO EM SOLDAGEM
DE RAIZ COM MIG/MAG AUTOMATIZADO**

Dissertação **APROVADA** pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Banca Examinadora:

Prof. Américo Scotti (PhD) – UFU – Orientador

Prof. Ruham Pablo Reis (PhD) – UFU

Prof. Volodymyr Ponomarov (PhD) – UFU

Dr. Lincoln Silva Gomes (Dr. Eng.) – Centro de Tecnologia SENAI-RJ Solda

Uberlândia, Julho de 2013

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

Z64a Ziberov, Maksym, 1990-
2013 Avaliação da pulsação térmica para controle da poça de fusão em
soldagem de raiz com MIG/MAG automatizado / Maksym Ziberov. -
2013.
93 p. : il.

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

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

CDU: 621

Dedico,
Aos meus pais Galyna e Leonid e toda minha família

AGRADECIMENTOS

A Deus;

Ao meu orientador, Américo Scotti, pela orientação, ensinamento, amizade e, acima de tudo, pela credibilidade e paciência;

Aos Prof. Volodymyr Ponomarov, Prof. Louriel Oliveira Vilarinho, Prof. Valtair Antonio Ferraresi e Prof. Ruham Pablo Reis pelos ensinamentos na área de soldagem;

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

À CNPq pelo suporte financeiro (bolsa);

À Fapemig, pelo suporte financeiro para desenvolvimento da pesquisa, através do projeto Grupo para Desenvolvimento e Fabricação de Dutos: Fabricação e Manutenção de Mineriodutos por Técnicas Modernas e de Alta Produtividade, Edital 01/2010 - FAPEMIG/FAPESP/FAPESPA/VALE S.A, Processo RDP-00140-10;

Ao Laprosolda/UFU pelo apoio técnico e laboratorial;

Aos amigos do Laprosolda;

E a todos que de uma forma ou outra contribuíram para a minha formação profissional, acadêmica e pessoal.

ZIBEROV, M. **Avaliação da Pulsção Térmica para Controle da Estabilidade da Poça de Fusão em Soldagem de Raiz com MIG/MAG Automatizado.** 2013. 93 f. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia

RESUMO

Com o processo MIG/MAG com Pulsção Térmica busca-se a combinação de uma relativa alta produtividade, bom acabamento do cordão e baixa geração de respingos da soldagem MIG/MAG Pulsada com a capacidade de controle da poça de fusão da soldagem TIG Pulsada. Porém, sua aplicação é ainda muito limitada no meio industrial, com apelo apenas para soldagens de alumínio. Mas esta versão do MIG/MAG pode ter um diferencial de aplicação ao se usar a distribuição de calor e pressão do arco/gotas ao longo da junta. Desta forma, este trabalho teve como objetivo avaliar o potencial da soldagem MIG/MAG com pulsção térmica para controlar a poça de fusão em soldagens automatizadas de passes de raiz, sem utilização de cobrejunta. Para isso, foi inicialmente desenvolvida uma sincronização da pulsção térmica com o tecimento trapezoidal da tocha. Neste caso, o pulso térmico foi aplicado nas laterais da junta, garantindo a fusão desta região, e a base térmica aplicada durante o movimento de transição entre uma lateral e outra, com a finalidade de minimizar o risco de colapso da poça pela redução do calor e pressão do arco e gotas durante este período. Esta abordagem foi avaliada sob diferentes aberturas de raiz em distintas amplitudes de oscilação, para uma dada combinação de parâmetros de pulso e base térmicos (juntas de topo de aço carbono com chanfro em “V”, posição plana, com e sem altura do nariz). Buscou-se verificar a máxima abertura de raiz possível de ser soldada. Os resultados mostraram que foi possível controlar a poça de fusão com o uso dessa abordagem, em contraste com soldagens sem essa sincronização. Passes de raiz com penetração completa, geometria adequada e livre de defeitos foram obtidos em juntas de topo com abertura variando de 2,5 a 6 mm. Os resultados mostram que a amplitude de oscilação tem de ser maior do que a abertura da raiz. Porém, o processo ainda se mostra pouco robusto, demandando maiores estudos para permitir manter os mesmos parâmetros de soldagem frente a variações da geometria do chanfro, sobretudo a altura e o tamanho da folga na raiz.

Palavras-Chave: MIG/MAG, Pulsção térmica, Tecimento, Controle da poça de fusão, Passe de raiz

ZIBEROV, M. **Assessment of the Thermal Pulsing for Weld Pool Stability Control in Root Pass with Automated GMAW**. 2013. 93 f. MSc. Thesis, Federal University of Uberlândia, MG, Brazil.

ABSTRACT

The Thermal Pulse GMAW process seeks the combination of relative high productivity, good weld bead finish and low spatter generation of the Pulsed GMAW with the capability of controlling welding pool of the Pulsed TIG. Nevertheless, its industrial application is still very limited, except for aluminum welding. But this GMAW version may become differential for application if a distribution of the arc/droplet heat and pressure along the joint is applied. Thus, the objective of this study was to evaluate the potential weld pool control of the Thermal Pulsed GMAW for automated welding of root passes, without backing strips. Synchronization between the thermal pulses and torch trapezoidal weaving was initially devised. In this case, the thermal pulse was applied on the joint side, ensuring to melt this region, and the thermal base applied during the transition from one side to the other, in order to minimize the possibility of weld pool collapse, by reducing the heat and pressure of arc and droplets during this period. The maximum root gap was searched by evaluating this technique under different root gaps at several oscillation amplitudes for a given combination of thermal pulse and base parameters (V-groove butt joints of carbon steel welded in flat position, with and without root face). The results showed that this approach, in contrast to the welding without any synchronization, was able to control the weld pool. Root passes with complete penetration, adequate geometry and defect free were produced for gaps ranging from 2,5 to 6 mm. The oscillation amplitude must be larger than the root gap. However, the process does not seem robust enough and requires further investigation to allow keeping the same welding parameters regardless joint geometry variations, especially in the root face and gap.

Keywords: GMAW, Thermal Pulse, Weaving, Weld pool control, Root pass

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

A	Amplitude do tecimento (oscilação);
Ad	Área depositada;
Af	Área do metal base fundido;
API	<i>American Petroleum Institute;</i>
CC-	Eletrodo negativo;
Ct	Distância do centro de oscilação à chapa;
DBCP	Distância bico de contato-peça;
dm	Diâmetro médio da gota;
f	Frequência média de destacamento das gotas;
fA	Frequência do tecimento em ciclos;
Fel	Força eletromagnética;
Fg	Força da gravidade;
F _γ	Força devido à tensão superficial;
Fm	Força devido ao momentum das gotas impingentes;
Fp	Força do jato de plasma;
fp	Frequência de pulso;
ft	Frequência térmica;
G	Peso da poça;
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding;</i>
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding;</i>
I	Corrente de soldagem;
Ib	Corrente de base;
Ibb	Corrente de base da base térmica;
Ibp	Corrente de base do pulso térmico;
Ieft	Corrente eficaz total;
IIW	<i>International Institute of Welding;</i>
Im	Corrente média;
Imb	Corrente média de base térmica;
Imp	Corrente média de pulso térmico;
Imt	Corrente média total do processo;
Ip	Corrente de pulso;
Ipb	Corrente de pulso da base térmica;
Ipp	Corrente de pulso do pulso térmico;

L	Largura do cordão;
La	Comprimento de arco;
Laprosolda	Centro para Pesquisa e Desenvolvimento de Processos de Soldagem;
Mefet	Quantidade de Movimento Efetiva;
Mgota	Quantidade de movimento de uma gota;
MIG/MAG	<i>Metal Inert Gas / Metal Active Gas</i> ;
MIG/MAG-P	<i>Metal Inert Gas / Metal Active Gas</i> Pulsado;
MIG/MAG-PPT	<i>Metal Inert Gas / Metal Active Gas</i> Pulsado com pulsação térmica;
Øe	Diâmetro do eletrodo;
P	Profundidade de penetração do cordão;
Pc	Penetração secundária;
Pp	Penetração primária;
R	Reforço do cordão;
Rs	Velocidade de solidificação;
T	Período do tecimento;
tb	Tempo de base;
tbb	Tempo de base da base térmica;
tbp	Tempo de base do pulso térmico;
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i> ;
TIG-P	TIG Pulsado;
tp	Tempo de pulso;
tpb	Tempo de pulso da base térmica;
TPL	Tempo de parada laterão;
tpp	Tempo de pulso do pulso térmico;
TT	Tempo de transição;
Txa	Taxa de alimentação;
Txf	Taxa de fusão do arame;
Ua	Tensão de arco;
UFU	Universidade Federal de Uberlândia;
UGPP	Uma Gota Por Pulso;
+UGPP	Mais de Uma Gota Por Pulso;
-UGPP	Menos de Uma Gota Por Pulso;
USB	<i>Universal Serial Bus</i> ;
Va	Velocidade de alimentação do arame;
Vab	Velocidade de alimentação na base térmica;

V_{ap}	Velocidade de alimentação no pulso térmico;
V_{at}	Velocidade de alimentação do arame total do processo;
V_{cheg}	Velocidade média da gota chegando à poça;
V_{osc}	Velocidade de oscilação;
V_s	Velocidade de soldagem;
V_{tr}	Velocidade de movimento transversal;
α	Ângulo da posição espacial;
β	Ângulo de oscilação;
ρ	Densidade do metal da gota fundida;
τ_b	Período de base térmica;
τ_f	Período final;
τ_i	Período de início;
τ_p	Período de pulso térmico;
θ	Ângulo entre a normal no ponto considerado e o vetor da velocidade de soldagem.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1	- Passe de raiz em uma junta de topo com chanfro em V sem descontinuidades	01
Figura 1.2	- Passe de raiz com cobrejunta (permanente, vista (a), ou postiço, vista (b), e sem cobrejunta, (vista (c))	02
Figura 1.3	- Esquema dos tipos de tecimento transversais na execução de soldagem manual (adaptado de AKULOV et al., 1977, p.21, também apresentado em POLUXIN et al., 1977, p.312 e MUSTAFIN et al., 2002, p.65)	04
Figura 1.4	- Princípio do processo de soldagem TIG Pulsado	05
Figura 1.5	- Ilustração da transferência metálica no processo MIG/MAG Pulsado (SCOTTI, PONOMAREV, 2008, p.189)	06
Figura 2.1	- Esquema do processo de soldagem MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica (SILVA; VANDERLEY; SCOTTI, 2004)	09
Figura 2.2	- Parte superior: sinais da velocidade de alimentação do arame-eletrodo e da corrente no processo MIG-PPT, indicando um retardo na resposta da V_a frente à variação das correntes médias de pulso térmico e base térmica; Parte inferior: comprimento de arco durante as fases de transição da base térmica para o pulso térmico (à esquerda) e vice-versa (à direita) – (Arame da liga do alumínio 4043, diâmetro de 1,0 mm; gás de proteção – argônio puro) (SILVA, 2003)	11
Figura 2.3	- Diferentes formatos da penetração ao longo do cordão de solda, em função das combinações dos tempos de pulso térmico e base térmica: à esquerda, penetração ondulada; à direita, penetração praticamente uniforme (SILVA; SCOTTI, 2001)	12
Figura 2.4	- Classificação transferência de metal proposta (traduzido de SCOTTI; PONOMAREV; LUCAS, 2012)	14
Figura 2.5	- Representação esquemática de uma onda do tipo corrente pulsada e da transferência do metal (BAUM; FICHTER, 1999)	15
Figura 2.6	- Instrumentação do sistema de monitoramento e/ou controle de transferência pulsada no processo de soldagem MIG/MAG Pulsada com base na análise do sinal da luminosidade do arco (MIRANDA; SCOTTI; FERRARESI, 2007)	16
Figura 2.7	- Ilustração da alteração do comprimento e, respectivamente, da luminosidade do arco durante a formação e o destacamento da gota	16

- na fase de pulso na soldagem MIG/MAG Pulsada (MIRANDA; FERRARESI; SCOTTI, 2004)
- Figura 2.8 - Condições de transferência em função dos níveis de I_p e t_p selecionados (adaptado de ALLUM, 1985) 17
- Figure 2.9 - Ilustração do sinal do sensor óptico para transferência de: (a) – “uma gota por pulso” – destacamento no início da base; (b) – “uma gota por pulso” – destacamento no final do pulso para o início da base; (c) – “duas gotas por pulso” – destacamento de uma gota no meio do pulso e uma no final do pulso para o início da base (MIRANDA; SCOTTI; FERRARESI, 2007) 18
- Figura 2.10 - Poça de fusão e cordão: 1 = região dianteira; 2 = região traseira; L = largura; R = reforço e P = profundidade de penetração (adaptado de PETROV; TUMAREV, 1977, p.264) 19
- Figura 2.11 - Representação esquemática penetração primária (Pp) e penetração secundária (Pc) 19
- Figure 2.12 - Ilustração de uma poça de fusão (adaptado de SAVAGE, 1980) 20
- Figura 2.13 - Forma e posição das isothermas da região da poça (adaptado de RYKALIN, 1951, p.78, também apresentado em VLADIMIRSKY et al., 1960, p.13; PATON, 1974, p.63; VASILIEV et al., 1978, p.25; DUMOV, 1987, p.72 e VOLCHENKO et al., 1988, p.170) 21
- Figura 2.14 - Formatos comuns da poça de fusão em processos mecanizados: (a) – elíptica; (b) – cratera formada a partir de uma poça elíptica; (c) – em gota e (d) – cratera formada a partir de uma poça em gota 22
- Figura 2.15 - À esquerda, ilustração de um arco de soldagem com eletrodo consumível, caracterizando seu formato tronco-cônico; à direita, representação esquemática da geração do jato de plasma em função das diferenças de pressão ($P_1 > P_2$) exercidas pela resultante das forças eletromagnéticas geradas pela intercessão da corrente de soldagem com o campo magnético (B) (SCOTTI; PONOMAREV, 2008, p.31) 23
- Figura 2.16 - Efeito da corrente e comprimento de arco sobre a velocidade de chegada (a) e a quantidade de movimento efetiva (por unidade de comprimento) das gotas em transferência (b) em soldagem MIG/MAG com arame-eletrodo AWS ER70S-6 de 1,2 mm de diâmetro e gás de proteção Ar + 5% O₂ (SCOTTI e PONOMAREV, 2008, p.82) 25
- Figura 2.17 - Influência da força de “*buoyancy*” no modo de convecção na poça de 26

	fusão (KOU, 2003, p.104)	
Figura 2.18	- Influência da força de Lorentz no modo de convecção na poça de fusão (KOU, 2003, p.104)	27
Figura 2.19	- Influência da força tensão superficial no modo de convecção na poça de fusão (KOU, 2003, p.104)	28
Figura 2.20	- Influência da tensão de cisalhamento no modo de convecção na poça de fusão (KOU, 2003, p.104)	28
Figura 3.1	- Forças atuantes numa poça durante a soldagem, com o arco por cima da poça (a) e com o arco por cima do lateral (b): 1 = poça de fusão; 2 = metal de base; 3 = tocha	30
Figura 3.2	- Esquema do perfil de tecimento trapezoidal, apresentando os parâmetros principais: tempo de parada lateral (TPL); tempo de transição (TT); amplitude (A); período (T) e frequência (fA)	31
Figura 3.3	- Esquema da sincronização do processo MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica (pulso térmico no tempo de parada lateral e base térmica no tempo da transição) durante tecimento trapezoidal da tocha	32
Figura 3.4	- Esquema do movimento pendular da tocha	33
Figura 3.5	- Fonte de soldagem DIGIPlus A7 e alimentador de arame STA-20	34
Figura 3.6	- Régua especial com elementos principais para calibração velocidade de alimentação de arame	36
Figura 3.7	- Mesa de coordenadas X-Y com oscilação pendular, utilizada para a realização dos experimentos	37
Figura 3.8	- Ilustração de calibração de velocidade na mesa de coordenadas	38
Figura 3.9	- Fixação das chapas: (a) – vista lateral; (b) – vista de cima	38
Figura 3.10	- CONPARTE: sistema real e seus componentes	39
Figura 3.11	- Esquema da unidade central de controle microprocessada do CONPARTE	40
Figura 3.12	- Fluxograma simplificado do software de controle do CONPARTE	41
Figura 3.13	- Placa de aquisição da <i>National Instruments</i> ® modelo NI USB-6009	42
Figura 3.14	- Detector de transferência metálica “P-GMAW Precise tuner”	43
Figura 3.15	- Tocha utilizada nos testes para verificar e controlar da transferência metálica	44
Figura 4.1	- Dimensões da placa de teste	47
Figura 4.2	- Oscilogramas para $I_m = 70$ A e $t_p = 9$ ms, onde: (a) – corrente; (b) – tensão; (c) – sinal de luminosidade mostrando testemunhando uma	50

	única gota por pulso no fim de pulso	
Figura 4.3	- Oscilogramas para $I_m = 100$ A e $t_p = 9$ ms, onde: (a) – corrente; (b) – tensão; (c) – sinal de luminosidade mostrando testemunhando uma única gota por pulso no fim de pulso	50
Figura 4.4	- Oscilogramas para $I_m = 130$ A e $t_p = 9$ ms, onde: (a) – corrente; (b) – tensão; (c) – sinal de luminosidade mostrando testemunhando uma única gota por pulso no fim de pulso	51
Figura 4.5	- Oscilogramas para $I_m = 160$ A e $t_p = 9$ ms, onde: (a) – corrente; (b) – tensão; (c) – sinal de luminosidade mostrando testemunhando uma única gota por pulso no fim de pulso	51
Figura 4.6	- Mapa final de UGPP no fim de pulso para diferentes correntes médias e tempos de pulsos, para uma corrente de pulso de 250 A e tempos de base adequados para cada corrente média (ver em Tabela 4.1)	52
Figura 4.7	- Aspectos superficiais de três cordões feitos por diferentes processos/parâmetros, mas com mesmo volume: (a) – MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica $I_{mt} = 115$ A; (b) – MIG/MAG Pulsado convencional $I_m = 70$ A; (c) – MIG/MAG Pulsado convencional $I_m = 160$ A	54
Figura 4.8	- Aspecto superfície do cordão MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica com período de 0,3 s no pulso térmico e 0,7 s na base térmica	55
Figura 4.9	- Diferente formato da penetração (penetração ondulada) ao longo do cordão de solda, em função das combinações dos tempos de pulso/base térmico e velocidade de alimentação	56
Figura 4.10	- Períodos de formações estriado e liso durante a soldagem	56
Figura 4.11	- Aspecto superfície do cordão MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica com oscilograma de corrente (período de pulso/base térmico igual a 4 s)	57
Figura 4.12	- Características geométricas dos cordões a serem medidas para fins comparativos	58
Figura 4.13	- Aspecto superficial dos cordões, corte na seção transversal e longitudinal: (a) – MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica, corte na seção transversal foi feito no pulso térmico; (b) – MIG/MAG Pulsado convencional	60
Figura 4.14	- Representação esquemática da placa de teste com folga variável (de 0 a 2,0 mm) de aço carbono ABNT 1020	61

Figura 4.15	- Aspecto superficial do cordão de solda MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica: (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz (1 a 6 – sequência de medições da penetração)	62
Figura 4.16	- Aspecto superficial do cordão de solda MIG/MAG Pulsado convencional: (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz (1 a 6 – sequência de medições da penetração)	62
Figura 5.1	- Junta com chanfro em V proposta: α é o ângulo do chanfro; b é a abertura da raiz (folga); c é o nariz	65
Figura 5.2	- Montagem da junta (MAGALHÃES, 2012)	66
Figura 5.3	- Relação vetorial entre as velocidades de deslocamento longitudinal (V_s) e de oscilação (V_{osc}), resultando na velocidade transversal (V_{tr}) com que a tocha se desloca de um lado para o outro na junta (FRATARI; SCHVARTZMAN; SCOTTI, 2010)	67
Figura 5.4	- Relação entre a altura de tecimento e a amplitude	69
Figura 5.5	- Verificação da distribuição térmica (penetração) com o sincronismo entre parâmetros de pulsação e tecimento: (a) – vista superior, cordão de solda; (b) – vista inferior, maiores penetrações na lateral, onde se tem mais calor concentrado devido ao pulso térmico	70
Figura 5.6	- Aspecto superficial do cordão de solda sem nariz; tecimento realizado com 0,20 s de tempo de parada lateral e 0,20 s de tempo de transição, abertura do chanfro 2,5 mm: (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz	72
Figura 5.7	- Aspecto superficial do cordão de solda sem nariz, tecimento realizado com 1,0 s de tempo de parada lateral e 1,0 s de tempo de transição, abertura do chanfro 2,5 mm: (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz	72
Figura 5.8	- Aspecto superficial do cordão de solda com nariz, tecimento realizado com 0,20 s de tempo de parada lateral e 0,20 s de tempo de transição, abertura do chanfro 2,5 mm: (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz	73
Figura 5.9	- Aspecto superficial do cordão de solda com nariz; tecimento realizado com 1,0 s de tempo de parada lateral e 1,0 s de tempo de transição, abertura do chanfro 2,5 mm: (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz	73
Figura 5.10	- Oscilogramas de sincronização do pulso térmico com o tempo de parada lateral (TPL) igual a 0,20 s e base térmica com o tempo de	73

- transição (TT) igual a 0,20 s e abertura do chanfro de 2,5 mm
- Figura 5.11 - Oscilogramas de sincronização do pulso térmico com o tempo de 77
parada lateral (TPL) igual a 0,20 s e base térmica com o tempo de
transição (TT) igual a 0,20 s e abertura do chanfro de 6 mm
- Figura 5.12 - Aspecto superficial do cordão de solda com nariz; tecimento realizado 77
0,20 s de tempo de parada lateral 0,20 s de tempo de transição,
amplitude de 13 mm, abertura do chanfro 6 mm: (a) – vista superior,
face; (b) – vista inferior, raiz
- Figura 5.13 - Aspecto superficial do cordão de solda com nariz; tecimento realizado 78
com 0,20 s de tempo parada lateral e 0,20 s de tempo de transição,
amplitude de 14 mm abertura do chanfro 6 mm: (a) – vista superior,
face; (b) – vista inferior, raiz
- Figura 5.14 - Variação da amplitude: (a) – amplitude maior; (b) – amplitude menor; 78
(c) – amplitude adequada

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1	- Características técnicas de fonte de soldagem DIGIPlus A7 (IMC, 2012)	34
Tabela 3.2	- Bits de controle e programas de soldagem equivalente na DIGIPlus A7 (IMC, 2012)	35
Tabela 3.3	- Calibração da velocidade de alimentação de arame no alimentador STA-20	36
Tabela 3.4	- Verificação da velocidade da tocha para percurso de 700 mm	38
Tabela 3.5	- Resumo das especificações da placa de aquisição da <i>National Instruments®</i> modelo NI USB-6009 (NATIONAL INSTRUMENTS, 2012)	42
Tabela 3.6	- Composição química nominal do arame-eletrodo utilizada (AWS, 2005)	45
Tabela 3.7	- Verificação da composição química da mistura gasosa utilizada	45
Tabela 4.1	- Os parâmetros de soldagem para diferentes correntes médias (70 A, 100 A, 130 A e 160 A, tempo de pulso de 7 ms a 11 ms, comprimento de arco de 5 mm)	49
Tabela 4.2	- Valores regulados dos testes para MIG/MAG Pulsado convencional	53
Tabela 4.3	- Valores regulados dos testes para MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica ($V_s = 4,7$ mm/s e $V_a/V_s = 0,65$)	53
Tabela 4.4	- Valores geométricos dos cordões (média de 16 medições, sendo 8 seções de uma placa e 8 da placa de replicagem)	54
Tabela 4.5	- Tabela 4.5 - Valores regulados dos testes para MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica ($I_{mt} = 115$ A)	59
Tabela 4.6	- Valores regulados dos testes para MIG/MAG Pulsado convencional ($I_m = 115$ A)	59
Tabela 4.7	- Valores geométricos dos cordões dos testes preliminares (média de 16 medições, sendo 8 seções de uma placa e 8 da placa de replicagem)	60
Tabela 4.8	- Sequência de valores medições da penetração (mm) ao longo da parte inferior dos cordões obtidos entre os processos MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica e MIG/MAG Pulsado convencional (média de 5 medições para cada posição, em três placas de teste com cada processo)	62
Tabela 5.1	- Parâmetros da tecimento para a folga de 2,5 mm	71

Tabela 5.2 - Cordões com diferença amplitudes da oscilação da tocha

75

SUMÁRIO

RESUMO	vii
ABSTRACT	viii
LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS	ix
LISTA DE FIGURAS	xii
LISTA DE TABELAS	xviii
CAPÍTULO I INTRODUÇÃO	01
CAPÍTULO II REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	07
2.1. O processo MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica	07
2.2. Modos de transferência metálica	12
2.2.1. Obtenção e controle da transferência metálica em arco pulsado	14
2.3. Formação da poça de fusão em soldagem a arco	18
2.4. Influência das forças atuantes na geometria da poça de fusão em soldagem a arco	22
CAPÍTULO III METODOLOGIA, EQUIPAMENTOS E INSUMOS	31
3.1. Metodologia geral	31
3.2. Bancada experimental	33
3.2.1. Equipamento de soldagem: fonte e alimentador de arame	33
3.2.2. Mesa de coordenadas ortogonais X-Y com tecimento (para manipulação da tocha de soldagem)	36
3.2.3. Fixação das chapas de testes	38
3.2.4. Interface para sincronizar os períodos de pulso e base térmicos com a oscilação da tocha (com o tecimento)	39
3.2.4.1. Software	40
3.2.5. Sistema de aquisição dos parâmetros de soldagem	41
3.2.6. Detector de transferência metálica “P-GMAW Precise tuner”	43
3.3. Insumos	44

CAPÍTULO IV DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS DA PULSAÇÃO TÉRMICA SEM TECIMENTO SINCRONIZADO	46
4.1. Definição dos parâmetros da soldagem MIG/MAG Pulsado convencional com uma única gota por pulso no fim de cada pulso	46
4.2. Mecanismo da formação do cordão em MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica	52
4.3. Avaliação das potencialidades da soldagem MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica para soldagens de juntas de topo sem chanfro e com folga variável	58
CAPÍTULO V DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS DA PULSAÇÃO TÉRMICA COM TECIMENTO SINCRONIZADO	64
5.1. Definição dos parâmetros de tecimento para uma abertura de raiz (folga)	64
5.1.1. Introdução	64
5.1.2. Material e métodos	65
5.1.3. Critérios de aceitabilidade para o passe de raiz para a folga	67
5.1.4. Escolha do ângulo para definição da amplitude de oscilação da tocha	67
5.1.5. Efeito dos parâmetros de tecimento (tempo de parada lateral, tempo de transição e frequência) sobre a formação do cordão em juntas de topo com chanfro V, sem/com nariz, folga de 2,5 mm	69
5.1.6. Efeito da amplitude de oscilação da tocha sobre a formação do cordão em soldagem de juntas de topo com chanfro V, com nariz de 2,5 mm e folga de 4 mm	74
5.1.7. Efeito da amplitude de oscilação da tocha sobre a formação do cordão em soldagem de juntas de topo com chanfro V, com nariz de 2,5 mm e folga de 6 mm	76
CAPÍTULO VI CONCLUSÕES	80
CAPÍTULO VI RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	82
CAPÍTULO VIII REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	84

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

O passe de raiz tem uma função importante de suportar os demais passes. Assim, quando realiza-se soldagens de uma junta com abertura de raiz, o primeiro passe deve fechar a raiz da junta para que depois seja feito o preenchimento por completo (Figura 1.1). É importante na sua execução uma boa formação das suas superfícies interior e exterior. Este passe, como idealizado na Figura 1.1, deve ser realizado sem o surgimento de perfurações, falta de penetração, penetração excessiva, etc. Apesar da consciência deste fato, de acordo com especificações API 1004 do Instituto Americano de Petróleo (API), citadas por Hahn (2004), de 80 a 90 por cento dos defeitos e inconsistências de tubos soldados são relacionados com passes de raiz. Este sentimento é compartilhado por Yapp e Blackman (2004), para quem a produtividade na construção dos dutos tem sido cada vez mais limitada pela produção de passe de raiz. Portanto, uma junta de duto de sucesso é quase um sinônimo de um passe de raiz de sucesso.

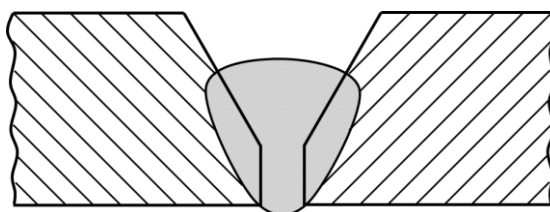


Figura 1.1 – Passe de raiz em uma junta de topo com chanfro em V sem descontinuidades

O passe de raiz pode ser realizado com cobrejunta ou sem cobrejunta, como indica a Figura 1.2. O cobrejunta é usado para garantir que não ocorra a perfuração da raiz, permitindo até, se usado de forma correta, o uso de processo com alta taxa de deposição. Porém, o cobrejunta demanda uma operação suplementar para seu posicionamento junto à raiz da junta e juntas com maior folga (maior consumo de material de enchimento, minimizado se for reduzido o ângulo da junta, maior tempo de soldagem e mais tensões térmicas geradas). Além disto, seu uso depende muito das características da estrutura

(acesso, por exemplo) e das normas de soldagem. Existem cobrejuntas permanentes (parte (a) da Figura 1.2) e postiços (parte (b) da Figura 1.2). Os permanentes, de menor custo, nem sempre podem ser indicados por ser um ponto concentrador de tensões. Além disto, torna-se um obstáculo a passagem de fluidos. Na soldagem de tubulações para petróleo ou gás, por exemplo, não se usa cobrejunta permanente. Os postiços (cobre ou cerâmico), pelo contrário, permitem até uma melhor geometria externa da raiz (menos concentração de tensão), mas ainda mantém as desvantagens gerais já mencionadas. Por isto, mesmo garantindo a penetração total na raiz, muitas vezes, como no caso de tubulações, procura-se evitá-los.

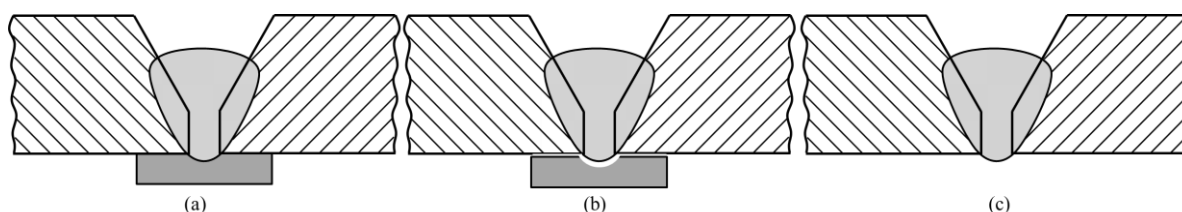


Figura 1.2 – Passe de raiz com cobrejunta (permanente, vista (a), ou postiço, vista (b), e sem cobrejunta, (vista (c))

Desta forma, passes de raiz ainda são feitos através da simples deposição de um cordão, sem o auxílio de técnicas especiais. Assim, uma opção para a soldagem dos dutos seria a mecanização do passe de raiz. Isto levaria a maiores taxas de deposição de metal e, conseqüentemente, maiores velocidades de soldagem comparando com as realizadas por um ser humano, o que resultaria em maior produtividade. No entanto, ainda é difícil de mimetizar o papel desempenhado pela habilidade do soldador no processo. Isso mostra que ainda há desafios a serem superados e as oportunidades para soluções inovadoras em soldagem. Moore et al., (1998) e Ozcelik et al., (1998) dizem que com a robotização, a produtividade aumenta e a qualidade das soldas é uniformizada, eliminando variações na técnica de soldagem presente entre os soldadores.

Um dos maiores problemas da soldagem de passes de raiz de juntas com chapas em topo com penetração total, sem a utilização de cobrejunta, é a variação da folga e o deslocamento vertical (desnívelamento) das chapas ao longo da junta. Esta variação entre o espaçamento e nivelamento entre as chapas é inerente ao processo de fabricação e à montagem das juntas e seu principal efeito é a falta de consistência na penetração. Nas regiões em que a folga/desnívelamento atinge valores muito altos, pode ocorrer penetração excessiva ou mesmo perfuração. Já nas regiões onde a folga fica em valores muito pequenos (aquém do especificado), pode ocorrer falta de penetração. A forma de evitar

estes defeitos é adaptar a energia absorvida pelas chapas (calor imposto) durante a soldagem à variação da folga/desnivelamento devido às tolerâncias de montagem. O calor imposto deve aumentar para evitar falta de penetração e diminuir para evitar penetração excessiva ou perfuração da junta soldada. O nível de corrente é tipicamente o primeiro parâmetro a ser modificado neste caso (maior corrente para maior penetração e vice-versa). Mas o calor imposto não depende apenas da corrente (SCOTTI; REIS; LISKEVYCH, 2012). Velocidades de soldagem mais altas proporcionam menor calor de aporte por unidade de comprimento de solda, produzindo poças de fusão menores, o que dificulta a ocorrência de perfuração. Por outro lado, quanto menor a velocidade de soldagem, maior o aporte térmico, que por sua vez pode levar à perfuração. Mas o volume da poça que se interpõem entre o arco e o metal de base afeta esta relação, podendo modificar o efeito produzido.

O passe de raiz pode ser realizado de forma manual ou automática. Manualmente o soldador tem maior controle da poça da fusão, pois este, durante a soldagem, consegue visualizar a poça e verificar, por exemplo, se esta está muito grande ou pequena, “quente” ou “fria”, muito ou pouco fluida, etc. Assim, em função das características visuais e comportamento da poça, o soldador consegue executar correções, tais como mudar a inclinação da tocha ou posição da tocha, aumentar ou diminuir a velocidade de soldagem, adicionar mais ou menos material de adição, etc. O soldador atua, então, como sensor de controle do processo. Uma forma produtiva do soldador aumentar o seu controle sobre a poça fundida é usando o processo TIG na forma manual, no qual há uma independência entre o calor sobre a chapa (corrente) e a adição do material de adição. Quando ele percebe que a poça está se tornando quente, ele introduz material de adição, o que faz com que a poça relativamente se esfrie. O metal mais frio adquire maior viscosidade, o que faz dificultar seu escoamento e consequente perfuração até que a solidificação se complete. Mas talvez a forma mais comum do soldador contornar as dificuldades do passe de raiz em processos com eletrodos consumíveis é através do movimento de tecimento (Figura 1.3), que consiste em oscilar a tocha (arco) transversalmente em relação à direção de soldagem, distribuindo adequadamente o calor nas chapas. Apesar de bons soldadores conseguirem soldar passes de raiz de forma adequada, a produtividade da soldagem manual é muito baixa.

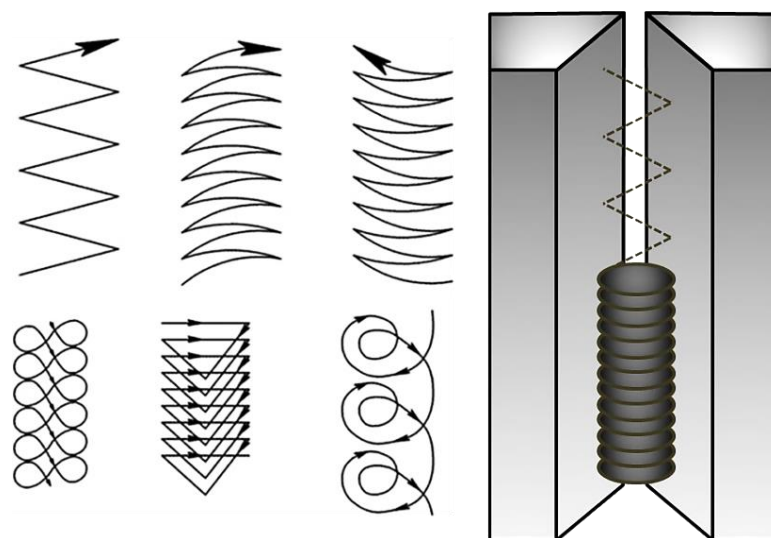


Figura 1.3 – Esquema dos tipos de tecimento transversais na execução de soldagem manual (adaptado de AKULOV et al., 1977, p.21, também apresentado em POLUXIN et al., 1977, p.312 e MUSTAFIN et al., 2002, p.65)

Já quando o passe de raiz é realizado automaticamente, o controle da poça de fusão é mais difícil, justamente pela ausência da figura do soldador-sensor e de sua capacidade de observação, julgamento e ação. Dessa forma, tem-se procurado utilizar sensores durante a soldagem para tentar monitorar os parâmetros de soldagem e a geometria da junta, ou seja, indiretamente a poça de fusão. A partir dos dados obtidos destes monitoramentos, estratégias de controle são traçadas e executadas, mesmo em tempo real, atuando nos parâmetros de soldagem (corrente, tensão, comprimento de arco, velocidade de alimentação, velocidade de soldagem, posição da tocha na junta, corrente de pulso, corrente de base, tempo de pulso, tempo de base, etc.). A ideia é que estes métodos de controle imitem de alguma forma o soldador, fato ideal, mas ainda tecnologicamente utópico. Mas esses métodos já permitem que a operação de soldagem alcance uma maior produtividade. Assim para tentar ter um maior controle da poça de fusão durante a fabricação de passes de raiz, alguns processos de soldagem podem ser utilizados na forma automatizada.

O processo TIG Pulsado (TIG-P) trabalhando em baixa frequência (Figura 1.4), por exemplo, é capaz de modificar a forma de onda da corrente (amplitude de pulso, frequência de pulsos, relação entre tempo de corrente de base e pulso, etc.) de forma a modular o nível de energia entregue a peça e, conseqüentemente, maior controle de poça de fusão. Durante os pulsos de corrente, uma grande quantidade de calor é gerada e isto resulta em maior fusão do material da peça. Na etapa na qual a corrente é baixa, pouco calor é transmitido para a poça formada, fazendo que a mesma se torne relativamente fria (maior viscosidade). Dutra et al., (1996) propõe que a baixa corrente durante o tempo de base tenha como

função apenas manter o arco, a fim de evitar interrupções e dificuldades de re-ignição. Assim, pulsação em baixa frequência faz o efeito aquece-esfria sobre a poça.

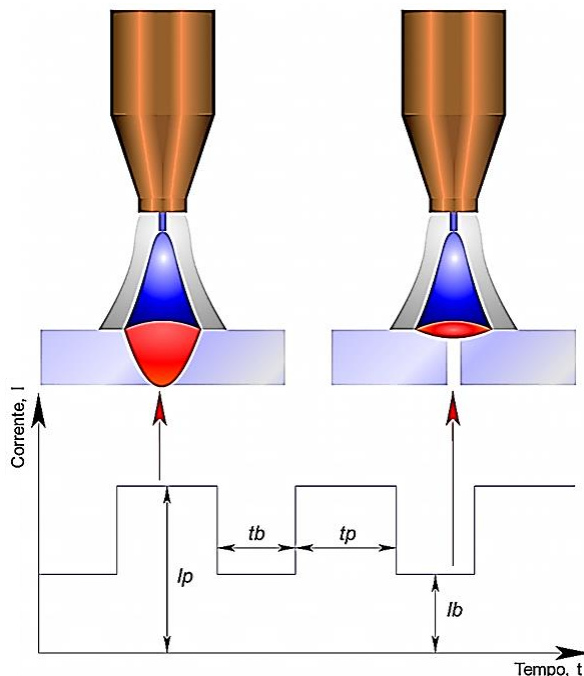


Figura 1.4 – Princípio do processo de soldagem TIG Pulsado

Outro processo que oferece capacidade de controle dos níveis de energia durante soldagem é o processo MIG/MAG Pulsado (Figura 1.5). Diferente do processo TIG Pulsado, neste processo a adição de material é sempre usada (transferência metálica) e na verdade faz parte do princípio de funcionamento do processo. O controle de corrente no processo MIG/MAG Pulsado é usado para garantir uma transferência metálica mais uniforme (melhoria dos aspectos visuais do cordão e/ou menos respingos), propiciando uma poça de fusão de pequeno volume e, conseqüentemente, facilitando a soldagem de chapas finas ou soldagens fora da posição plana com excelente aspecto visual. Entretanto, ao contrário do TIG Pulsado, a alta frequência de pulsação do MIG/MAG não permite a ação de aquecimento e resfriamento da poça, necessária para se controlar a mesma. Além disto, o efeito do alto momentum das gotas transferidas durante os pulsos fazem força sobre a poça no sentido de perfurar a região da solda. Assim, o fato de não provocar o efeito aquece-resfria sobre a poça e de haver uma força mecânica adicional sobre a poça fazem com que o MIG/MAG Pulsado, ao contrário do TIG Pulsado, não seja adequado para soldagens de passes de raiz. Assim, apesar de ter maior capacidade de produção do que TIG Pulsado, o MIG/MAG Pulsado tem menor controle da poça de fusão.

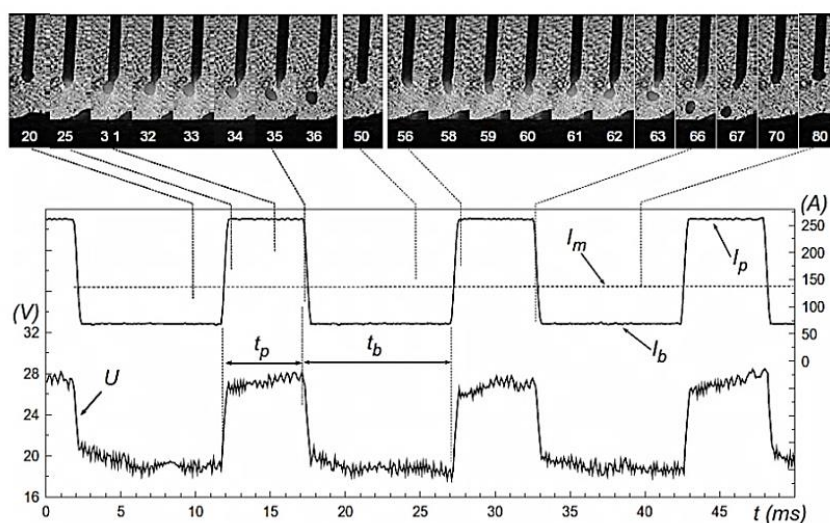


Figura 1.5 – Ilustração da transferência metálica no processo MIG/MAG Pulsado (SCOTTI, PONOMAREV, 2008, p.189)

Buscando unir as características de maior controle de poça de fusão do processo TIG Pulsado e de maior capacidade de produção do processo MIG/MAG Pulsado, surgiu o processo MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica (Figura 2.1 Item 2.1). Como pode se ver, este processo trabalha com dois níveis de pulsação (um para controle da transferência, maior frequência, e outro para controle da poça, baixa frequência), sendo que dentro de cada nível a corrente é pulsada. Neste processo, o controle da poça de fusão pode ser conseguido pelo resfriamento da mesma por meio da combinação adequada de corrente, tempo de permanência e velocidade de alimentação nas fases de pulso e base térmicas. Porém, pouco ainda se conhece sobre este processo, devido à dificuldade de se selecionar parâmetros frente ao grande número de variáveis para pulsação do pulso térmico e da base térmica.

Mas acredita-se ser possível controlar a poça de fusão no MIG/MAG usando-se a técnica de pulsação térmica e da posição (em relação à junta), através da posição e duração dos períodos de pulso e base térmicos, visando garantir passes de raiz (sem cobrejunta) com penetração total e sem perfuração.

Objetivo do trabalho

Avaliar a técnica MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica visando controlar a poça de fusão, através momento da aplicação, intensidade das correntes médias e duração dos períodos de pulso e base térmicos, para garantir passes de raiz com penetração total e sem perfuração em soldagem automatizada.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. O processo MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica

O processo MIG/MAG é um processo de soldagem a arco voltaico que possui como características principais uma relativamente alta capacidade de produção e uma grande versatilidade operacional. A maneira como o metal é transferido durante a soldagem tem marcante influência sobre o desempenho deste processo. Quando a transferência metálica é realizada com pulsação de corrente (modo operacional do processo denominado MIG/MAG Pulsado), a transferência metálica torna-se bastante estável (em voo livre, mesmo à baixa corrente), garantindo soldagens de chapas de pequena espessura e fora da posição plana, com bom acabamento do cordão e poucos respingos. Neste caso, deve-se ajustar os parâmetros corrente de pulso (deve ser alta o suficiente para provocar o destacamento das gotas pelos mesmos mecanismos da transferência goticular), corrente de base (utilizada para manter o arco aberto), tempo de pulso e tempo de base. Inúmeras vantagens têm sido descritas para este processo por diferentes autores (GHOSH; GUPTA; SOMANI, 1991; CASTNER, 1995 e SADLER, 1999), como possibilidade de se soldar em todas as posições com transferência caracteristicamente goticular, velocidades de soldagem cerca de 35% maiores que as utilizadas para a transferência curtocircuito, significativa redução no nível de respingos quando comparado ao curtocircuito, menor distorção comparado ao goticular, cordão de boa aparência e redução na taxa de geração de fumos. Maiores informações deste processo são facilmente encontradas em diversos livros (entre eles SCOTTI; PONOMAREV, 2008 e FOMICHEV et al., 2012).

Uma das vertentes deste processo que vem sendo estudada é o processo MIG/MAG com pulsação térmica. Caracteriza-se inicialmente por uma das características do processo TIG no modo pulsado. Apesar da baixa capacidade produtiva, o processo TIG, em contraste com o MIG/MAG, permite realizar cordões de solda de ótimo acabamento, em todas as posições e baixas espessuras de chapas (melhor controle da poça). Esta característica do

TIG é acentuada quando se usa corrente pulsada (baixa frequência), ou seja, durante a imposição de uma corrente de pulso, há uma fusão mais efetiva da chapa e do material de adição, enquanto que durante a imposição de uma corrente de base, há um esfriamento da poça, reduzindo a viscosidade, o que garante tempo para que a poça solidifique antes de escorrer (furar). Partindo-se deste princípio, procurou-se unir as principais características dos modos operacionais pulsados dos dois processos (MIG/MAG Pulsado e TIG Pulsado), ou seja, fazer o controle da transferência metálica e da poça de fusão ao mesmo tempo. Este processo foi batizado por Dutra; Gohr Júnior; Ollé (1995) de MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica (MIG/MAG-PPT), também conhecida pela nomenclatura de outros fabricantes ou na literatura como Duplo Pulso, Double Pulse, Pulse-On-Pulse, Interpulse e Thermal pulse.

Silva (2003) descreve que o processo MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica se apresenta em três fases distintas, como ilustrado na Figura 2.1. A primeira e a última fases são chamadas de períodos de início (τ_i) e final (τ_f), respectivamente, onde o processo funciona como MIG/MAG-P. A segunda é a pulsação térmica propriamente dita e é composta por períodos térmicos cíclicos em que uma condição do MIG/MAG Pulsado varia de um menor valor de corrente média (durante a base térmica - τ_b) para um maior valor (durante o pulso térmico - τ_p), similarmente ao TIG Pulsado. A corrente do processo será, então, uma média ponderada das correntes médias durante as bases térmicas e durante os pulsos térmicos, e será doravante denominada de corrente média total (I_{mt}). Para facilitar comparações, esta mesma denominação e simbologia já estão sendo usadas neste trabalho para se referenciar à técnica MIG/MAG-P. O uso preferencial da corrente média ao invés da corrente eficaz se deve a maior tradição do uso deste tipo de determinação do valor da corrente em processos MIG/MAG Pulsado. Naturalmente, se as corrente ponderadas se referirem ao seu valor eficaz, a mesma passa a ser denominada de corrente eficaz total (I_{eft}).

Essa autora (SILVA, 2003) cita ainda que o período inicial (τ_i) é realizado com uma corrente média (I_m do τ_i) mais alta para aquecimento da chapa, seguido por um período de corrente média mais baixa no período térmico (I_{mt}). No período denominado de período final, diminui-se a intensidade de corrente média (I_m do τ_f) aquém do valor ajustado para o período térmico (I_{mt}), para evitar que um superaquecimento no final leve à deterioração na qualidade do cordão.

Para operação desta técnica, ajustam-se os parâmetros da mesma forma do que em MIG/MAG-P, ou seja, I_p , I_b , t_p , t_b , V_{at} , tanto para a base térmica (τ_b), como para o pulso térmico (τ_p), naturalmente com valores distintos. Quando estes parâmetros referirem-se à base térmica, serão denominados de corrente de pulso da base térmica (I_{pb}), corrente de base da base térmica (I_{bb}), tempo de pulso da base térmica (t_{pb}), tempo de base da base

térmica (t_{bb}) e velocidade de alimentação da base térmica (V_{ab}). Similarmente, quando essas grandezas referirem-se ao período denominado de pulso térmico, serão denominadas como parâmetros de pulso térmico (I_{pp} , I_{bp} , t_{pp} , t_{bp} , V_{ap}). É importante ressaltar que a velocidade de alimentação do processo, neste caso, é uma média ponderada das velocidades de alimentação média durante as bases térmicas e durante os pulsos térmicos, e será doravante denominada de velocidade de alimentação média total (V_{at}). Analogamente ao caso da corrente, para facilitar comparações, esta mesma denominação e simbologia já está sendo usada neste trabalho para se referenciar à técnica MIG/MAG-P.

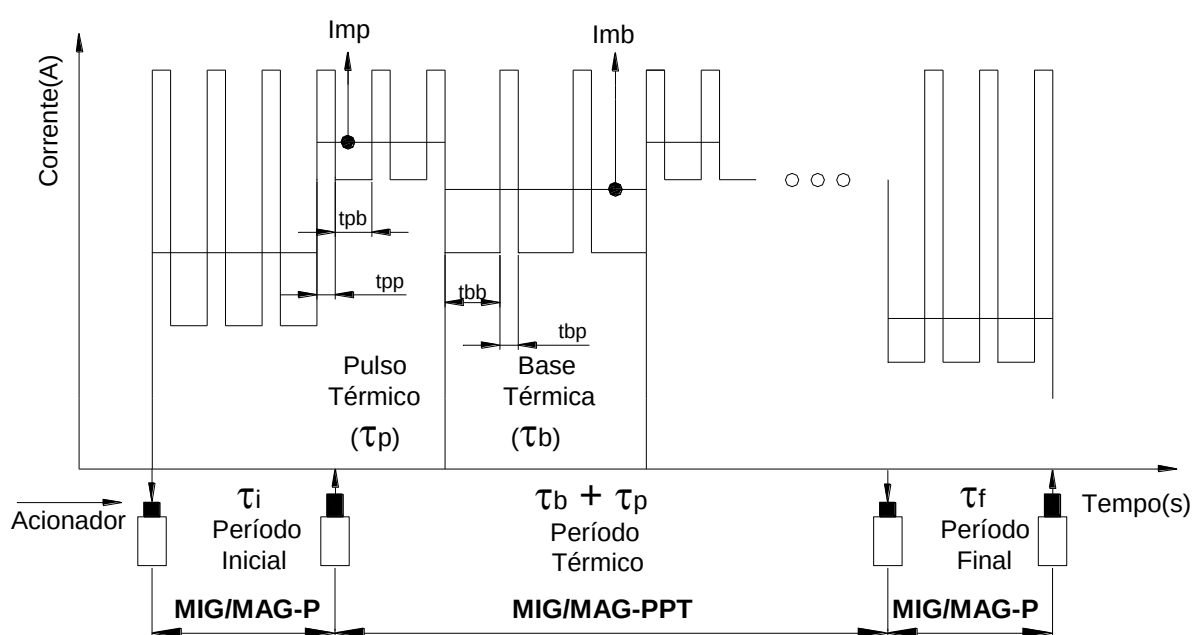


Figura 2.1 – Esquema do processo de soldagem MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica (SILVA; VANDERLEY; SCOTTI, 2004)

Silva (2003) ainda esclarece que na versão MIG/MAG-PPT, a corrente de pulso (I_p) e o tempo de pulso (t_p), tanto na base quanto no pulso térmico, assim como nos períodos de pulsação convencional do início e do final assumem o mesmo valor e só são ajustadas no equipamento uma vez, sendo repetido automaticamente nos outros períodos. Como esta técnica de soldagem utiliza dois níveis de corrente média (corrente da base térmica (I_{mb}), e corrente do pulso térmico (I_{mp})), dois níveis de velocidades de alimentação (velocidade de alimentação da base térmica (V_{ab}), e a velocidade de alimentação do pulso térmico (V_{ap})) devem ser regulados no equipamento para acompanhar os níveis de corrente, mantendo-se a condição de um comprimento de arco constante e de uma gota por pulso (UGPP), tanto na base, como no pulso térmico. Vale ressaltar que a velocidade de alimentação total (V_{at}) e a

corrente média total (I_{mt}) do processo MIG/MAG-PPT são calculadas considerando os valores ponderados das velocidades da base (V_{ab}) e do pulso (V_{ap}) e das correntes médias da base (I_{mb}) e do pulso (I_{mp}).

Em termos de literatura, algumas vantagens, pressupostas ou pretendidas, e limitações citadas na utilização da variante são enumeradas por Dutra; Gohr Júnior; Ollé (1995):

- Controle sobre o tamanho da poça de fusão, melhoria nas condições de viscosidade e de tensão superficial e no aspecto do perfil do cordão de solda;
- Em função do controle sobre o tempo e o tamanho que a poça venha a apresentar entre as fases de pulso e base térmica, a variante possibilita atingir condições de soldagem características da soldagem em curto-circuito, com boa penetração e redução na espessura da chapa a ser soldada;
- Necessidade de se usar um nível de frequência adequado para ter efeito sobre a poça de fusão (frequência térmica (f_t) na faixa de 0,5 a 10 Hz);
- Necessidade de se usar um nível de frequência, em cada período, adequado para controlar a transferência metálica (frequência de destacamento das gotas no modo pulsado convencional);
- Necessidade de se usar um curto espaço de tempo em temperaturas elevadas, em face da modulação de corrente;
- Redução no nível de defeitos como porosidades e mordeduras;
- Formação de pontos de concentração de tensão, para valores baixos de frequência térmica, em decorrência da formação de escamas na superfície do cordão;
- Diferente nível de diluição entre as fases de pulso e base térmica.

Silva e Scotti (2006) citam que a soldagem GMAW Pulsado com pulsação térmica, apesar de ter teoricamente maior potencial para gerar porosidade (devido à variação cíclica da geometria do arco), não aumenta a susceptibilidade à formação de poros na soldagem de alumínio comparado com a técnica GMAW Pulsada. Isto é justificado pelo fato da pulsação térmica favorecer uma melhor geometria do cordão e provocar movimento da poça, que facilita o escape dos gases. Além disto, de acordo com Silva e Scotti (2001), a técnica com pulsação térmica reduz a susceptibilidade à trinca de solidificação, também quando comparado com a técnica MIG Pulsado ao soldar alumínio. A razão estaria na constante interrupção da frente de solidificação, dificultando a segregação. Porém, podem existir condições paramétricas (provável com baixo ΔI) em que os processos teriam o mesmo desempenho.

Scotti e Ponomarev (2008, p.215) dizem que para se garantir um comprimento de arco constante na soldagem MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica, a velocidade de alimentação também deve variar em fase com as variações cíclicas de corrente médias da base e do pulso térmicos. Para isto, demanda-se um sistema de alimentação com resposta dinâmica alta, o que faz com que não sejam utilizados necessariamente os mesmos alimentadores do MIG/MAG convencional. Esses autores citam ainda que a Figura 2.2 ilustra um caso em que a resposta do alimentador não era suficientemente alta, de tal forma que mesmo depois da transição de corrente (consequentemente do consumo) do pulso térmico para a base térmica, a V_a permaneceu alta durante alguns instantes. Este período de transição defasado entre I_m e V_a fez com que o arco encurtasse e provocasse curto-circuito.

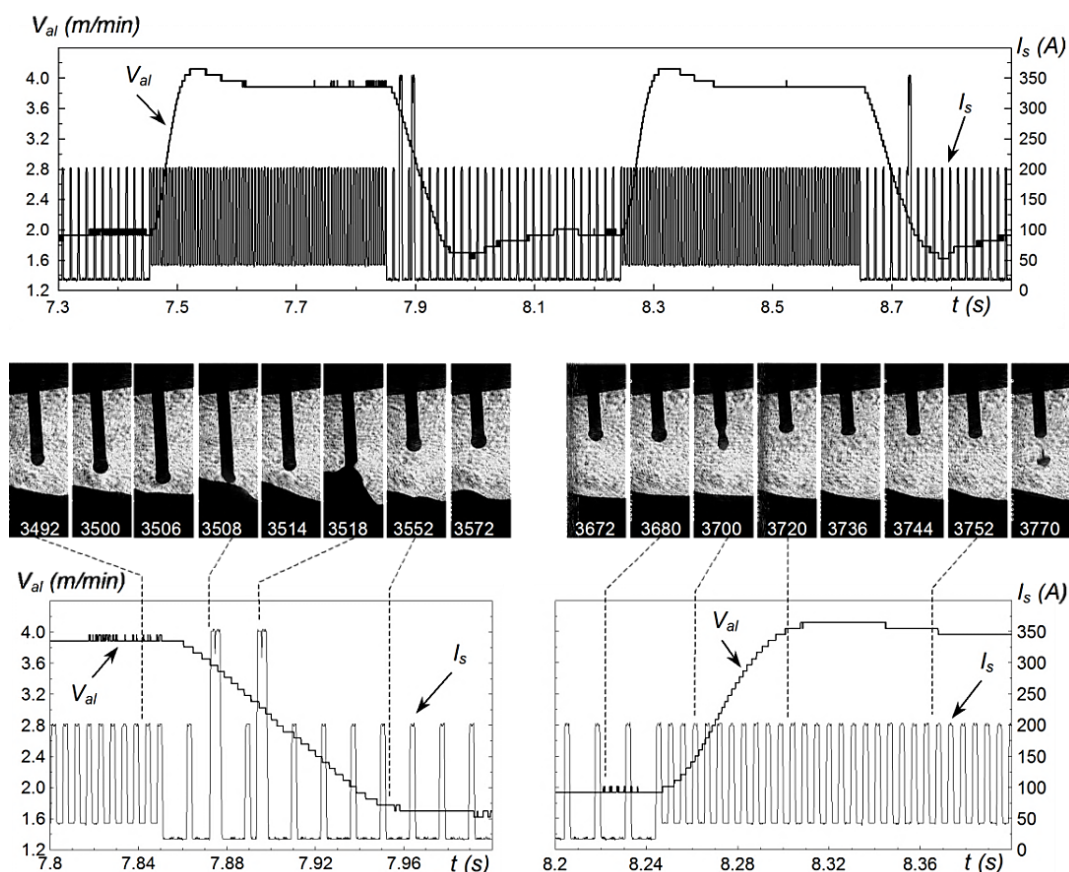
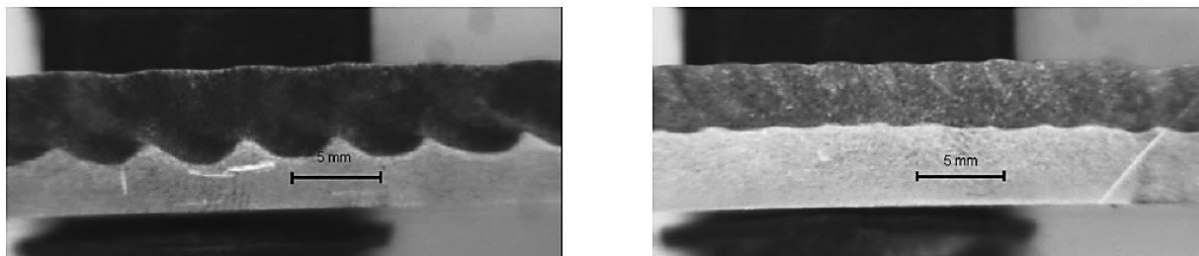


Figura 2.2 – Parte superior: sinais da velocidade de alimentação do arame-eletrodo e da corrente no processo MIG/MAG-PPT, indicando um retardo na resposta da V_a frente à variação das correntes médias de pulso térmico e base térmica; Parte inferior: comprimento de arco durante as fases de transição da base térmica para o pulso térmico (à esquerda) e vice-versa (à direita) – (Arame da liga do alumínio 4043, diâmetro de 1,0 mm; gás de proteção – argônio puro) (SILVA, 2003)

Praveen; Yarlagadda; Kang (2005) dizem que a alimentação de arame pulsado produz taxa de aceleração e desaceleração defasadas, resultando em ondulações no cordão de solda. Durante a fase de aceleração, energia do arco cresce e atinge melhor penetração de solda. Em fase de desaceleração, a energia do arco reduz e estabiliza a poça de fusão.

A possibilidade da soldagem de chapas finas, empregando a pulsação térmica, está relacionada com a alteração na tensão superficial e viscosidade da poça entre os períodos de pulso e de base térmica, isto é, na fase de pulso térmico haverá uma fusão mais efetiva (maior penetração), enquanto que na base térmica ocorrerá um “resfriamento” da poça (menor penetração). Esta característica de variação de penetração foi observada por Threadgill (1979), Barra (1998) e Silva; Scotti (2001) na avaliação da pulsação térmica sobre o perfil de diluição. A Figura 2.3 apresenta o perfil variado de diluição longitudinalmente ao cordão. Silva e Scotti (2001), utilizando mapas de grau de qualidade, observaram que o perfil ondulado de diluição (Figura 2.3 a esquerda), na soldagem MIG/MAG-P com pulsação térmica, tende a desaparecer com a redução no período de base térmica (Figura 2.3 a direita).



Figuras 2.3 – Diferentes formatos da penetração ao longo do cordão de solda, em função das combinações dos tempos de pulso térmico e base térmica: à esquerda, penetração ondulada; à direita, penetração praticamente uniforme (SILVA; SCOTTI, 2001)

2.2. Modos de transferência metálica

Existem várias formas pelas quais a transferência metálica ocorre em uma soldagem MIG/MAG e a forma de transferência tem grande influência sobre as características do processo. Em sua introdução do processo, Scotti; Ponomarev; Lucas (2012) descrevem que a primeira classificação desses modos de transferência pelo Instituto Internacional de Soldagem (IIW, 1976) foi criada há mais de 30 anos e ainda é usada por vários pesquisadores. Apesar do seu mérito, esta classificação não inclui os tipos de transferência

controlada (recentes), nem os modos de transferência de metal detectados com aplicação de tecnologias de medição sofisticadas.

Scotti; Ponomarev; Lucas (2012) relatam que membros do IIW chegaram a um consenso em relação a uma nova classificação da transferência metálica, contendo duas classes, ou seja, “*Transferência Metálica Natural*” e “*Transferência Metálica Controlada*”. Mas esses autores propõe a inclusão de uma classe adicional para aplicação científica desta classificação. A “*Transferência Metálica Intercambiável*” é incluída para cobrir aqueles modos que possuem alterações periódicas de transferência provocada por alterações nos parâmetros de soldagem (um comportamento “autofágico”). A classificação orientada para a utilização científica proposta por Scotti; Ponomarev; Lucas (2012) está resumida na Figura 2.4, cujas características principais são:

- I. A classe da “*Transferência Metálica Natural*” contém os modos que ocorrem sem qualquer controle adaptativo dos parâmetros de soldagem (por exemplo, tensão do arco, corrente de soldagem, velocidade de alimentação, indutância). Assim, a transferência de gota é principalmente afetada por um balanço resultante das forças físicas que atuam sobre a gota. Dois grupos diferentes podem ser encontrados dentro da classe da transferência Metálica Natural. O primeiro é regido por transferência de “contato” da gota, enquanto o segundo demonstra uma transferência de “vôo – livre” da gota para a poça de fusão;
- II. A classe da “*Transferência Metálica Controlada*” consta de modificações impostas sobre os modos naturais para a obtenção de melhores características do processo de soldagem, tais como a redução de respingos, o controle da geometria do cordão de solda, a estabilização do calor imposto e assim por diante. Assim, o balanço das forças que regem a transferência ainda prevalece, mas as forças são controladas e/ou modificadas deliberadamente;
- III. A “*Transferência Metálica Intercambiável*” descreve uma classe de modos que ocorrem com dois ou mais modos de transferência natural, acontecendo em uma sequência periódica repetitiva, uma após a outra, como consequência do anterior. Não há interferência do operador ou sistema de controle adaptativo.

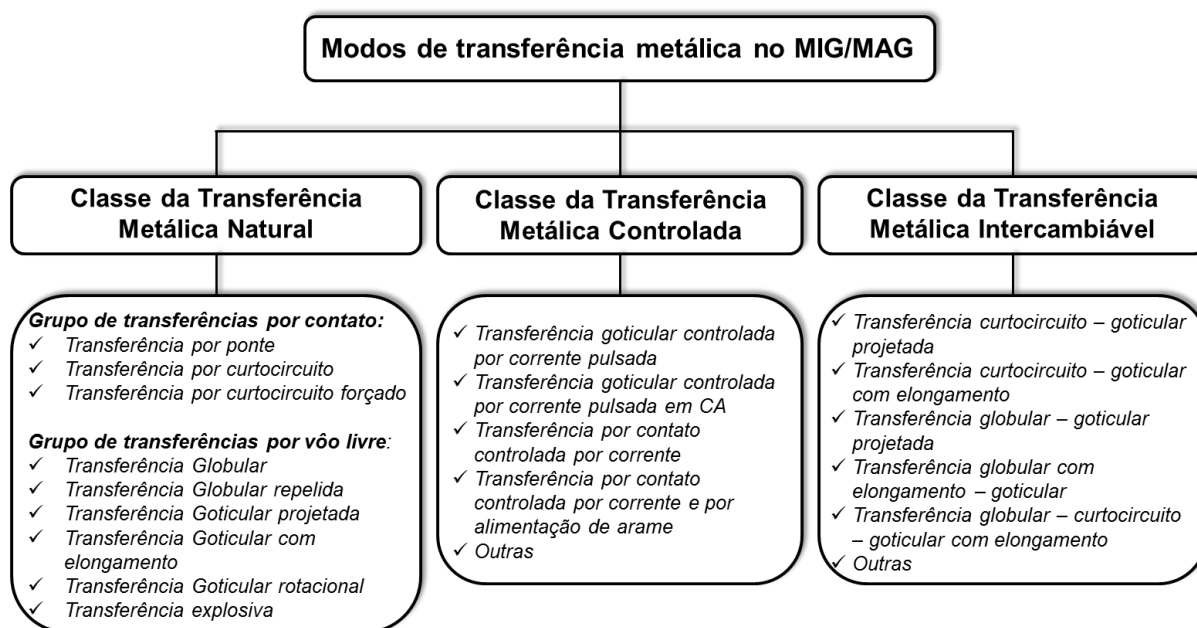


Figura 2.4 – Classificação transferência de metal proposta (traduzido de SCOTTI; PONOMAREV; LUCAS, 2012)

A maneira pelo qual o material é transferido, afeta fortemente a estabilidade do processo, o “molhamento” do metal de base, a possibilidade de soldagem em várias posições, a quantidade de respingos gerada, a qualidade/geometria da solda e a aparência superficial do cordão de solda (NORRISH; RICHARDSON, 1988 e OGUNBIYI; NORRISH, 1997).

2.2.1. Obtenção e controle da transferência metálica em arco pulsado

O modo de transferência a arco pulsado é caracterizado pela intercalação entre uma corrente baixa (chamada corrente de base) e uma corrente alta (chamada corrente de pulso), num valor acima da corrente de transição, para que ocorra a transferência do tipo goticular (spray). Na Figura 2.5 pode-se visualizar a forma teórica de uma onda por corrente pulsada. Norrish (1992) e Subramaniam et al., (1998) citam que a corrente de base é necessária para manter o arco aceso, promovendo o aquecimento do eletrodo por efeito Joule e proporcionando limpeza catódica. Esta transferência de metal é classificada como transferência metálica controlada, como visto no Item 2.2 anterior. Koch e Welz (1996) descrevem em detalhe cada fase de pulso esquematizada na figura como:

- Fase 1 – a corrente de base serve principalmente para manter o arco aberto e pré-aquecer o material de base e o eletrodo;
- Fase 2 – a subida da corrente para o nível de corrente de pulso;

- Fase 3 – o estrangulamento do material fundido na ponta de eletrodo;
- Fase 4 – a descida da corrente e separação da gota do eletrodo;
- Fase 5 – a gota foi transferida para a poça de fusão.

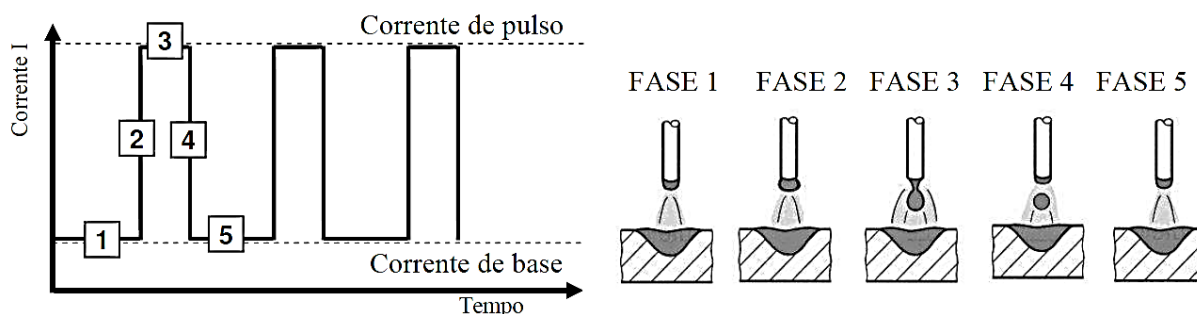


Figura 2.5 – Representação esquemática de uma onda do tipo corrente pulsada e da transferência do metal (BAUM; FICHTER, 1999)

O Centro para Pesquisa e Desenvolvimento de Processos de Soldagem (Laprosolda) da Universidade Federal de Uberlândia (UFU) desenvolveu um sistema para monitorar e/ou controlar a transferência de metal na soldagem MIG/MAG Pulsado, baseado na luminosidade do arco (Figura 2.6). Wang e Li (1997) afirmam que os fatores que afetam a luminosidade do arco são a corrente de soldagem, a tensão do arco, o comprimento do arco e o raio do plasma. Scotti e Ponomarev (2008, p.172) descrevem e ilustram como acontecem as alterações do comprimento do arco (e consequentemente da sua luminosidade) durante o ciclo de destacamento de uma gota no processo MIG/MAG Pulsado pela Figura 2.7. Na fase (I), a corrente é baixa (chamada de corrente de base) e consequentemente a luminosidade também. Na fase (II), a corrente é aumentada (para a denominada corrente de pulso), fazendo crescer coerentemente a luminosidade (tanto porque o arco cresce de tamanho - maior taxa de fusão para mesma velocidade de alimentação, como pela maior corrente em si). À medida que a gota cresce, a luminosidade vai caindo, como esquematizam as ilustrações (a) e (b) da Figura 2.7, atingindo seu mínimo num momento pouco antes do destacamento (fase III). Neste instante, devido ao empescoçamento da gota decorrente do efeito “*Pinch*”, o arco sobe subitamente para a ponta do eletrodo (ilustração (c)), fazendo com que a luminosidade volte a crescer (fase IV). Para mais informações sobre a aplicação desta técnica de monitoramento de transferência do arco, sugere-se os trabalhos de Ojo; Scotti (2005) e Paula; Ojo; Scotti (2005).

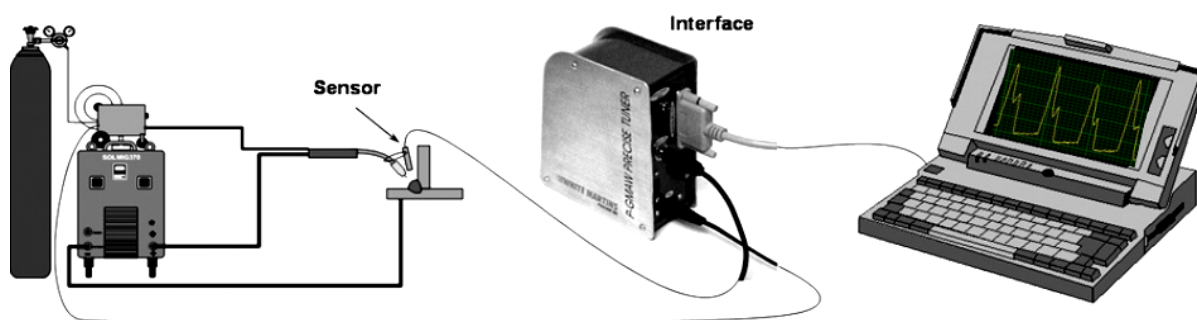


Figura 2.6 – Instrumentação do sistema de monitoramento e/ou controle de transferência pulsada no processo de soldagem MIG/MAG Pulsada com base na análise do sinal da luminosidade do arco (MIRANDA; SCOTTI; FERRARESI, 2007)

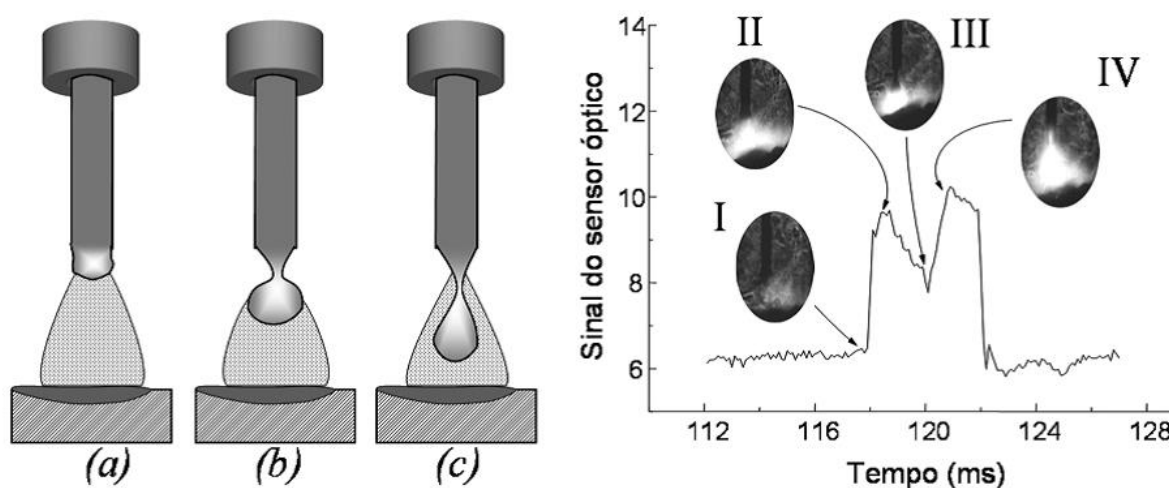


Figura 2.7 – Ilustração da alteração do comprimento e, respectivamente, da luminosidade do arco durante a formação e o destacamento da gota na fase de pulso na soldagem MIG/MAG Pulsada (MIRANDA; FERRARESI; SCOTTI, 2004)

A maior dificuldade encontrada com a utilização da corrente pulsada é a correta seleção do pacote operacional ótimo (I_b , t_b , I_p e t_p). A dificuldade pode ser explicada pela característica do modo pulsado ser estável somente se o pacote selecionado estiver, de acordo com Uerguri; Hara; Komura (1985), localizado dentro de uma determinada região denominada de “região ótima”, como mostrado na Figura 2.8. Barra (2003) informa que fatores como o tipo de onda de pulso (retangular, trapezoidal ou exponencial) e a dinâmica da fonte e do sistema de alimentação do arame se caracterizam como pontos críticos no êxito deste modo de transferência controlada. Esse autor cita ainda que para que o pacote a ser empregado garanta um processo de transferência metálica estável e necessário que sejam satisfeitas três condições:

- Igualdade entre a taxa de alimentação (T_{xa}) e a taxa de fusão (T_{xf}) do arame;
- Destacamento de apenas uma gota por pulso e com diâmetro aproximadamente igual ao do eletrodo;
- A corrente de base deverá ter um valor necessário à manutenção do arco.

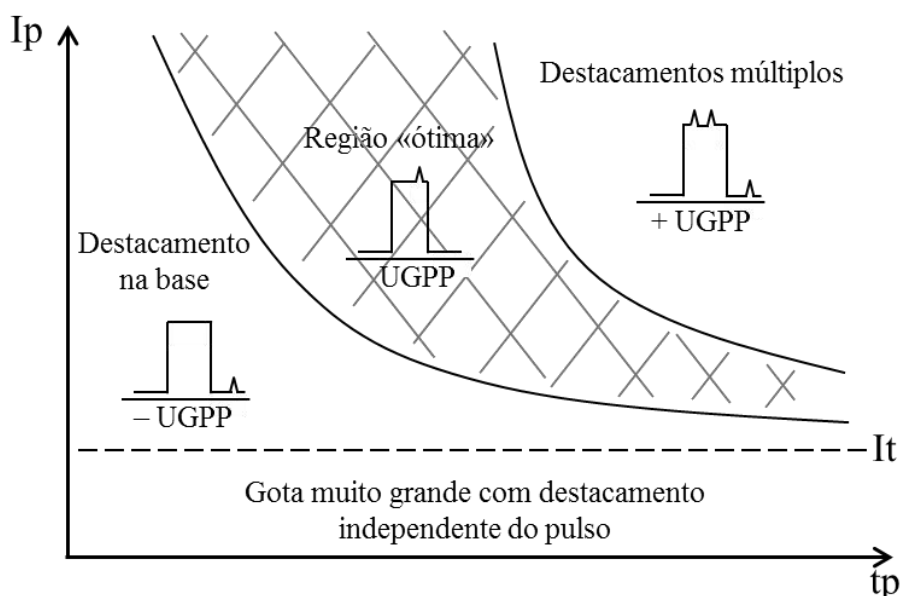


Figura 2.8 – Condições de transferência em função dos níveis de I_p e t_p selecionados (adaptado de ALLUM, 1985)

Vários autores (NIXON; NORRISH, 1988; DUTRA, 1989; LARSEN, 1991; SCOTTI, 1991 e SCOTTI; PONOMAREV, 2008, p.190) dizem que o melhor controle da transferência é obtido com o destacamento de uma gota, com diâmetro próximo ao do eletrodo, a cada pulso da corrente. Autores subsequentes (WASZINK; PIENA, 1986; KIM; EAGAR, 1993; MACHADO, 1996; MANAMI; DUTRA; GOHR JÚNIOR, 1996; NEMCHINSKY, 1998; BALSAMO, 2000; MIRANDA, 2002; FEDKO, 2004; WANG; HUANG; ZHANG, 2004; PRAVEEN; KANG; YARLAGADDA, 2006; SCOTTI; PONOMAREV, 2008, e FOMICHEV et al., 2012) dizem que a melhor forma de transferência metálica em arco pulsado é de uma gota por pulso (UGPP). Scotti e Ponomarev (2008, p.190) dizem ainda que além de ser UGPP, a mesma deve ser ao final do pulso. Eles explicam que durante a fase de pulso, uma ou mais gotas podem ser formadas e transferidas. Entretanto, tem sido universalmente aceito que a condição mais estável de transferência se dá quando se tem uma gota por pulso (idealmente ao final do pulso), com diâmetro próximo ao diâmetro do eletrodo. Tempos de pulso mais longos do que o necessário resultam em perda de controlabilidade da transferência. Amin (1981) e Allum (1983) verificaram que uma gota é destacada a cada pulso de corrente.

Quando a transferência não se apresenta durante o pulso, ou quando se apresenta mais de uma gota por pulso, o perfil do sinal luminoso é diferenciado, conforme a Figura 2.9. Esta diferença permite ao operador regular seu equipamento para fornecer uma gota por pulso através da imagem no visor do computador.

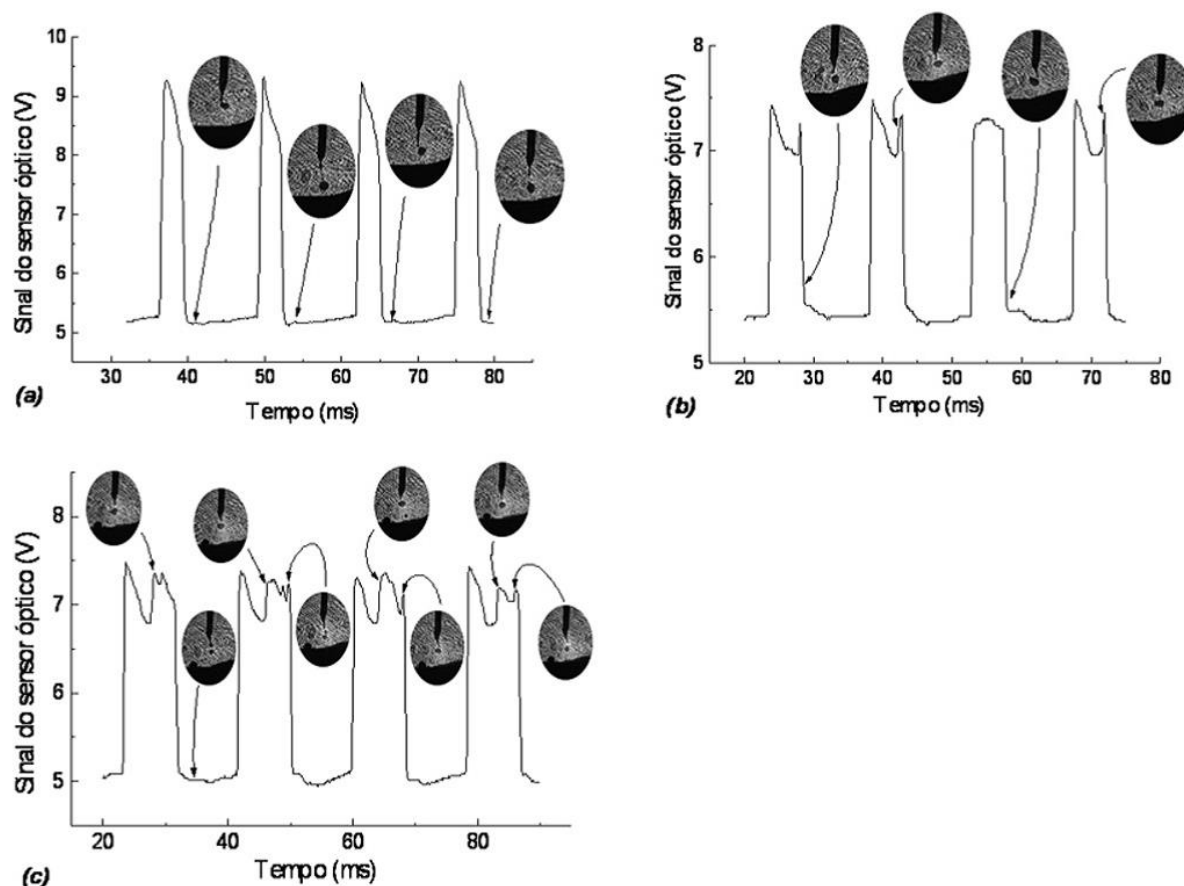


Figura 2.9 – Ilustração do sinal do sensor óptico para transferência de: (a) – “uma gota por pulso” – destacamento no início da base; (b) – “uma gota por pulso” – destacamento no final do pulso para o início da base; (c) – “duas gotas por pulso” – destacamento de uma gota no meio do pulso e uma no final do pulso para o início da base (MIRANDA; SCOTTI; FERRARESI, 2007)

2.3. Formação da poça de fusão em soldagem a arco

Uma poça de fusão é formada durante a soldagem de um material metálico, como ilustra a Figura 2.10. Ela consiste da mistura dos metais de base e de adição. As dimensões da poça depois de formada e solidificada determinam a geometria do cordão (largura (L), reforço (R), profundidade de penetração (P), como ilustrado na vista à esquerda da Figura 2.10).

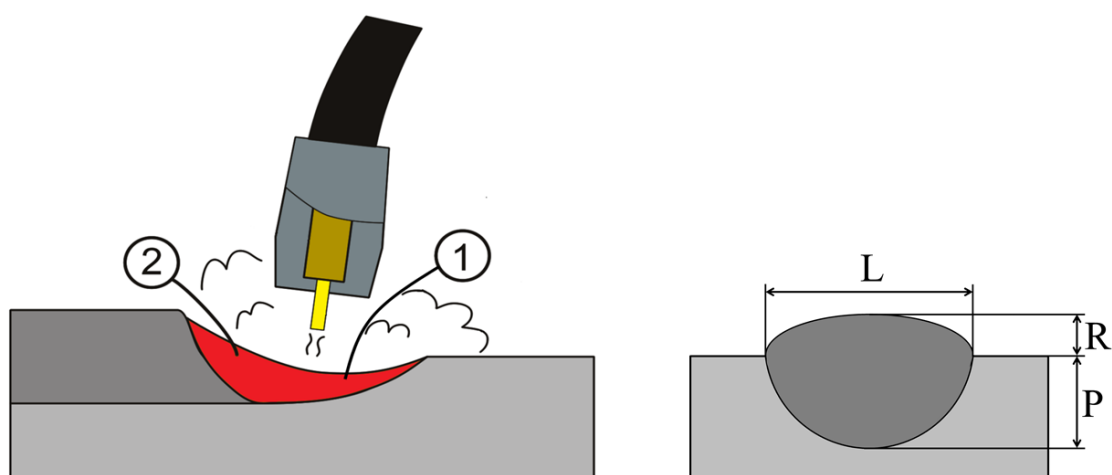


Figura 2.10 – Poça de fusão e cordão: 1 = região dianteira; 2 = região traseira; L = largura; R = reforço e P = profundidade de penetração (adaptado de PETROV; TUMAREV, 1977, p.264)

Matsuwana e Nishiguchi (1979) dizem que pressão do arco é a responsável pela penetração máxima dos depósitos (penetração primária ou em forma de dedo "finger shape", ilustrado na Figura 2.11). O calor acumulado no metal fundido, que com o tempo se transfere ao metal de base, predominantemente por condução, é apontado por Ishizaki (1980) como sendo responsável pela penetração secundária (Figura 2.11), que se forma nas proximidades da penetração primária.

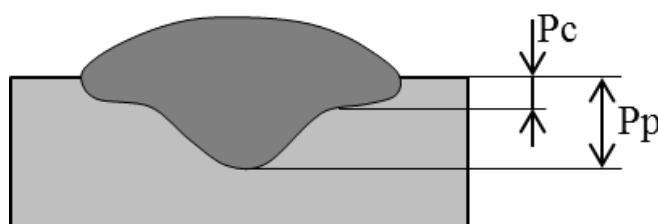


Figura 2.11 – Representação esquemática penetração primária (P_p) e penetração secundária (P_c)

Gurev e Stout (1963) verificaram que a penetração primária variou proporcionalmente com a corrente e inversamente com a tensão e com a velocidade de soldagem. Por outro lado, a secundária se relacionou diretamente com a tensão e não apresentou variações significativas com a corrente. No entanto, com aumento da velocidade de soldagem, esses autores verificaram comportamentos distintos para essa penetração, em função do tipo de transferência. Na transferência por curto-circuito, velocidade e penetração secundária variaram no mesmo sentido e, na globular, aumentos na velocidade

resultaram em reduções nessa penetração. Os autores verificaram que a largura dos cordões aumentou com o aporte de energia.

Para um determinado material, a poça de fusão pode ser ilustrada pela Figura 2.12. De acordo com Savage (1980), a linha ADB representa a frente de fusão, onde ocorre a fusão do metal base. A linha ACB indica a frente de solidificação, onde ocorre a solidificação da solda. A velocidade de solidificação em um ponto na frente de solidificação é dada por (Equação 2.1):

$$|\vec{R}_s| = |\vec{V}_s| \cdot \cos\theta \quad (2.1)$$

Onde:

R_s – velocidade de solidificação;

V_s – velocidade de soldagem;

θ – ângulo entre a normal no ponto considerado e o vetor velocidade de soldagem.

Esta relação mostra que a velocidade de solidificação (R_s) da poça varia de zero, nas bordas da poça (pontos A e B), até o valor de velocidade de soldagem (V_s), no centro do cordão (ponto C).

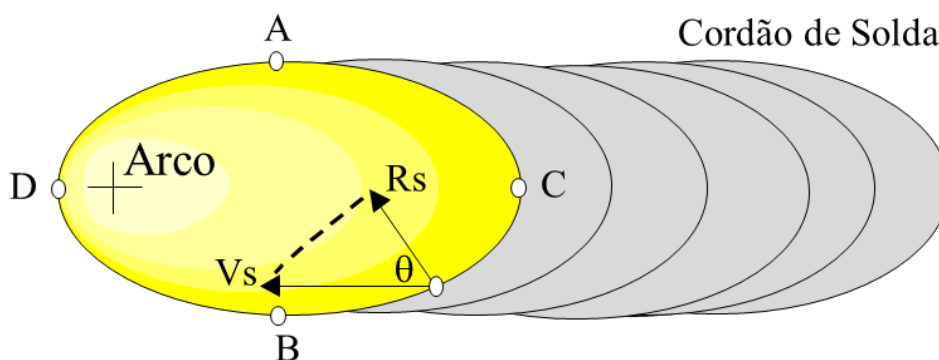


Figura 2.12 – Ilustração de uma poça de fusão (adaptado de SAVAGE, 1980)

De acordo com vários autores, como Paton (1974, p.63), Vasiliev et al., (1978, p.25), Dumov (1987, p.72) e Volchenko et al., (1988, p.170), o formato e as dimensões da poça de fusão são determinados pelos limites da superfície isotérmica do campo térmico tridimensional, correspondente à temperatura de fusão do metal, como ilustrado na Figura 2.13. A temperatura da poça não é constante, ou seja, na sua parte dianteira, o metal é aquecido acima da temperatura de fusão (sob o efeito da fonte de calor), enquanto na parte traseira a temperatura é próxima ao ponto de fusão do metal de solda.

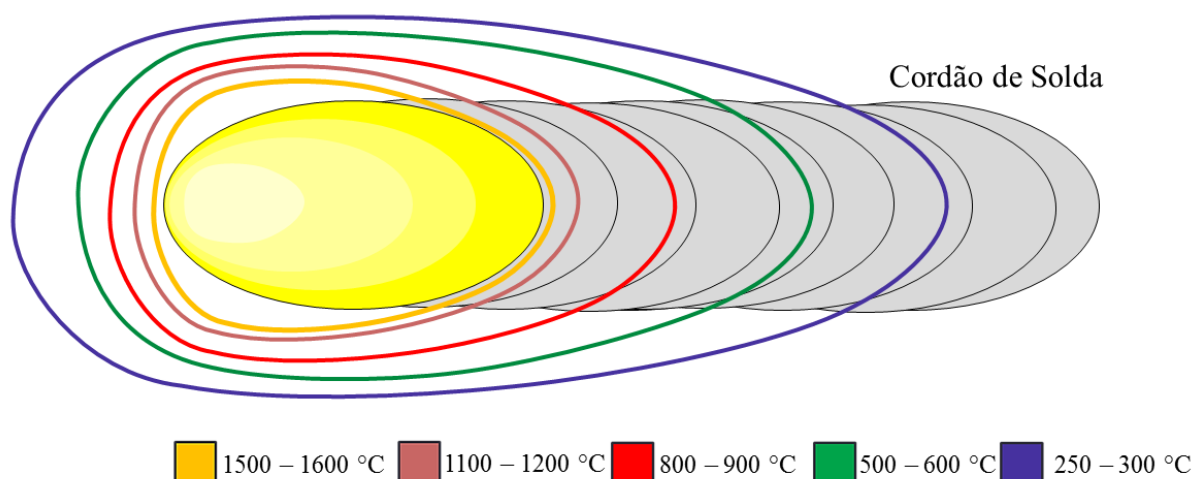


Figura 2.13 – Forma e posição das isotermas da região da poça (adaptado de RYKALIN, 1951, p.78, também apresentado em VLADIMIRSKY et al., 1960, p.13; PATON, 1974, p.63; VASILIEV et al., 1978, p.25; DUMOV, 1987, p.72 e VOLCHENKO et al., 1988, p.170)

Assim na soldagem de um determinado material, o formato da poça de fusão permanece constante caso não ocorram variações na velocidade de soldagem, na intensidade da fonte de energia, nas condições de dissipação de calor e nem perturbações devidas à transferência de metal de adição. O formato da poça de fusão influencia diretamente a estrutura de solidificação da zona fundida e mudanças neste formato, devidas, por exemplo, a variações nos parâmetros de soldagem, podem alterar esta estrutura.

Vários autores (KOU; LE, 1988; DAVID; VITEK, 1989; WAINER; BRANDI; MELLO, 1992; ZACHARIA et al., 1995; LAMPMAN, 1997; LANCASTER, 1999 e KOU, 2003, p.176) dizem que dois formatos básicos para a poça são tipicamente observados em soldagem, a elíptica e a em gota. De acordo com eles, o primeiro caso (poça de fusão elíptica) é característica de baixas velocidades de soldagem (parte (a) e (b) da Figura 2.14). Neste caso, a orientação da frente de solidificação muda progressivamente da linha de fusão até o centro do cordão. Como resultado, cada grão encontrará sempre condições ótimas para o seu crescimento e um maior número de grãos terá condições de sobreviver durante a solidificação. O segundo caso (poça de fusão em gota) ocorre para valores maiores da velocidade de soldagem (parte (c) e (d) da Figura 2.14). A frente de solidificação tem uma orientação relativamente constante em relação à direção de soldagem, o que favorece o crescimento, desde a linha de fusão até o centro da solda, somente dos grãos inicialmente orientados em relação à direção de soldagem. A solidificação se desenvolve como duas paredes, uma de cada lado do cordão, que se deslocam e se encontram no meio deste.

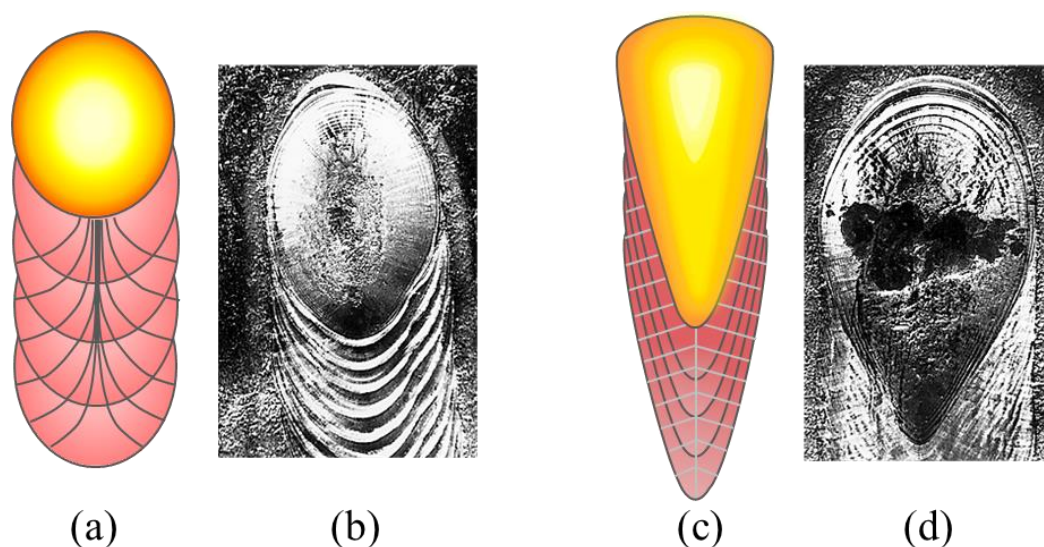


Figura 2.14 – Formatos comuns da poça de fusão em processos mecanizados: (a) – elíptica; (b) – cratera formada a partir de uma poça elíptica; (c) – em gota e (d) – cratera formada a partir de uma poça em gota

2.4. Influência das forças atuantes na geometria da poça de fusão em soldagem a arco

Durante a soldagem com arco elétrico, várias forças podem atuar sobre a poça de fusão e governar a geometria do cordão. Nesta análise é preciso separar as forças que movimentam a poça em:

- a) Forças Externas: as que agem no sentido de criar uma depressão da poça e fazendo com que o calor seja transferido para o material de forma mais eficiente (mais próximo do metal do fundo), a saber:
 - Jato de plasma;
 - Campo magnético na superfície;
 - “*Momentum*” das gotas;
 - Força da gravidade.

Scotti e Ponomarev (2008, p.31) apontaram que devido à corrente passando através do plasma e ao seu próprio campo magnético, surgem as forças radiais no sentido do centro da coluna de plasma (Força de Lorentz), por pressão em cada elemento de área. Scotti e Ponomarev (2008, p.31) dizem que quanto maior a corrente ou quanto menor o diâmetro da seção da coluna do arco, para uma mesma intensidade de corrente, maior a pressão. De acordo com Vinogradov (1997, p.34), a força do campo magnético é proporcional ao

quadrado da corrente de soldagem. Scotti e Ponomarev (2008, p.31) explicam que como as colunas típicas de arcos de soldagem tomam a forma tronco-cônica (Figura 2.15), surge uma maior pressão eletromagnética na região restrita e menor na região mais larga da coluna de plasma. Esta diferença da pressão eletromagnética provoca o deslocamento do gás ionizado na direção da menor pressão (Figura 2.15). Citam ainda que o jato de plasma age no sentido de arrastar as gotas em transferência, jogando mais calor para chapa. Mas age também, principalmente, empurrando para os lados o metal líquido da poça fundida, facilitando a ação térmica da região catódica (ou anódica) no material de base, com influência sobre a distribuição da transferência de calor e sobre a geometria do cordão de solda (profundidade de penetração e largura).

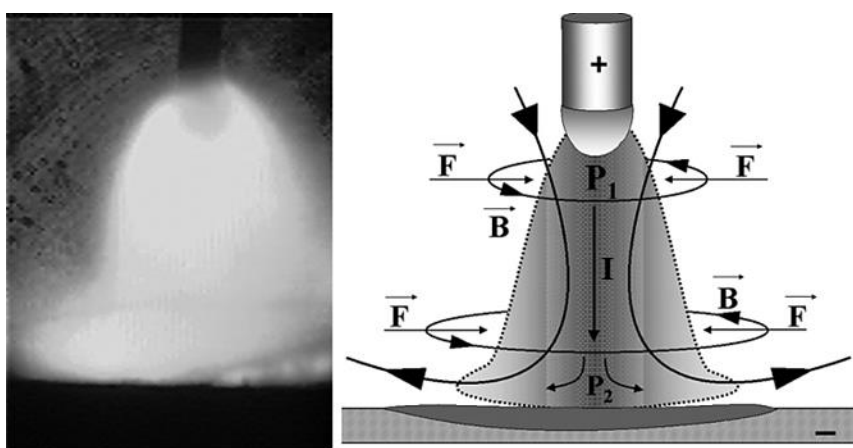


Figura 2.15 – À esquerda, ilustração de um arco de soldagem com eletrodo consumível, caracterizando seu formato tronco-cônico; à direita, representação esquemática da geração do jato de plasma em função das diferenças de pressão ($P_1 > P_2$) exercidas pela resultante das forças eletromagnéticas geradas pela intercessão da corrente de soldagem (I) com o campo magnético (B) (SCOTTI; PONOMAREV, 2008, p.31)

Mas a pressão junto da chapa (P_2 , na Figura 2.15), que é responsável juntamente com a pressão junto ao eletrodo (P_1 , na Figura 2.15) pelo jato de plasma, também age isoladamente sobre a superfície da poça (lembrando que pressão é uma grandeza escalar), completando o efeito de descolamento da poça e facilitando a ação térmica da região catódica (ou anódica) no material de base. Scotti e Ponomarev (2008, p.80) dizem que, para essa pressão dos campos magnéticos na superfície da poça, quanto maior e mais concentrada a corrente, maior a pressão. E que por ser a pressão uma grandeza escalar a pressão magnética que age sobre a superfície da poça é também significativa para empurrá-la. Acredita-se que, para valores baixos de corrente (menos de 100 A), o efeito da pressão

devido aos campos magnéticos supere até o efeito do jato de plasma (que também é devido aos campos magnéticos, mas de uma forma diferenciada).

Scotti e Ponomarev (2008, p.80) citam ainda que o mecanismo relacionado como efeito do momentum é causado pelas gotas impingindo sobre o metal fundido (poça de fusão). Estas gotas, ao se chocarem com a poça, transferem sua quantidade de movimento, conhecido também por *momentum* (massa × velocidade), para a superfície da poça. A quantidade de movimento de uma gota (M_{gota}) pode ser estimada pela Equação 2.2:

$$M_{gota} = \rho \pi \frac{d_m^3}{6} V_{cheg} \quad (2.2)$$

Onde:

ρ – é a densidade do metal da gota fundido;

d_m – o diâmetro médio da gota;

V_{cheg} – a velocidade média da gota chegando à poça.

Os autores dizem que como as gotas ocorrem em sequência, a transferência da quantidade de movimento se dá continuamente ao longo do tempo. Assim, para uma dada frequência média de destacamento das gotas “f”, pode-se calcular a força “F” que atua sobre a poça de fusão devido ao impacto das gotas pela Equação 2.3. Se esta força “F” for dividida pela velocidade de soldagem, é possível chegar ao que se pode chamar de “Quantidade de Movimento Transferido por Unidade de Comprimento de Solda” ou “Quantidade de Movimento Efetiva”, aqui representada por M_{efet} , dada pela Equação 2.4. Quanto maior o tamanho, a velocidade de chegada e a frequência de transferência destas gotas e menor a velocidade de soldagem, maior seria a M_{efet} .

$$F = M_{gota} \cdot f \quad (2.3)$$

$$M_{efet} = F/V_s \quad (2.4)$$

Scotti e Ponomarev (2008, p.80) encontraram que a velocidade de chegada das gotas é função direta da corrente e do comprimento de arco (parte (a) da Figura 2.16). Mas o diâmetro da gota, por sua vez, é inversamente proporcional à corrente, mas não de forma linear. Ou seja, não é tão óbvio dizer que gotas maiores ou menores vão aumentar ou reduzir a M_{efet} , afetando coerentemente a penetração. Mas, de uma forma geral, pode-se dizer que, na condição de soldagem com correntes acima da corrente de transição, a M_{efet}

se torna maior (parte (b) da Figura 2.16), já que nestes casos a frequência de transferência das gotas aumenta muito (superando o efeito redutivo da formação de gotas progressivamente menores). Mas para correntes muito altas, a frequência da transferência não aumenta tanto quanto se reduz o diâmetro das gotas (efeito como evaporação das gotas, etc.) e a M_{efet} passa a reduzir. Assim, Scotti e Ponomarev apontam que o aumento da corrente até um certo ponto favorece o aumento da penetração mas este passa a ser concorrente em soldagens com correntes bem acima da corrente de transição. Maiores informações são facilmente encontradas em outros artigos, entre eles, Scotti; Rodrigues, 2009a e Scotti; Rodrigues, 2009b.

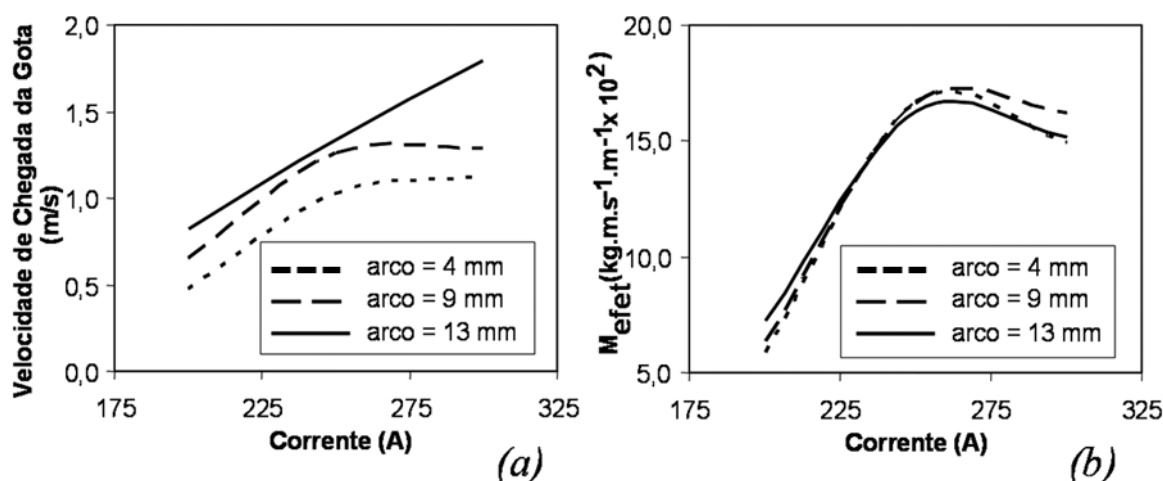


Figura 2.16 – Efeito da corrente e comprimento de arco sobre a velocidade de chegada (a) e a quantidade de movimento efetiva (por unidade de comprimento) das gotas em transferência (b) em soldagem MIG/MAG com arame-eletrodo AWS ER70S-6 de 1,2 mm de diâmetro e gás de proteção Ar + 5% O₂ (SCOTTI e PONOMAREV, 2008, p.82)

A força gravitacional é governada pela dimensão e densidade do material da poça, podendo atuar de forma favorável ou não na retenção do metal líquido, dependendo da posição de soldagem e formato de junta. Na posição plana, a força de gravidade é favorável para uma boa penetração. Nos casos em que a solda é realizada na posição horizontal ou vertical, a força da gravidade age no sentido de fazer a poça escorrer, enquanto na posição sobrecabeça a poça tende a cair. Quanto ao formato da junta, chanfros com abertura de raiz tendem a dificultar a sustentação da poça sob o ponto de vista da gravidade, já que o material fundido pode “vazar” pela abertura.

b) Forças Internas: as forças que criam movimento de fluidos, fazendo troca de calor dentro da própria poça, a saber:

- Força de “*buoyancy*”;
- Forças de Lorentz;
- Tensão de cisalhamento induzida pelo gradiente de tensão superficial na poça;
- Tensão de cisalhamento atuando na superfície pelo jato de plasma.

A possibilidade de que o fluxo do fluido na poça de fusão possa alterar a forma do cordão de solda tem sido reconhecida há muitos anos. Por exemplo, em 1965, Christense; Davies; Gjermundsen (1965) *apud* ASM HandBook (1993, p.56) propuseram que a convecção é parcialmente responsável por desvios nas formas da poça de fusão em relação àqueles previstos por soluções de equações de condução. Gradientes de tensão superficial foram propostos por Ishizaki; Murai; Kanbe (1966) *apud* ASM HandBook (1993, p.56) como potenciais forças motrizes para o fluxo de fluido da poça. Tensão superficial de escoamento de fluidos foi descrita pela primeira vez por Thomson (1855), em 1855, mas o fenômeno é comumente chamado convecção Marangoni, em homenagem ao trabalho de Carlo Marangoni (MARANGONI, 1871 *apud* ASM HANDBOOK, 1993, p.57). Lawson; Kerr (1976) e Lin; Eagar (1985) confirmam que pressão do arco age sobre a superfície da poça, mas o seu efeito sobre o fluxo de fluido é pequeno, especialmente abaixo de 200 A, como nos casos gerais para GTAW.

Kou (2003, p.103) diz que a densidade do metal líquido (ρ) diminui com o aumento da temperatura (T). Como a fonte de calor está localizada acima do centro da superfície da poça (ver Figura 2.17), o metal líquido é mais quente no ponto *a* e mais frio no ponto *b*. O ponto *b* está próximo do limite da poça, onde a temperatura é mais baixa (ponto de fusão). Como mostrado (parte (a) da Figura 2.17), a gravidade faz com que o metal líquido mais denso no ponto *b* afunde. Por conseguinte, o metal líquido cai ao longo do limite da poça e se eleva ao longo do eixo central da poça, como mostra a parte (b) da Figura 2.17.

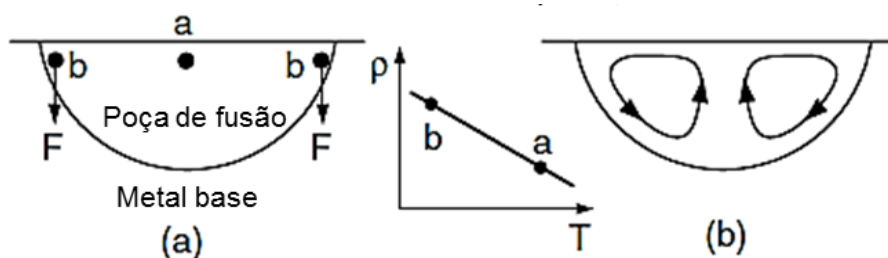


Figura 2.17 – Influência da força de “*buoyancy*” no modo de convecção na poça de fusão (KOU, 2003, p.104)

Kou (2003, p.104) usou o processo GTAW com eletrodo negativo (CC-) como um exemplo para mostrar o efeito das forças de Lorentz. Como observado na Figura 2.18, a corrente elétrica na peça de trabalho converge para o eletrodo de tungstênio (não mostrado) e, por conseguinte, para o centro da superfície da poça. Este campo de corrente convergente, juntamente com o campo magnético que ele induz, provoca uma força de Lorentz para baixo e para dentro, como mostrado (parte (a) da Figura 2.18). Como tal, o metal líquido é empurrado para baixo ao longo do eixo da poça e se eleva ao longo do contorno da poça, como mostra (parte (b) da Figura 2.18). A área sobre a superfície da poça onde a corrente elétrica passa é chamada de ponto anódico (πb^2 , onde b é o raio efetivo da distribuição da densidade de corrente). Quanto menor for o ponto anódico, mais o campo de corrente converge a partir da peça de trabalho (através da poça de fusão) para o ponto anódico e, portanto, maior é a força de Lorentz para empurrar o metal líquido para baixo.

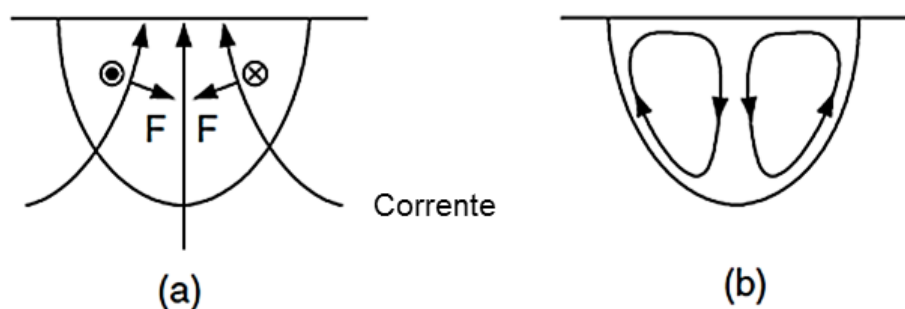


Figura 2.18 – Influência da força de Lorentz no modo de convecção na poça de fusão (KOU, 2003, p.104)

Kou (2003, p.105) ainda descreve a tensão de cisalhamento induzida por uma gradiente de tensão superficial na ausência de agentes ativos. A tensão superficial (γ) do metal líquido diminui com o aumento da temperatura (T), ou seja, $\partial\gamma/\partial T < 0$. Como mostrado (parte (a) da Figura 2.19), o metal líquido mais quente com uma tensão superficial menor no ponto a é puxado para fora através do metal líquido mais frio com uma tensão de superfície mais elevada no ponto b . Em outras palavras, uma tensão de cisalhamento para fora é induzida na superfície da poça pelo gradiente de tensão de superfície ao longo da superfície da poça. Isso faz com que o metal líquido flua a partir do centro da superfície para a borda da poça e retorne abaixo da superfície da poça, como mostra (parte (b) da Figura 2.19). A convecção produzida pela tensão superficial é também chamada de convecção por termocapilaridade ou convecção Marangoni.

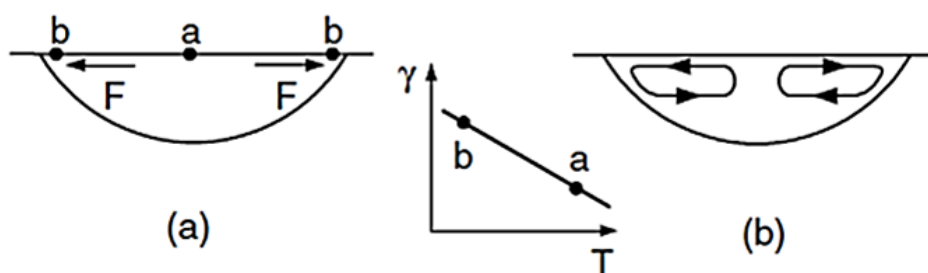


Figura 2.19 – Influência da força tensão superficial no modo de convecção na poça de fusão (KOU, 2003, p.104)

Kou (2003, p.105) finalmente cita e explica também o efeito da tensão de cisalhamento induzido por jato de plasma. O plasma que se move para fora a velocidades elevadas ao longo da superfície da poça (Figura 2.20) pode exercer uma tensão de cisalhamento na superfície da poça para fora, como mostra (parte (a) da Figura 2.20). Esta tensão de cisalhamento faz com que o metal líquido flua a partir do centro da superfície da poça para a sua borda e retorne abaixo de sua superfície, como mostra (parte (b) da Figura 2.20).

Estas forças motrizes são incluídas nas equações governantes ou como condições de contorno nos modelos computacionais de fluxo de fluido na poça de fusão (KOU, 1996). Oreper; Eagar; Szekely (1983) desenvolveram o primeiro modelo bidimensional de fluxo de fluido para poças estacionárias em soldagem a arco. Kou e Sun (1985) desenvolveram um modelo semelhante, mas que permitiu calcular a forma da poça desconhecida. Kou e Wang (1986a; 1986b; 1986c) desenvolveram o primeiro modelo de fluxo de fluido em três dimensões para arcos em movimento e poças de fusão de soldagem a laser. Desde então, inúmeros modelos de computacionais têm sido desenvolvidos para o fluxo de fluido em poças de fusão.

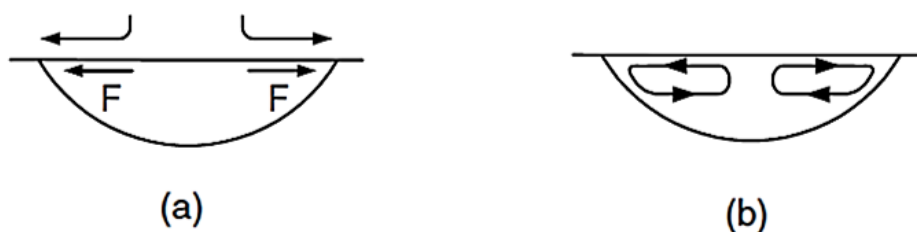


Figura 2.20 – Influência da tensão de cisalhamento no modo de convecção na poça de fusão (KOU, 2003, p.104)

CAPÍTULO III

METODOLOGIA, EQUIPAMENTOS E INSUMOS

3.1. Metodologia geral

A soldagem de passes de raiz sem cobrejunta implica que a poça deve ser formada e solidificada, sem escoamento do metal fundido (ou seja, sem perfuração). A poça é formada a partir do metal base (laterais do chanfro fundidos) e do metal de adição. Pela experiência do grupo Laprosolda, para que um cordão de raiz homogêneo (sem furção) seja formado necessita-se atender a duas condições que parecem ser contraditórias, a saber, de um lado, o calor aplicado tem que ser suficiente para formar um dado volume de poça (necessário para fechar a folga da junta), mas por outro lado, ele tem que ser limitado para permitir que a poça se resfrie rapidamente (aumentando a viscosidade e impedindo o seu escoamento). Pelo raciocínio dos membros do grupo, esta contradição pode ser resolvida aplicando técnicas de soldagem como a alternância térmica (por exemplo, como proposto neste trabalho, o MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica), quando tornar-se-ia possível separar no tempo a ação do pulso térmico (aplicado nas laterais do chanfro) e da base térmica (aplicada na linha central da junta). Se a poça será mantida no lugar ou vai se colapsar, vai depender do balanço das forças atuantes, conforme modelo proposto pela Equação 3.1 e ilustrado pela Figura 3.1.

$$F_{\gamma} \geq F_p + F_{el} + F_m + F_g \quad (3.1)$$

Onde:

F_{γ} – força devido à tensão superficial;

F_p – força do jato de plasma;

F_{el} – força eletromagnética;

F_m – força devido ao momentum das gotas impingentes;

F_g – força da gravidade (= mg).

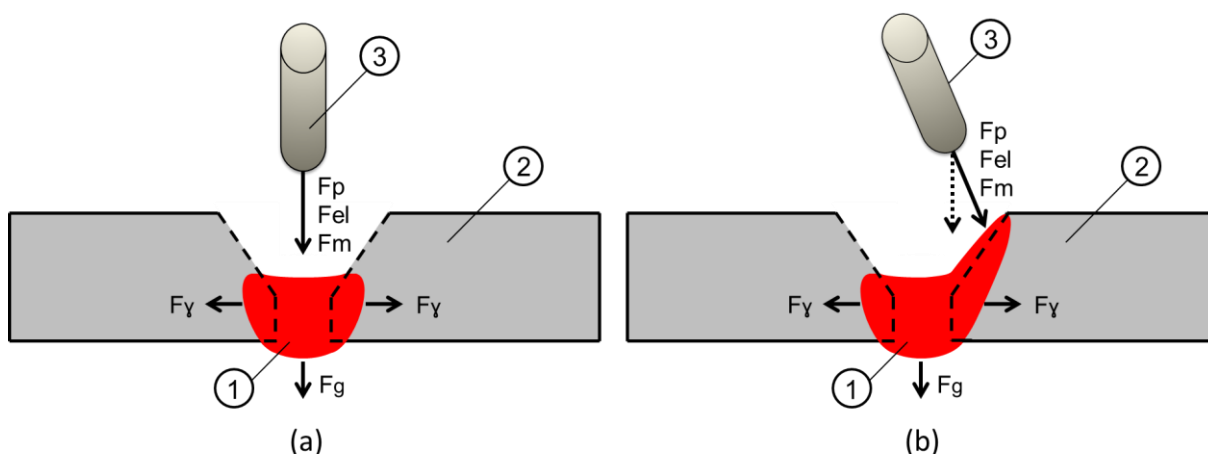


Figura 3.1 – Forças atuantes numa poça durante a soldagem, com o arco por cima da poça (a) e com o arco por cima do lateral (b): 1 = poça de fusão; 2 = metal de base; 3 = tocha

A situação mais crítica é quando a soldagem está sendo realizada na posição plana, ou seja, quando o arco está por cima da poça e cujo jato de plasma atua juntamente com a força da gravidade no sentido de perfurar a poça. Neste caso, a poça se manterá sem ser perfurada se houver o equilíbrio estático entre as forças atuantes (Equação 3.1).

Erokhin; Ishchenko (1967a) e Erokhin; Ishchenko (1967b) *apud* Fedko (2006) propuseram uma outra equação para o equilíbrio das forças agindo sobre a poça de fusão, já levando em consideração a posição espacial da poça (Equação 3.2):

$$G (1 - \cos\alpha) + F_p = F_y \quad (3.2)$$

Onde:

G – peso da poça;

α – ângulo da posição espacial;

F_p – força do jato de plasma;

F_y – força devido à tensão superficial.

Mesmo que a Equação 3.1 pareça lógica, deve ser considerado também um possível efeito dinâmico, ou seja, mesmo se um desequilíbrio estático acontecer, o escoamento da poça não se dá de maneira instantânea. Assim, a viscosidade do material da poça passa a ser um fator de extrema importância. Na verdade, o que se precisa é que a viscosidade da poça seja aumentada para que, mesmo a poça tendo um volume grande (e desequilíbrio a favor do termo à esquerda da citada equação), ela não escorra antes de se solidificar. Normalmente, a viscosidade é controlada pela temperatura da poça de fusão, para uma dada composição (quanto menor temperatura, maior a viscosidade).

Portanto, para se controlar ao mesmo tempo a viscosidade e a introdução de calor, a solução proposta seria aquecer e resfriar periodicamente a poça, permitindo a fusão (nas laterais da junta) e o resfriamento (no meio da junta). Desta forma, a proposta metodológica para este trabalho é controlar a distribuição de calor ao longo da junta durante a soldagem, fazendo com que mais calor seja aportado nas laterais da junta e que menos calor se aporte quando a tocha estiver transitando no espaço entre as laterais da poça. Isso seria possível pela sincronização do tecimento da tocha com a pulsação térmica (pulso térmico com maior energia e base térmica com menor energia). Assim, o resfriamento aqui seria uma redução do calor de aporte no centro da junta em relação ao calor imposto nas laterais e não um resfriamento propriamente dito. Uma vantagem adicional é que, além de aportar menor calor no centro, haverá menos pressão do arco e momentum das gotas em transferência ao mesmo tempo, compensando a força da gravidade na Equação 3.1.

Desta forma, do ponto de vista metodológico, para se alcançar o objetivo principal deste trabalho, ou seja, controlar a poça de fusão pela distribuição de calor e pressão do arco/gotas ao longo da junta durante a soldagem de forma automatizada, foi proposto uma sincronização entre duas condições paramétricas de corrente pulsada e posição da tocha em tecimento trapezoidal. A Figura 3.2 esquematiza os parâmetros de um tecimento trapezoidal, enquanto a Figura 3.3 ilustra a forma de se distribuir o calor e pressão de maneira mais adequada conforme a localização da poça de fusão, ou seja, mais calor e pressão nas laterais e menos na transição entre laterais. Vale lembrar que, a corrente pulsada usada foi do tipo Pulsado com pulsação térmica.

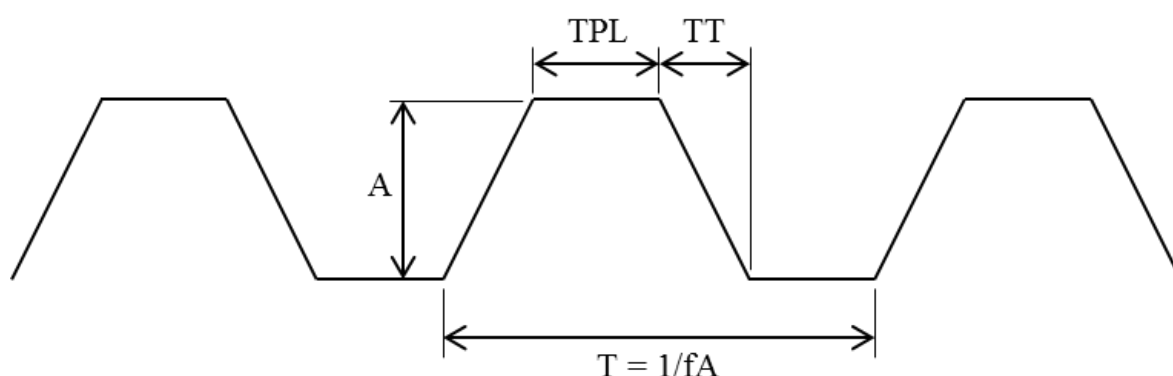


Figura 3.2 – Esquema do perfil de tecimento trapezoidal, apresentando os parâmetros principais: tempo de parada lateral (TPL); tempo de transição (TT); amplitude (A); período (T) e frequência (fA)

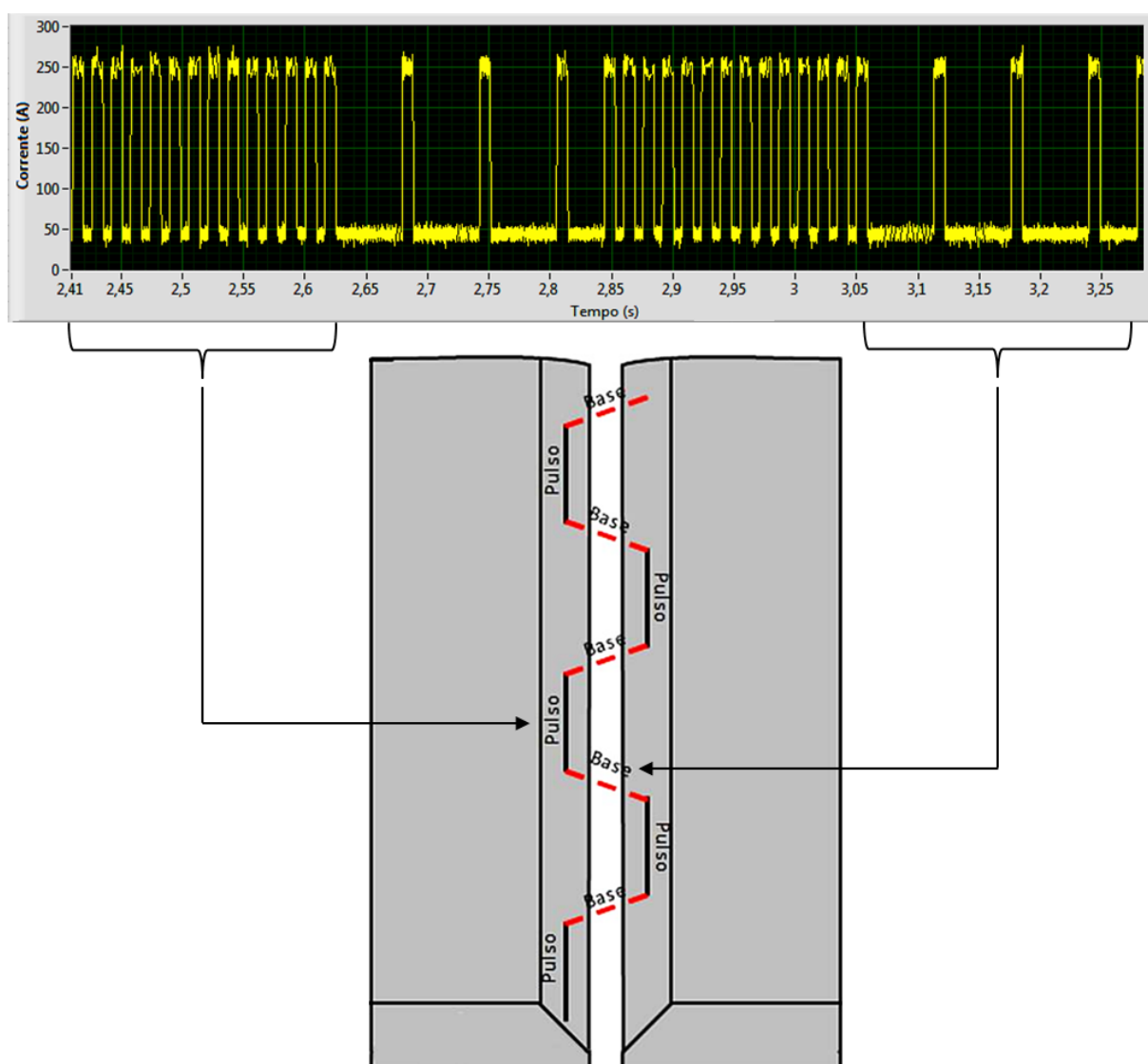


Figura 3.3 – Esquema da sincronização do processo MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica (pulso térmico no tempo de parada lateral e base térmica no tempo da transição) durante tecimento trapezoidal da tocha

Em função dos equipamentos disponíveis, o tecimento trapezoidal da tocha (arco) de soldagem foi feito com uma combinação do movimento de translação (na direção de soldagem) e de um movimento pendular da tocha (na direção transversal à de soldagem), este último ilustrado pela Figura 3.4.

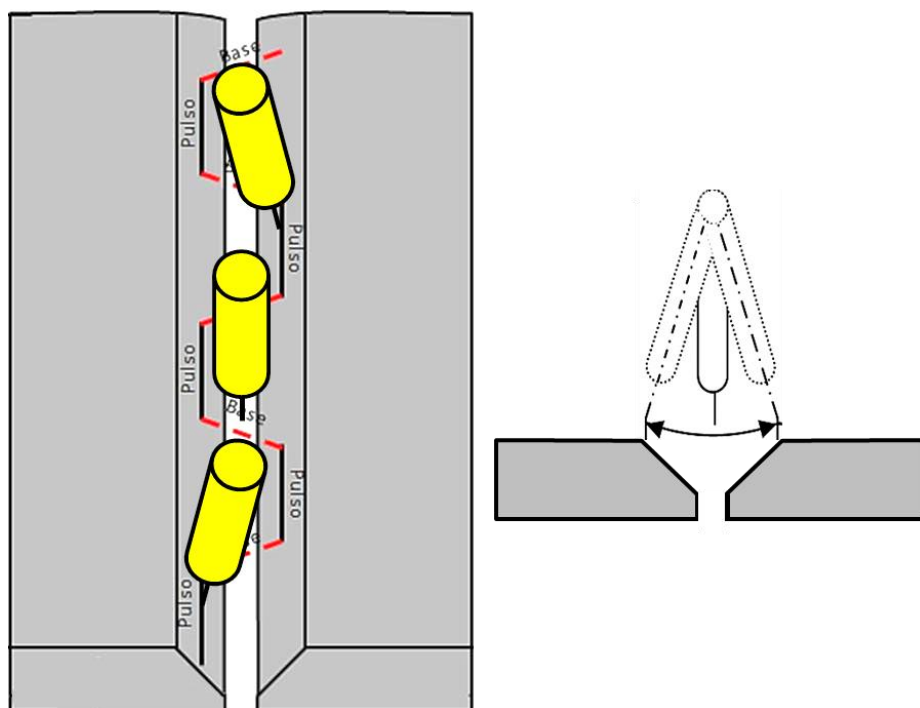


Figura 3.4 – Esquema do movimento pendular da tocha

3.2. Bancada experimental

Os principais componentes da bancada experimental utilizada foram:

- Equipamento de soldagem para troca de parâmetros de forma sequencial e cíclica através de algum sinal digital;
- Mesa de coordenadas ortogonais X-Y com tecimento (para manipulação da tocha de soldagem quanto aos movimentos de translação e tecimento);
- Tocha MIG/MAG automática;
- Interface para sincronizar o tecimento da tocha com os parâmetros de pulso e base térmicos através do comando da fonte de soldagem;
- Sistema de aquisição dos parâmetros de soldagem;
- Detector (sensor de luminosidade) de transferência metálica “P-GMAW Precise tuner” para verificar e controlar a transferência metálica no modo pulsado.

3.2.1. Equipamento de soldagem: fonte e alimentador de arame

Para a realização das soldas com o processos MIG/MAG Pulsado e MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica, utilizou-se uma fonte de soldagem da linha DIGIPlus A7 (Figura 3.5). De acordo com o fabricante (IMC, 2012), esta família de fontes possui um avançado processador ARM de 32 bits, o que permite operar com diversas modalidades de

soldagem com elevado desempenho no controle do arco e da transferência metálica, com capacidade de corrente de até 450 A. A Tabela 3.1 traz as principais características técnicas deste equipamento.



Figura 3.5 – Fonte de soldagem DIGIPlus A7 e alimentador de arame STA-20

Tabela 3.1 – Características técnicas de fonte de soldagem DIGIPlus A7 (IMC, 2012)

Capacidade de Corrente	450 A
Tensão de alimentação trifásica	220/380/440
Tensão em vazio (configurável de fábrica)	50/68/85 V
Corrente a 100 % de fator de carga	280 A
Potência nominal	10 kVA
Faixa de corrente	5- 450 A
Corrente nominal por fase (220/380/440)	26/15/13 A
Ripple de corrente	8 A
Fator de Potência	0,94

Tão importante quanto a escolha dos tipos de sensores, a fonte de soldagem a ser controlada é um ponto crucial no projeto. A grande maioria dos fabricantes de fontes de soldagem, em especial as marcas com maior mercado mundial, entrega suas fontes ao usuário final como uma “caixa preta”, sem possibilidade de comunicação ou mesmo controle do funcionamento desta de uma forma remota. Este tipo de equipamento como o uso de soldagem sinérgica, pode ser muito útil ao consumidor que realiza trabalho em campo, mas é desfavorável no ramo das pesquisas. Desta forma, existem poucos modelos de fontes de soldagem que podem ser controlados de forma direta, simplificada e eficiente. Um deles é a fonte DIGIPlus A7, de fabricante nacional IMC Soldagem. Esta contém um modo de controle externo (VIA I/O) que permite que o usuário pré-programe até seis diferentes configurações de soldagem (parâmetros) MIG/MAG e que, durante o processo, um sinal remoto modifique as configurações através de três bits de controle, conforme a Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Bits de controle e programas de soldagem equivalente na DIGIPlus A7 (IMC, 2012)

Programa	Bit 2	Bit 1	Bit 0
P1	0	0	0
P2	0	0	1
P3	0	1	0
P4	0	1	1
P5	1	0	0
P6	1	0	1

Utilizou-se um alimentador de arame STA-20 (Figura 3.5), o qual possibilita a alimentação de arame-eletrodo bobinado de diversos tipos, com velocidade regulada pelo usuário numa faixa de 1,00 a 20,00 m/min. O STA-20 também oferece regulagem para rampas de aceleração e desaceleração do arame, melhorando as condições de início e término dos cordões de solda (IMC, 2005). Antes de se utilizar o alimentador, foi preciso conferir a calibração da velocidade do alimentador. Para tal foi utilizado um dispositivo composto por uma régua, chaves de fim de curso e um cronômetro acionado automaticamente (Figura 3.6). O arame-eletrodo entra pelo lado esquerdo da régua por um tubo de pequeno diâmetro. Quando a ponta do mesmo passa por uma interrupção do tubo, onde existe uma chave de final de curso, ele fecha o contato da chave 1, que envia o sinal para o cronômetro começar a marcar o tempo. Depois, quando o arame-eletrodo alcança, após uma distância conhecida (no caso, 0,787 m), a segunda interrupção do tubo, onde existe outra chave de final de curso, ele fecha o contato da chave 2 e o cronômetro para. Conhecida a distância entre os contatos das chaves e o tempo que marca cronômetro, é possível calcular a V_a real e comparar ela com V_a indicada no painel do alimentador. Com

esse princípio foi calibrado a V_a e os resultados mostrados na Tabela 3.3. Como se vê, a velocidade real é um pouco maior do que a velocidade regulada.

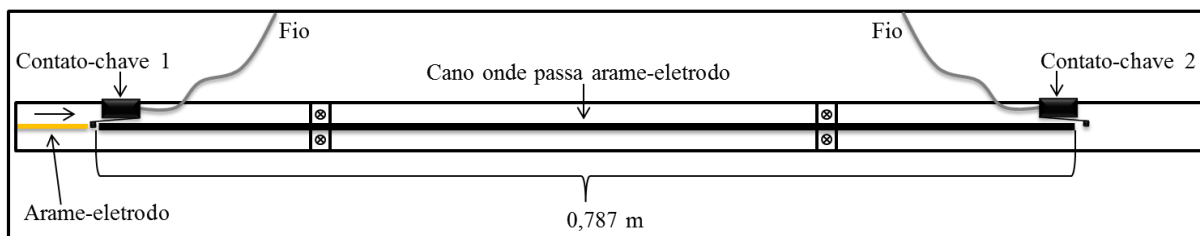
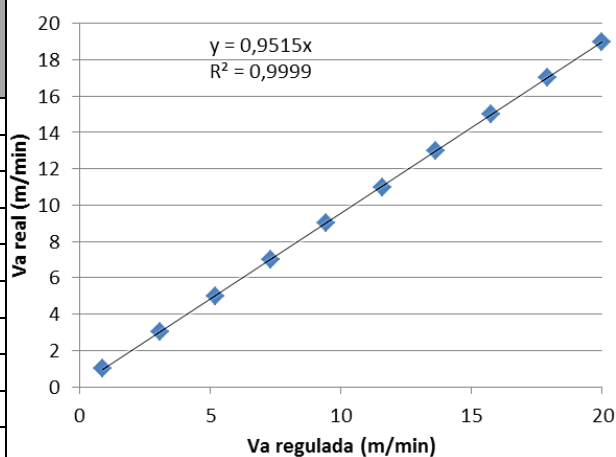


Figura 3.6 – Régua especial com elementos principais para calibração da velocidade de alimentação de arame

Tabela 3.3 – Calibração da velocidade de alimentação de arame no alimentador STA-20

Testes	Tempo (s)	Espaço (m)	Va regulada (m/min)	Va real (m/min)
1	52,91	0,787	1	0,89
2	15,29	0,787	3	3,09
3	9,05	0,787	5	5,22
4	6,44	0,787	7	7,33
5	5,00	0,787	9	9,44
6	4,07	0,787	11	11,59
7	3,46	0,787	13	13,65
8	3,00	0,787	15	15,74
9	2,64	0,787	17	17,91
10	2,36	0,787	19	19,98



3.2.2. Mesa de coordenadas ortogonais X-Y com tecimento (para manipulação da tocha de soldagem)

Este equipamento (Figura 3.7) permite controlar os movimentos da tocha (foi utilizada uma tocha MIG/MAG automática com ângulo reto, tipo AUT501D, refrigerada a água, com a capacidade nominal de trabalho contínuo para corrente de 450 A) nos eixos X e Y, de forma ortogonal, assim como pode fazer tecimento com oscilação pendular, embora neste trabalho a trajetória da tocha de soldagem fosse orientada somente segundo um único eixo, o X (o eixo Y era usado apenas para posicionamento transversal em relação à placa de teste).



Figura 3.7 – Mesa de coordenadas X-Y com oscilação pendular, utilizada para a realização dos experimentos

Para programar a mesa de coordenadas X-Y com tecimento (T), usou-se o software “Sistema de controle soldagem X-Y-T”.

Esta mesa tem as seguintes especificações:

- Comprimento do eixo Y – 1000 mm;
- Comprimento do eixo X – 573 mm;
- Velocidade de soldagem (V_s): 0,5 mm/s a 80 mm/s;
- Resolução na velocidade de soldagem: 0,01 mm/s;
- Frequência de tecimento em ciclos (f_A): 0,1 Hz a 5 Hz;
- Resolução da frequência: 0,01 Hz;
- Tempo de parada lateral (TPL) – 40 ms a 2000 ms;
- Tempo de parado central (TPC) – 40 ms a 2000 ms.

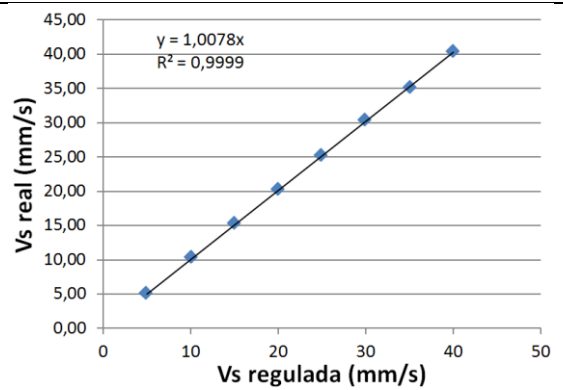
Antes de se usar a mesa, foi calibrada a sua velocidade no eixo X. Sensores magnéticos e uma interface com um cronômetro digital foram utilizados para adquirir os tempos de deslocamento da tocha dentro de uma mesma distância de 700 mm, como indicado na Figura 3.8. Com a definição das distâncias percorridas pela tocha e dos tempos obtidos, foram calculadas as velocidades em cada condição (Velocidade de soldagem real). Os resultados da Tabela 3.4 mostra a confiabilidade do uso deste equipamento durante as soldagens.



Figura 3.8 – Ilustração de calibração de velocidade na mesa de coordenadas

Tabela 3.4 – Verificação da velocidade da tocha para percurso de 700 mm

Testes	Tempo (s)	Espaço (mm)	Vs regulada (mm/s)	Vs real (mm/s)
1	137,17	700	5	5,1
2	68,50	700	10	10,22
3	46,07	700	15	15,19
4	34,66	700	20	20,2
5	27,78	700	25	25,2
6	23,06	700	30	30,36
7	19,94	700	35	35,11
8	17,38	700	40	40,28



3.2.3. Fixação das chapas de teste

A Figura 3.9 ilustra como foi feita a fixação das chapas de teste, já com as juntas preparadas para serem soldadas. Esta fixação foi elaborada de forma a garantir um bom travamento, impedindo que as chapas se deformassem ao longo do processo de soldagem, o que não é difícil de ocorrer dado seu tamanho considerável (400 mm). O suporte de fixação das juntas contou 4 reguladores de nível para garantir o mesmo nível das placas de testes durante de soldagem ao longo de todo o comprimento.

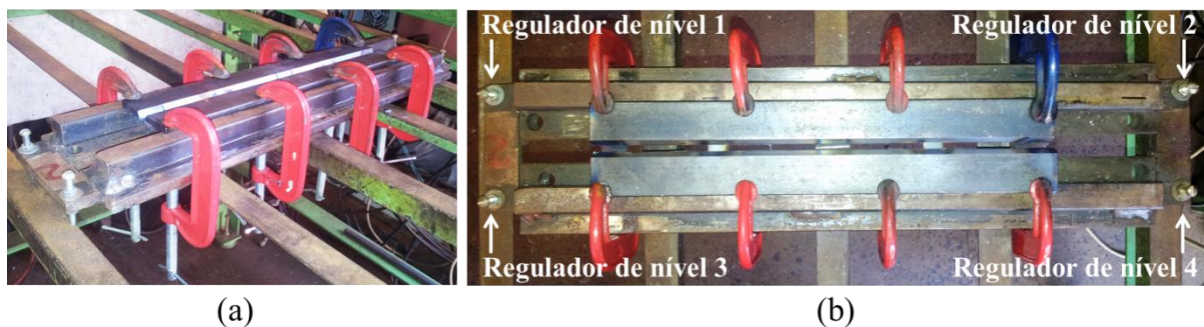


Figura 3.9 – Fixação das chapas: (a) – vista lateral; (b) – vista de cima

3.2.4. Interface para sincronizar os períodos de pulso e base térmicos com a oscilação da tocha (com o tecimento)

O Laboratório para o Desenvolvimento de Processos de Soldagem (Laprosolda) da Universidade Federal de Uberlândia (UFU) desenvolveu uma interface denominada *CONPARTE*, ilustrada pela Figura 3.10 (Sistema de Controle de Parâmetros por Tecimento) para mudar os parâmetros de soldagem na fonte durante de soldagem, dependendo do movimento da tocha.

O princípio de funcionamento da interface é baseado no recebimento de um sinal da posição da tocha durante de soldagem, mudança parâmetros de soldagem na hora de solda, sincronização dos momentos de pulso e base térmicos com o tecimento da tocha. Um melhor detalhamento desta interface pode ser visto em Mota et al., (2012), além do princípio de funcionamento baseado no recebimento do sinal de controle do motor responsável pelo movimento pendular da tocha (chamado usualmente de eixo T). Sendo este um motor de passo, sabe-se que cada pulso enviado ao motor pelo driver de controle representa, na realidade, um deslocamento finito e, sendo este configurado para 4000 passos por volta, tem-se um passo de 0,09 graus. A contagem dos passos, portanto, levando-se em consideração o sentido de rotação do motor (adota-se o sentido anti-horário como positivo) leva a uma determinação do ângulo de inclinação da tocha e, então, pode-se enviar sinais para a fonte de soldagem de acordo com este. Optou-se pelo uso de um microprocessador para a unidade central de controle. Sua natureza permite o uso de sinais de entrada analógicos ou digitais e saídas digitais para a realização do comando da fonte, permitindo, também, fácil comunicação com o usuário final, através de botões, LEDs (diodos emissores de luz) e displays (LCD) (Figura 3.10). O é sistema portátil e embarcado, podendo ser facilmente adaptado para diferentes ambientes de trabalho.



Figura 3.10 – CONPARTE: sistema real e seus componentes

A unidade central de controle, ilustrada na Figura 3.11, é composta pelo microprocessador de 8 bits PIC18F4580, com uma velocidade clock de 40 MHz (Microchip Technology, 2007). Esta unidade possui dois botões (BOT1 e BOT2) para tomada de decisões do usuário, um conector de entrada/saída para o sensor (ACEL), um conector de saída de 4 pinos para o controle da fonte (FONTE) e três LEDs ligados às saídas digitais e um LCD 16×2 como mostradores de estados.

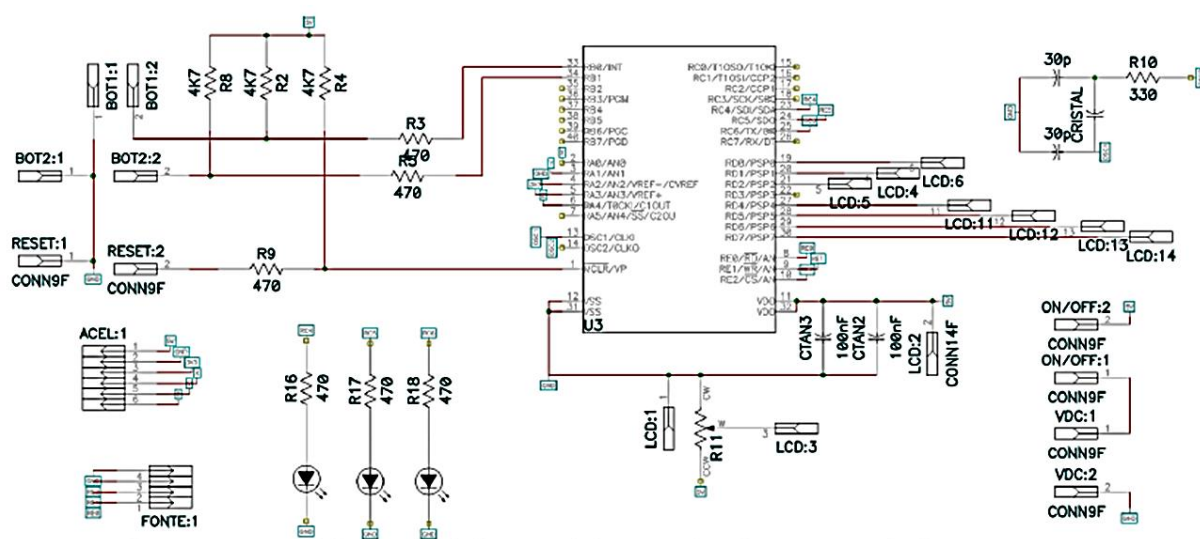


Figura 3.11 – Esquema da unidade central de controle microprocessada do CONPARTE

Os pinos responsáveis pela comunicação com o sensor podem ser configurados (2 ao 6), via programação, para se comportarem como entradas analógicas ou mesmo digitais, se adaptando, portanto, aos diferentes sensores escolhidos apenas pela mudança do seu software interno. Desta forma, o circuito de adaptação elétrico de cada sensor foi inserido em um módulo distinto, separado da unidade central de controle e intercambiável através do conector ACEL.

3.2.4.1. Software

Uma rotina de controle foi desenvolvida em linguagem C e inserida no microprocessador da unidade central de controle. De uma forma básica, como é ilustrado na Figura 3.12, o programa distingue em qual das regiões a tocha se encontra e, como resposta, indica essa região ao usuário através do acionamento de um dos três LEDs presentes no painel e envia à fonte de soldagem qual programa pré-programado ela deve executar.

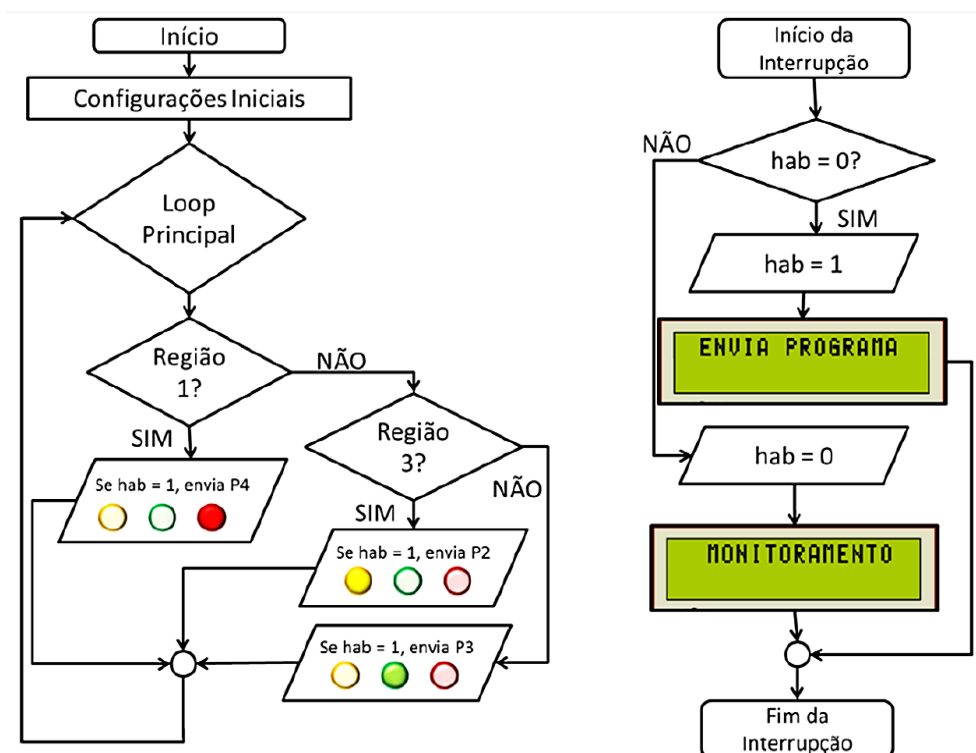


Figura 3.12 – Fluxograma simplificado do software de controle do CONPARTE

O envio do sinal para a fonte ainda é condicionado por um botão no painel de controle. No modo de “Monitoramento” apenas há a indicação das regiões através dos LEDs, sem o envio dos sinais para a fonte e, no modo “Envia Programas” ambos os LEDs e sinais de controle são atualizados em tempo real. Padronizou-se, também que o programa pré-programado da região central é o programa P3 (010), e os programas das regiões laterais são os programas P2 (001) e P4 (011).

3.2.5. Sistema de aquisição dos parâmetros de soldagem

O monitoramento da tensão, corrente e o sinal do tecimento da tocha foram realizados de forma sincronizada, utilizando uma placa de aquisição da National Instruments®, modelo NI USB-6009, ilustrada na Figura 3.13. As características gerais desta placa são apresentadas na Tabela 3.5. Sua conexão com o computador é feita via USB (*Universal Serial Bus*). Um programa desenvolvido em linguagem *LabVIEW*® permite a interface gráfica com o usuário, apresentando os sinais adquiridos e com a opção de salvá-los em formato texto para posterior análise e tratamento. O tempo desejado para a aquisição é introduzido em segundos. Este sistema de aquisição (juntos placa e programa) permite verificar se o pulso térmico está em fase com o lateral da junta e se a base térmica fica em fase com o centro da junta.



Figura 3.13 – Placa de aquisição da *National Instruments*® modelo NI USB-6009

Tabela 3.5 – Resumo das especificações da placa de aquisição da *National Instruments*® modelo NI USB-6009 (NATIONAL INSTRUMENTS, 2012)

Entradas analógicas	
Canais single-ended	8
Canais diferenciais	4
Resolução	14 bits
Taxa de amostragem	48 kS/s
Throughput (todos canais)	48 kS/s
Faixa máxima de tensão	-10 V, 10 V
Exatidão na faixa máxima de tensão	138 mV
Faixa mínima de tensão	-1 V, 1 V
Exatidão na faixa mínima de tensão	37,5 mV
Quantidade de faixas	8
Amostragem simultânea	Não
Memoria on-board	512 B
Saídas analógicas	
Canais	2
Resolução	12 bits
Tensão máxima	5 V
Faixa máxima de tensão	0 V, 5 V
Exatidão na faixa máxima de tensão	7 mV
Faixa mínima de tensão	0 V, 5 V
Taxa de atualização	150 S/s
Drive de corrente, individual	5 mA
Drive de corrente,	10 mA

3.2.6. Detector de transferência metálica “P-GMAW Precise tuner”

O princípio de funcionamento do detector de transferência metálica “P-GMAW Precise tuner” (Figura 3.14) é baseado no monitoramento da luminosidade do arco. O detector gera o sinal da luminosidade do arco posteriormente usado para verificar e controlar transferência metálica durante de soldagem. Como sensores de luz são usados fotodiodos de silício. A resposta espectral do fotodiodo utilizado abrange desde a faixa de luz visível a regiões do infravermelho, 0,8 a 0,9 nm de comprimento de onda (a linearidade e a dinâmica são excelentes) (SCOTTI; PONOMAREV 2008, p.172).

O fluxo luminoso emitido pelo arco de soldagem pode ser alterado de diversas maneiras durante a soldagem, dentre as quais se pode citar a alteração da corrente de soldagem e do comprimento do arco. A alteração da corrente de soldagem, independente de ser proposital ou não, pode ser facilmente detectada pelos sistemas adequados de aquisição dos sinais elétricos. Contudo, a modificação do comprimento do arco nem sempre é pode ser percebida em condições de soldagem com transferência metálica por meio de sinais elétricos do arco, embora sendo acompanhada pelas suas mudanças de tensão (dependendo das condições de soldagem, a relação entre a tensão de arco (U_a) e o comprimento de arco (L_a) pode ser tanto diretamente proporcional como inversamente proporcional). Como regra geral, quanto maiores a corrente e o comprimento do arco, maior será o fluxo luminoso. É neste princípio que se baseia a utilização de sinais de luminosidade para detecção de transferência metálica na corrente pulsada, pois, em maior ou menor escala, a transferência metálica produz variações no fluxo luminoso gerado pelo arco.



Figura 3.14 – Detector de transferência metálica “P-GMAW Precise tuner”

Na Figura 3.15 é apresentada a tocha com o bocal carregando o sensor de luminosidade de transferência metálica.

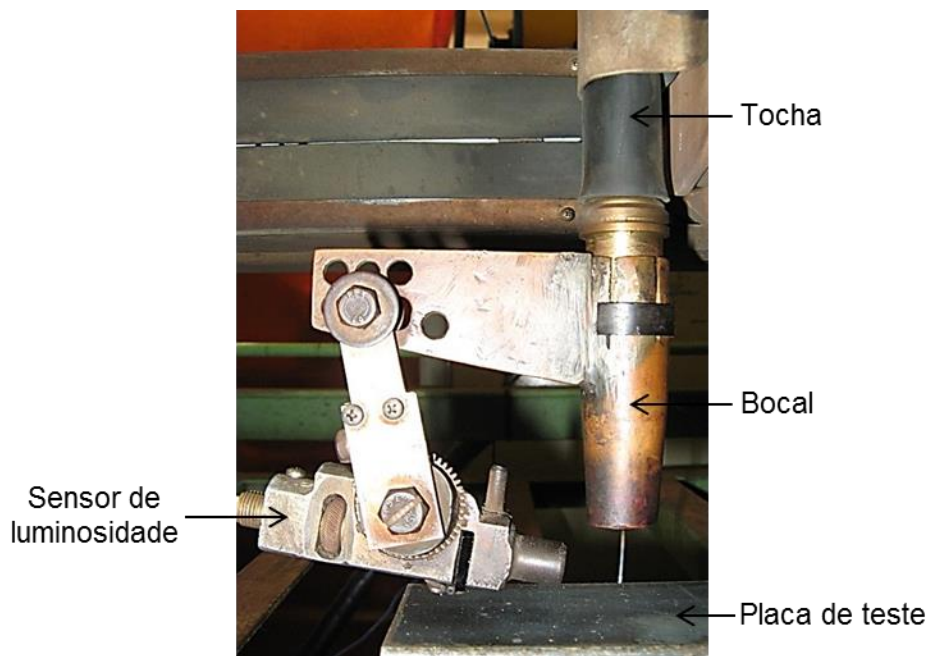


Figura 3.15 – Tocha utilizada nos testes para verificar e controlar da transferência metálica

3.3. Insumos

Para todas as soldagens foram utilizadas placas de testes de aço carbono ABNT 1020, com diferentes dimensões, conforme a etapa do trabalho. As mesmas foram limpas usando-se uma lixadeira manual com discos de 120 mesh.

Como material de adição, foi utilizado um arame-eletrodo pertencente à classe AWS ER70S-6, com diâmetro ($\varnothing$ e) de 1,2 mm, cuja composição química nominal é apresentada na Tabela 3.6.

Como gás de proteção, foi utilizada uma mistura comercial de Ar + 5% O₂. Scotti e Ponomarev (2008, p.106) citam que a mistura de Ar com O₂ (até 5%) aumenta a estabilidade do arco e a frequência de transferência, diminui a corrente de transição e influência na forma do cordão de solda. Jonsson; Eagar; Szekely (1995) comentam que a adição de oxigênio ao argônio não afeta a taxa de fusão de forma significativa e que em quantidades de 1 a 5% de volume, o oxigênio promove a redução do tamanho da gota no arco, pela redução da tensão superficial no contato gota/eletrodo e aumenta sua taxa de transferência em aço. Antes das soldagens, a composição química foi checada através de um medidor de composição química de mistura gasosa (Oxi-baby). A Tabela 3.7 apresenta o percentual de O₂ na mistura utilizada, após a realização de 5 medições. A vazão adotada durante as soldagens

foi de 15 l/min. Antes de cada soldagem, a vazão foi checada por intermédio de um fluxômetro (bibímetro).

Tabela 3.6 – Composição química nominal do arame-eletrodo utilizada (AWS, 2005)

Componentes	C	Mn	Si	Cr	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Cu
Teor, (%)	0,06- 0,15	1,40- 1,85	0,80- 1,15	0,15	0,025	0,035	0,15	0,15	0,15	0,03	0,5

Obs: Valores individuais são valores máximos

Tabela 3.7 – Verificação da composição química da mistura gasosa utilizada

Gases	Medições, (%)					Média, (%)
O ₂	5,4	5,5	5,4	5,4	5,4	5,4
Ar	94,6	94,5	94,6	94,6	94,6	94,6

CAPÍTULO IV

DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS DA PULSAÇÃO TÉRMICA SEM TECIMENTO SINCRONIZADO

4.1. Definição dos parâmetros da soldagem MIG/MAG Pulsado convencional com uma única gota por pulso no fim de cada pulso

Para definir os parâmetros de pulsação térmica (a ser posteriormente sincronizada com o tecimento), primeiramente foi necessário encontrar parâmetros ótimos de corrente pulsada, que dariam o destacamento de uma única gota por pulso (UGPP) no fim de cada pulso. Para verificar esta condição, foi utilizado o detector de transferência metálica denominada “P-GMAW Precise tuner” (MIRANDA; SCOTTI; FERRARESI, 2007) (ver Item 3.2.6 do Capítulo III). Esse detector identifica o tipo de transferência metálica pelo perfil do sinal de luminosidade do arco. A transferência do tipo “uma única gota no fim do pulso” é identificada quando o pico invertido do sinal luminoso aparece ao final do pulso. Outra condição é de que todas as soldagens devem ter comprimento do arco normalmente o mais curto possível, mas sem provocar curto-circuito, o que equivale a aproximadamente de 4 a 6 mm (LOSEV; YUKHIN, 2000, p.20). Esta condição se aplica para diferentes tempos de base (Equação 4.1) e níveis de corrente média (Equação 4.2). Scotti e Ponomarev (2008, p.210) dizem que a frequência de pulsos deve ficar acima de 30 Hz, a qual pode ser matematicamente calculada pela Equação 4.3.

$$t_b = \frac{(I_p \times t_p) - (I_m \times t_p)}{I_m - I_b} \quad (4.1)$$

$$I_m = \frac{(I_p \times t_p) + (I_b \times t_b)}{t_p + t_b} \quad (4.2)$$

$$f_p = \frac{1000}{t_p + t_b} \quad (4.3)$$

Onde:

- I_m – corrente média (A);
- I_p – corrente de pulso (A);
- I_b – corrente de base (A);
- t_p – tempo de pulso (ms);
- t_b – tempo de base (ms);
- f_p – frequência de pulso (Hz).

Para estabelecer os pacotes operacionais da soldagem MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica, foram selecionadas condições operacionais de corrente pulsada com baixa energia (baixa corrente média) para ser em utilizadas na base térmica e com maior energia (alta corrente média) para o pulso térmico. Estas duas condições paramétricas visam distribuir o calor durante a soldagem (posição da tocha em relação à junta) e não deixar que a poça de fusão entre em colapso.

Antes dos testes finais foram feitas soldagens preliminares de simples deposição sobre placas de teste (Figura 4.1) de aço carbono ABNT 1020 (espessura 6,3 mm, largura 50 mm e comprimento 200 mm), na posição plana.

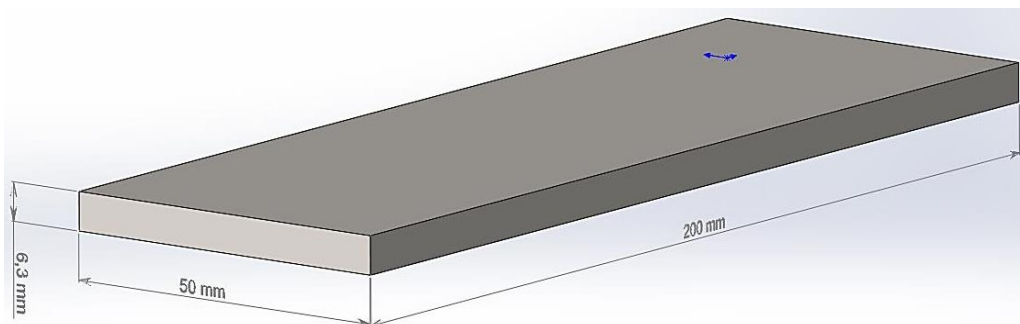


Figura 4.1 – Dimensões da placa de teste

A soldagem MIG/MAG Pulsado é caracterizada por muitos parâmetros de regulagem, os quais podem ser subdivididos como parâmetros de formação da onda e físicos:

a) Parâmetros de formação da onda:

- Corrente de pulso;
- Corrente de base;
- Tempo de pulso;
- Tempo de base.

b) Parâmetros físicos:

- Diâmetro de arame-eletrodo;
- Velocidade de soldagem;
- Velocidade de alimentação de arame;
- Distância bico de contato peça;
- Ângulo de ataque da tocha.

A escolha de um conjunto de parâmetros adequados para uma determinada aplicação é uma tarefa bastante complicada, especialmente em relação aos parâmetros da pulsação. Por exemplo, o nível de corrente média tem que ser suficiente para formar e manter uma poça de fusão (determinado pela condutividade térmica, espessura e dimensões da peça a soldar). Para o presente caso, precisar-se-ia de achar uma corrente média que garantisse a fusão do metal de base quando a tocha estivesse sobre as paredes da junta. Por outro lado, precisaria de uma corrente média o mais baixa possível para o momento quando a tocha estivesse em transição de um lado para o outro da junta, evitando assim o aquecimento não desejado da poça. Assim, para este trabalho, foi decidido parametrizar diferentes correntes médias de 70 A, 100 A, 130 A e 160 A.

Como sabido da revisão bibliográfica, corrente de pulso, corrente de base e comprimento do arco são os principais parâmetros que influem na formação do cordão. De acordo com recomendações tiradas de fontes bibliográficas, a corrente de pulso foi escolhida como 250 A. Esta corrente é pouco acima da corrente de transição para a combinação arame-gás de proteção, conforme Scotti e Ponomarev (2008, p.198), pois se sabe que quanto maior a corrente de pulso para uma mesma corrente média, maior é a penetração. Por se tratar de passe de raiz, não se almejava penetração muito elevada. A corrente de base foi escolhida como 40 A, o seja mínimo possível, para se permitir alcançar baixas correntes médias. A distância bico de contato-peça foi regulada em 22 mm, (um pouco elevada) para permitir uma menor corrente média para uma dada taxa de deposição.

Na determinação da velocidade de soldagem, procurou-se encontrar uma geometria adequada do cordão de solda. Como em qualquer outro processo de soldagem, a soldagem MIG/MAG não pode ser realizada com velocidades altas demais, nem baixas demais, para evitar a presença de defeitos na solda. Pelos testes preliminares, foi escolhida a velocidade de soldagem de 5,0 mm/s, que apresentou os melhores resultados para a solda (conforme a aparência e a ausência dos defeitos internos). A velocidade de alimentação é selecionada e regulada dependendo do comprimento do arco desejado (4 a 6 mm) e da corrente média. Vale relembrar que todos os parâmetros de soldagem foram regulados para se obter uma gota por pulso destacada no fim de pulso.

Assim, resumindo, os seguintes parâmetros foram mantidos fixos para os experimentos preliminares:

- Diâmetro do eletrodo – 1,2 mm;
- DBCP – 22 mm;
- Velocidade de soldagem – 5 mm/s;
- Gás de proteção – Ar + 5% O₂;
- Vazão de gás – 15 l/min.

Na Tabela 4.1 são apresentados valores para correntes médias e tempos de pulsos do MIG/MAG Pulsado convencional, encontrados experimentalmente que asseguram a condição de uma gota por pulso no fim de pulso conforme os oscilogramas de corrente, tensão e sinal luminosidade indicados através das Figuras 4.2 a 4.5.

Tabela 4.1 – Os parâmetros de soldagem para diferentes correntes médias (70 A, 100 A, 130 A e 160 A, tempo de pulso de 7 ms a 11 ms, comprimento de arco de 5 mm

Ip (A)	tp (ms)	Ib (A)	tb (ms)	Im (A)	Va (m/min)
250	7,0	40	20,4	70	1,9
	8,0		48,0		
	9,0		54,0		
	10,0		60,0		
250	7,0	40	17,5	100	2,5
	8,0		20,0		
	9,0		22,5		
	10,0		25,0		
	11,0		27,5		
250	8,0	40	10,7	130	3,5
	9,0		12,0		
	10,0		13,3		
250	7,0	40	5,3	160	4,2
	8,0		6,0		
	9,0		6,8		
	10,0		7,5		

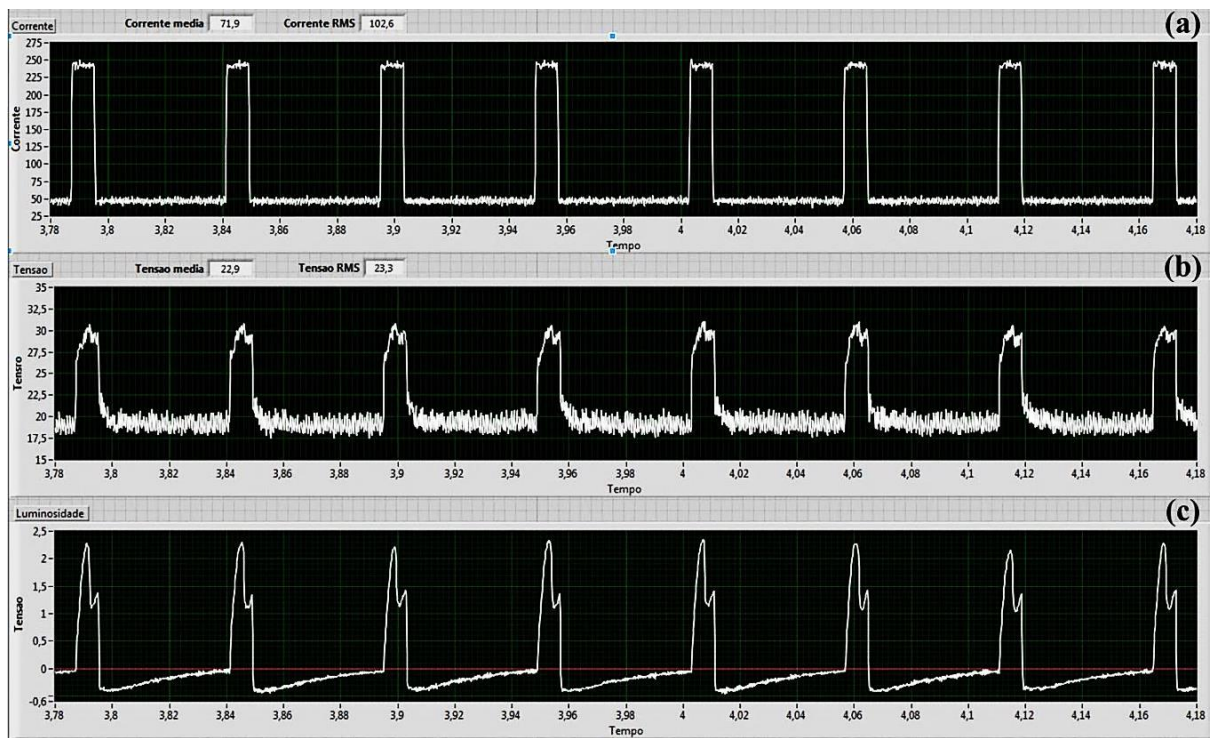


Figura 4.2 – Oscilogramas para $I_m = 70$ A e $t_p = 9$ ms, onde: (a) – corrente; (b) – tensão; (c) – sinal de luminosidade mostrando testemunhando uma única gota por pulso no fim de pulso

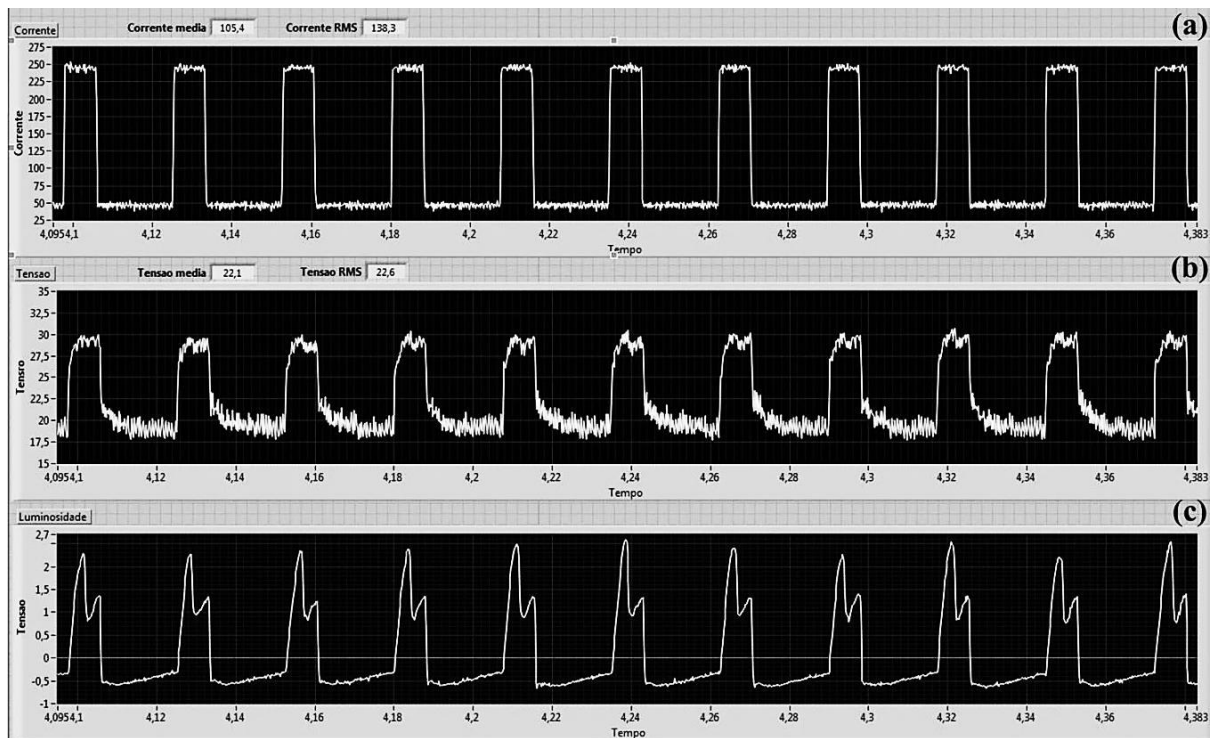


Figura 4.3 – Oscilogramas para $I_m = 100$ A e $t_p = 9$ ms, onde: (a) – corrente; (b) – tensão; (c) – sinal de luminosidade mostrando testemunhando uma única gota por pulso no fim de pulso



Figura 4.4 – Oscilogramas para $I_m = 130$ A e $t_p = 9$ ms, onde: (a) – corrente; (b) – tensão; (c) – sinal de luminosidade mostrando testemunhando uma única gota por pulso no fim de pulso

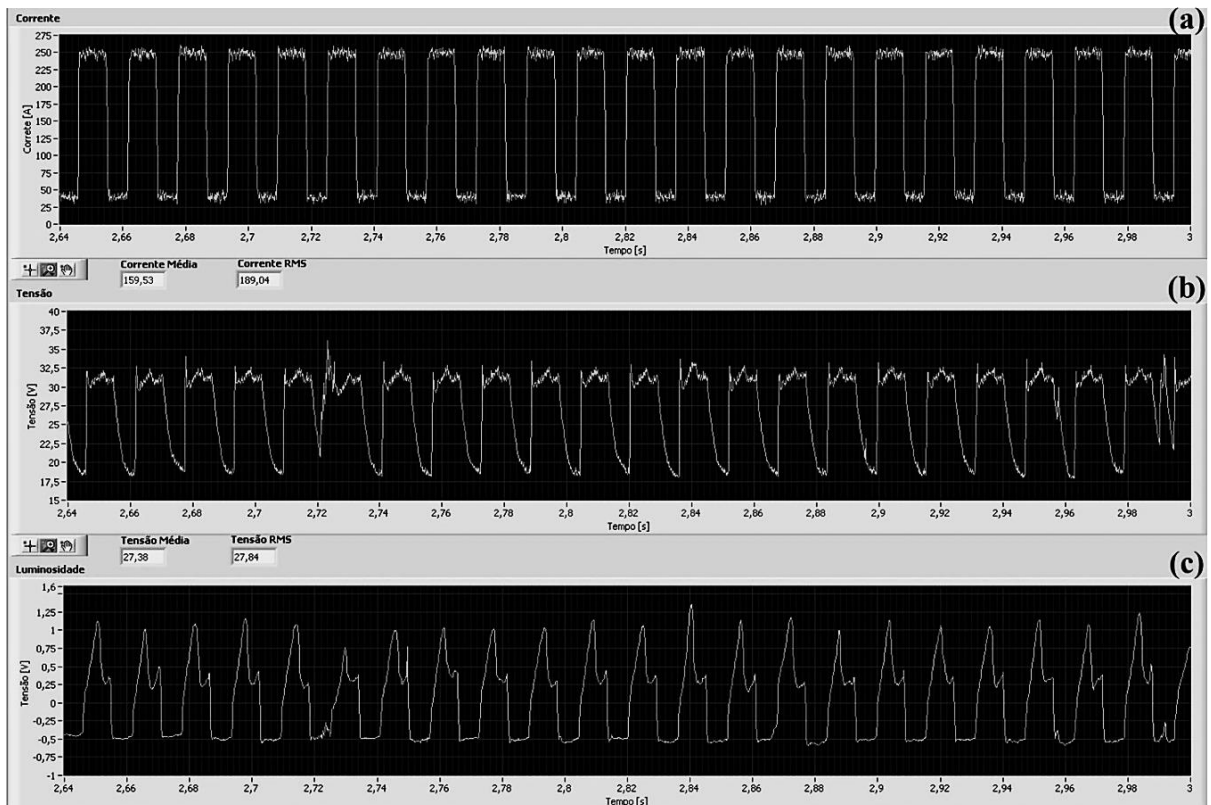


Figura 4.5 – Oscilogramas para $I_m = 160$ A e $t_p = 9$ ms, onde: (a) – corrente; (b) – tensão; (c) – sinal de luminosidade mostrando testemunhando uma única gota por pulso no fim de pulso

Na Figura 4.6 é mostrado o mapa operacional final indicando as regiões de uma única gota por pulso no fim de pulso.

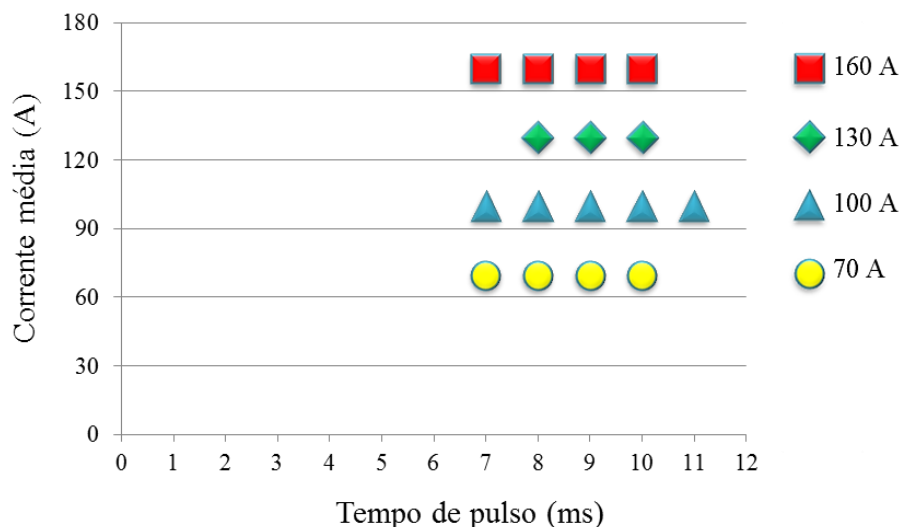


Figura 4.6 – Mapa final de UGPP no fim de pulso para diferentes correntes médias e tempos de pulsos, para uma corrente de pulso de 250 A e tempos de base adequados para cada corrente média (ver em Tabela 4.1)

Assim foi confirmada a viabilidade de variar a corrente média do arco pulsado numa faixa larga o bastante sem perder a condição de UGPP no fim de pulso. Para os testes em sequencia foram usados MIG/MAG Pulsado com a corrente média 70 A para base térmica e MIG/MAG Pulsado com a corrente média 160 A para o pulso térmico.

4.2. Mecanismo da formação do cordão em MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica

Soldagens de simples deposição sobre chapa foram produzidas para comparar os aspectos superficiais de um cordão feito por MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica com cordões feitos com MIG/MAG Pulsado. As Tabelas 4.2 e 4.3 apresentam os parâmetros utilizados para as duas formas de onda, respectivamente para pulsado convencional e Pulsado com pulsação térmica. Observa-se na Tabela 4.2 que em cada uma das condições do pulsado convencional usou-se como parâmetros de pulso ora os da base térmica ora do pulso térmico da condição pulsação térmico. O que há de comum entre as 3 soldagens é o volume do cordão por unidade de comprimento, conseguido mantendo-se a relação V_a/V_s constante.

Para estes experimentos foram utilizados os seguintes parâmetros fixos:

- Diâmetro do eletrodo – 1,2 mm;
- DBCP – 22 mm;
- Gás de proteção – Ar + 5% O₂;
- Vazão de gás – 15 l/min.

Tabela 4.2 – Valores regulados dos testes para MIG/MAG Pulsado convencional

Ip (A)	tp (ms)	Ib (A)	tb (ms)	Im (A)	Va (m/min)	Vs (mm/s)	Va/Vs
250	9	40	6,8	160	4,2	6,5	0,65
			54	70	1,9	2,9	

Tabela 4.3 – Valores regulados dos testes para MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica ($V_s = 4,7$ mm/s e $V_a/V_s = 0,65$)

Período inicial (MIG/MAG-P)					Período térmico (MIG/MAG-PPT)										Período final (MIG/MAG-P)		
					Pulso térmico					Base térmica							
Ip (A)	tp (ms)	Ib (A)	tb (ms)	Va (m/min)	Ip (A)	tb (ms)	Va (m/min)	τ_1 (s)	Imp (A)	Ip (A)	tb (ms)	Va (m/min)	τ_2 (s)	Imb (A)	Ip (A)	tb (ms)	Va (m/min)
250	9	40	12	3,5	40	6,8	4,2	0,5	160	40	54	1,9	0,5	70	40	9	3,5

Uma comparação entre um cordão produzido em soldagem MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica ($I_{mt} = 115$ A) e em duas soldagens com MIG/MAG Pulsado convencional (I_m igual a 70 A e 160 A) é mostrada na Figura 4.7. Observa-se que:

1. Na região estriada parte (a) da Figura 4.7 existe em média 8 estrias em uma distância de 3 mm (equivalente a 12 Hz). A região não estriada é muito lisa para quantificar;
2. Na parte (b) da Figura 4.7, aproximadamente 15 estrias em uma distância de 3 mm ($\cong 16$ Hz);
3. Na parte (c) da Figura 4.7, aproximadamente 20 estrias na distância de 3 mm ($\cong 2,3$ Hz).

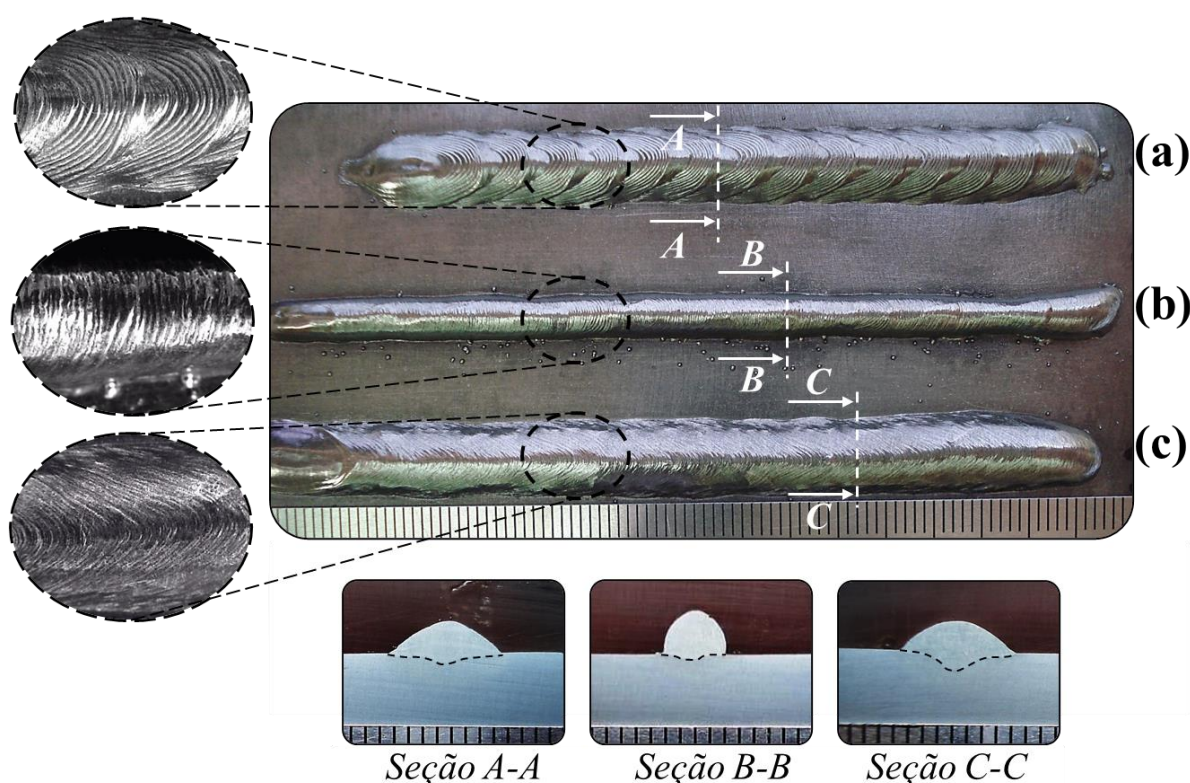


Figura 4.7 – Aspectos superficiais de três cordões feitos por diferentes processos/parâmetros, mas com mesmo volume: (a) – MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica $I_{mt} = 115$ A; (b) – MIG/MAG Pulsado convencional $I_m = 70$ A; (c) – MIG/MAG Pulsado convencional $I_m = 160$ A

Tabela 4.4 apresenta valores obtidos para largura, reforço, penetração, área fundida e área depositada destes cordões. O volume de material depositado nos dois processos foi praticamente constante.

Tabela 4.4 – Valores geométricos dos cordões (média de 16 medições, sendo 8 seções de uma placa e 8 da placa de replicagem)

	Largura (mm)	Reforço (mm)	Penetração (mm)	Área depositada (mm ²)	Área do metal base fundido (mm ²)
MIG/MAG-PPT $I_{mt} = 115$ A	7,8	2,2	0,6	10,6	2,4
MIG/MAG-P $I_m = 70$ A	4,4	3,1	0,2	9,8	0,7
MIG/MAG-P $I_m = 160$ A	7,9	2,4	1,0	10,6	3,8

Um fato interessante observado na soldagem por pulsação térmica foi a verificação de duas diferentes regiões sobre a superfície do cordão (parte (a) da Figura 4.7), uma estriada e outra não estriada (lisa), sequenciais de forma periódica com período de 1,03 s,

equivalente ao 1 Hz da pulsação térmica. É interessante notar que a parte estriada tem uma frequência de estria de 12 Hz, similar a frequência de estrias encontradas para o pulsado nas mesmas condições da base térmica do Pulsado com pulsação térmica.

A semelhança entre a frequência das estrias na pulsação térmica (12 Hz) com a solda MIG/MAG Pulsado com 70 A (16 Hz) sugere que a estria na pulsação térmica foi formada na base térmica. Além disso, para um cordão produzido com pulsação térmica e com período de 0,3 s no pulso térmico e 0,7 s na base térmica, mostrada na Figura 4.8, observa-se que a área de região estriada é maior do que aquela observada com períodos de 0,5 s na base térmica e 0,5 s no pulso térmico (parte (a) da Figura 4.7). Por estes dois fatos, a regiões estriadas acontecem sob o período da base térmica.

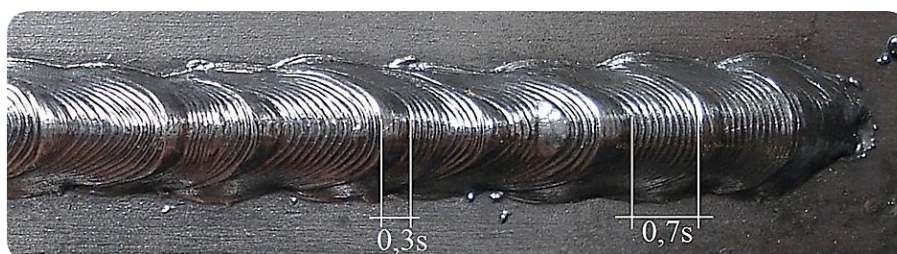


Figura 4.8 – Aspecto superfície do cordão MID/MAG Pulsado com pulsação térmica com período de 0,3 s no pulso térmico e 0,7 s na base térmica

Porém, aparentemente, o volume da região estriada é maior do que o da região lisa (como indicado na parte (a) da Figura 4.7 e na Figura 4.8). Fato que somente seria possível se a estria fosse formada sob o período de pulso térmico, quando a velocidade de alimentação é maior. Além disso, a penetração quando sob a região de estria é maior (crescendo durante o período estriado), como ilustrado pela Figura 4.9. Também, fato só possível se ocorresse durante pulso térmico. Assim, esses dois últimos fatores sugerem que a estria ocorre quando o arco está no pulso térmico, contrariando a hipótese precedente.

Para explicar o fenômeno, deve-se lembrar de que a solidificação, ou seja, a formação da estria acontece atrás do arco. Desta forma, justifica-se que a região estriada seja formada quando o arco está no pulso térmico e a solidificação da parte da poça ocorre quando muda para a base térmica. Um modelo para explicar mostra na Figura 4.10.

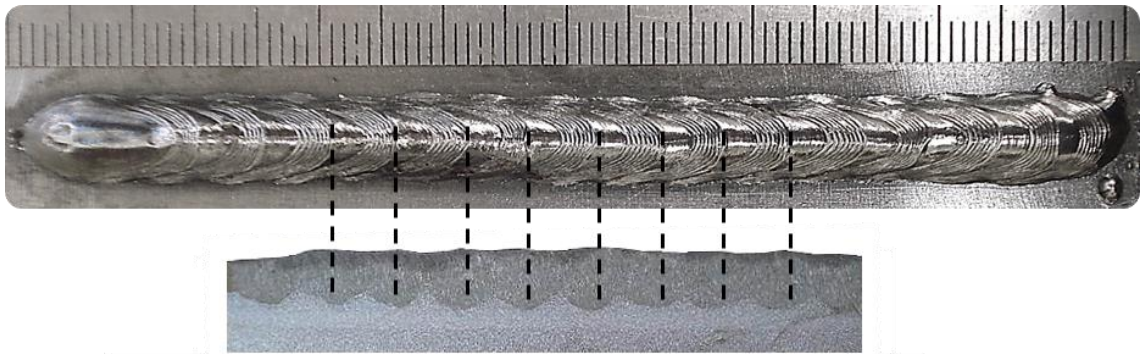


Figura 4.9 – Diferente formato da penetração (penetração ondulada) ao longo do cordão de solda, em função das combinações dos tempos de pulso/base térmica e velocidade de alimentação

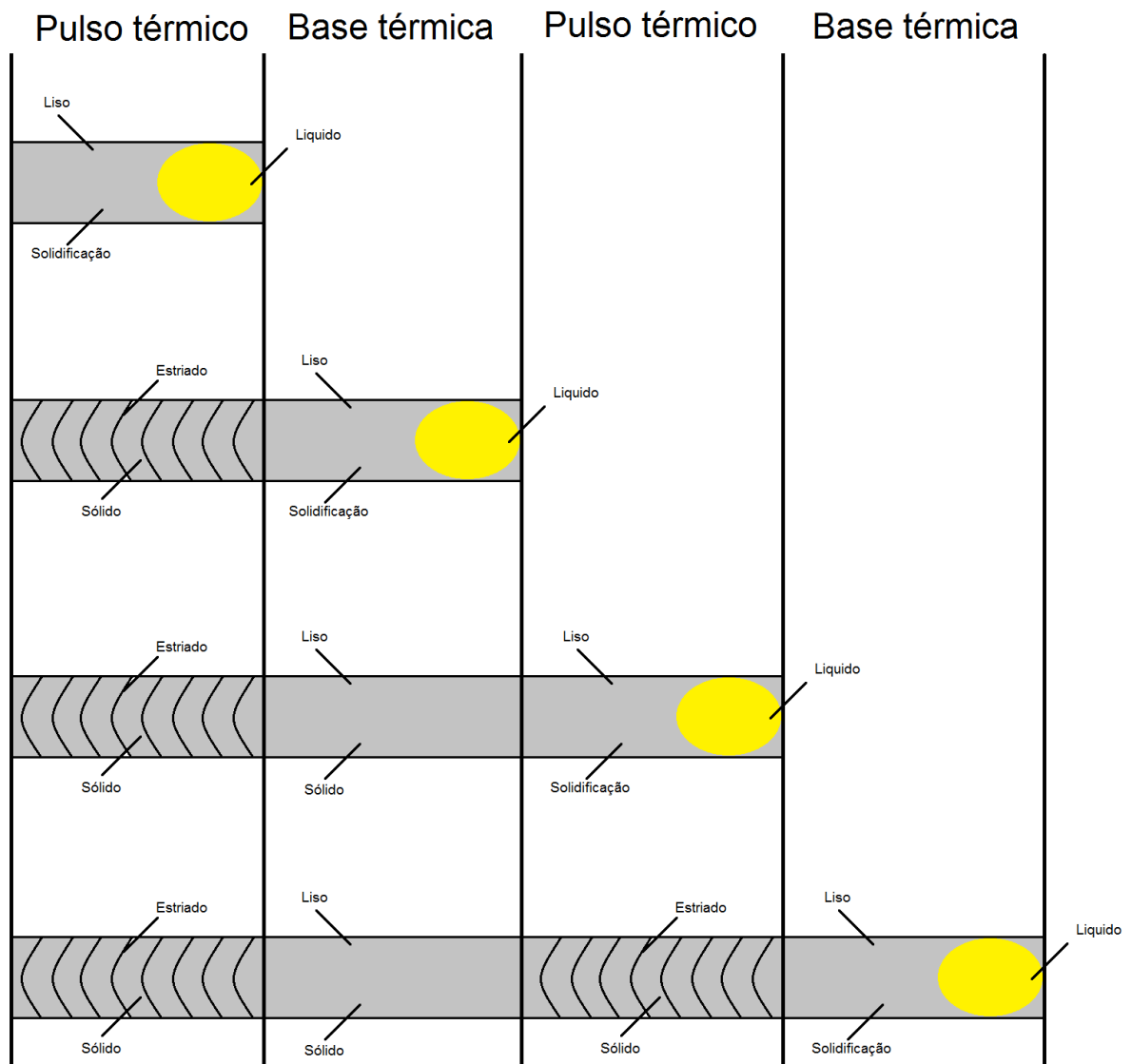


Figura 4.10 – Períodos de formações estriado e liso durante a soldagem

Na fase de pulso térmico, é depositado um maior volume de metal, o qual começa a solidificar atrás do arco, de forma lisa. Na fase de base térmica, é depositado um menor volume de metal e com baixa frequência. Isto faz com que a poça vibre em baixa frequência (formação de ondas estrias) e esta vibração é transmitida à região ainda líquida do pulso térmico. Então, quando a região líquida do pulso térmico solidifica, as estrias são formadas. No pulso térmico seguinte, a frequência de pulso é alta e não dá tempo de estrias se formar em metalurgicamente e, assim, a região fica lisa. Depois, o processo se repete.

Para tentar entender melhor a formação das estrias, um novo teste foi realizado. Foi produzida uma solda com tempos de pulso e base térmica igual a 4 s, cujo resultado é ilustrado pela Figura 4.11.

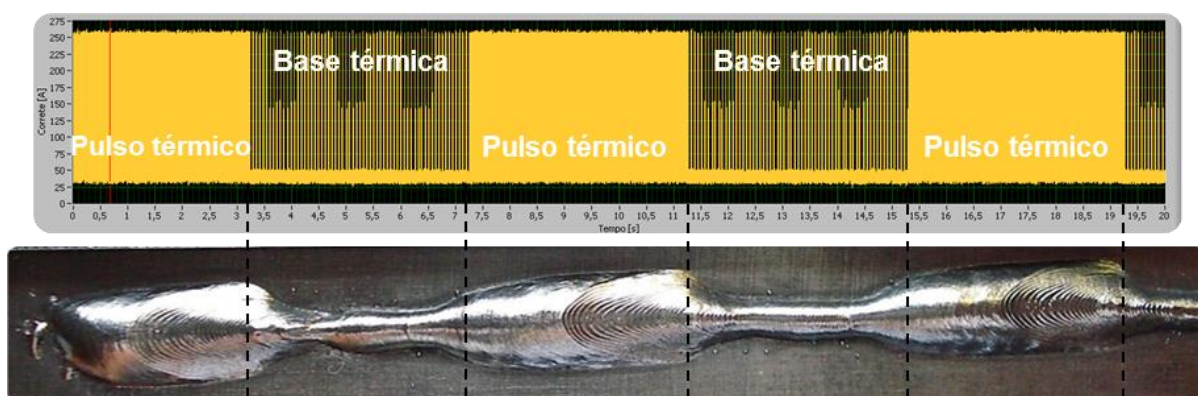


Figura 4.11 – Aspecto superfície do cordão MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica com oscilograma de corrente (período de pulso/base térmica igual a 4 s)

Nesta Figura, observa-se, claramente, a região de pulso térmico (maior volume, ou seja, maior corrente média) e a região de base térmica (menor volume, ou seja, menor corrente média). Observa-se também a região estriada formada no final do pulso térmico e início da base térmica. Ainda, é possível notar a região lisa formada no final da base térmica e início do pulso térmico.

Quando os tempos de pulso térmico e de base térmica são pequenos fica difícil visualizar onde está a formação das estrias e da região lisa, se na base ou no pulso térmico. Mas quando os tempos são suficientemente longos, fica fácil visualizar as duas regiões, pois a base e o pulso térmicos estão definidos (as regiões estriadas formadas no final do pulso térmico e início da base térmica, e a região lisa formada no final da base térmica e início do pulso térmico).

Pode-se concluir que o modelo coincide com os dados experimentais.

4.3. Avaliação das potencialidades da soldagem MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica para soldagens de juntas de topo sem chanfro e com folga variável

Para avaliar o potencial da soldagem MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica no controle da raiz do cordão, foram realizadas soldagens com o processo MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica na união de juntas de topo com folga variável de 0 a 2,0 mm. Para esta mesma folga, também foram realizadas soldagens com o processo MIG/MAG Pulsado convencional, para fins de comparação. A corrente média foi escolhida sistematicamente, sendo usada uma corrente média de 70 A na base térmica e de 160 A no pulso térmico, garantindo-se uma corrente média total do processo (I_{mt}) de 115 A. Para MIG/MAG Pulsado convencional, a corrente média foi mantida constante em 115 A. E também foi mantido constante o mesmo volume de cordão nos dois processos. Desta maneira, antes de realizar a soldagem na união de juntas de topo com folga variável, foram realizadas duas soldas sobre chapa para medir os parâmetros geométricos (largura (L), reforço (R), penetração (P), área depositada (A_d) e área do metal base fundido (A_f) conforme a Figura 4.12) da seção transversal dos cordões produzidos, com a finalidade de confirmar o mesmo volume de material depositado.

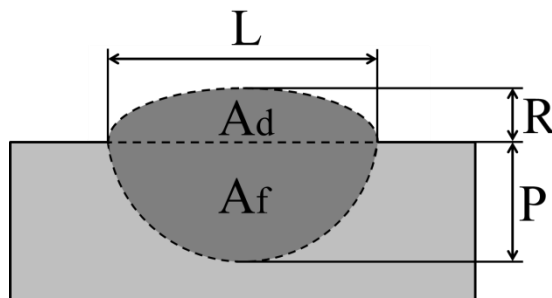


Figura 4.12 – Características geométricas dos cordões a serem medidas para fins comparativos

Para a medição das características geométricas dos cordões, cada placa de teste soldada foi cortada transversalmente em duas seções. Cada uma das seções retiradas foi embutida em resina e preparada metalograficamente, utilizando lixas de granulometria 120, 180, 220, 320, 400 e, finalizando, 600 mesh. Depois de realizado esse acabamento superficial, as amostras foram imersas por cerca de 15 segundos em uma solução de Nital 10% (90% de álcool etílico e 10% de ácido nítrico).

Após ataque, as amostras foram fotografadas e analisadas por um programa de tratamento de imagem (ImageJ). 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.

A Tabela 4.5 mostra os parâmetros MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica e a Tabela 4.6 mostra os parâmetros do MIG/MAG Pulsado convencional. As imagens do aspecto superficial destes cordões produzidos são apresentadas nas partes (a e b) da Figura 4.13. Já a Tabela 4.7 apresenta valores obtidos para largura, reforço, penetração, área fundida e área depositada destes cordões.

Tabela 4.5 – Valores regulados dos testes para MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica ($I_{mt} = 115$ A)

Período inicial (MIG/MAG-P)					Período térmico (MIG/MAG-PPT)										Período final (MIG/MAG-P)		
					Pulso térmico					Base térmica							
I_p (A)	t_p (ms)	I_b (A)	t_b (ms)	V_a (m/min)	I_p (A)	t_b (ms)	V_a (m/min)	τ_1 (s)	I_{mp} (A)	I_p (A)	t_b (ms)	V_a (m/min)	τ_2 (s)	I_{mb} (A)	I_p (A)	t_b (ms)	V_a (m/min)
250	9	40	12	3,5	40	6,8	4,2	0,5	160	40	54	1,9	0,5	70	40	9	3,5

Tabela 4.6 – Valores regulados dos testes para MIG/MAG Pulsado convencional ($I_m = 115$ A)

I_p (A)	t_p (ms)	I_b (A)	t_b (ms)	V_a (m/min)
250	9	40	16,2	3,0

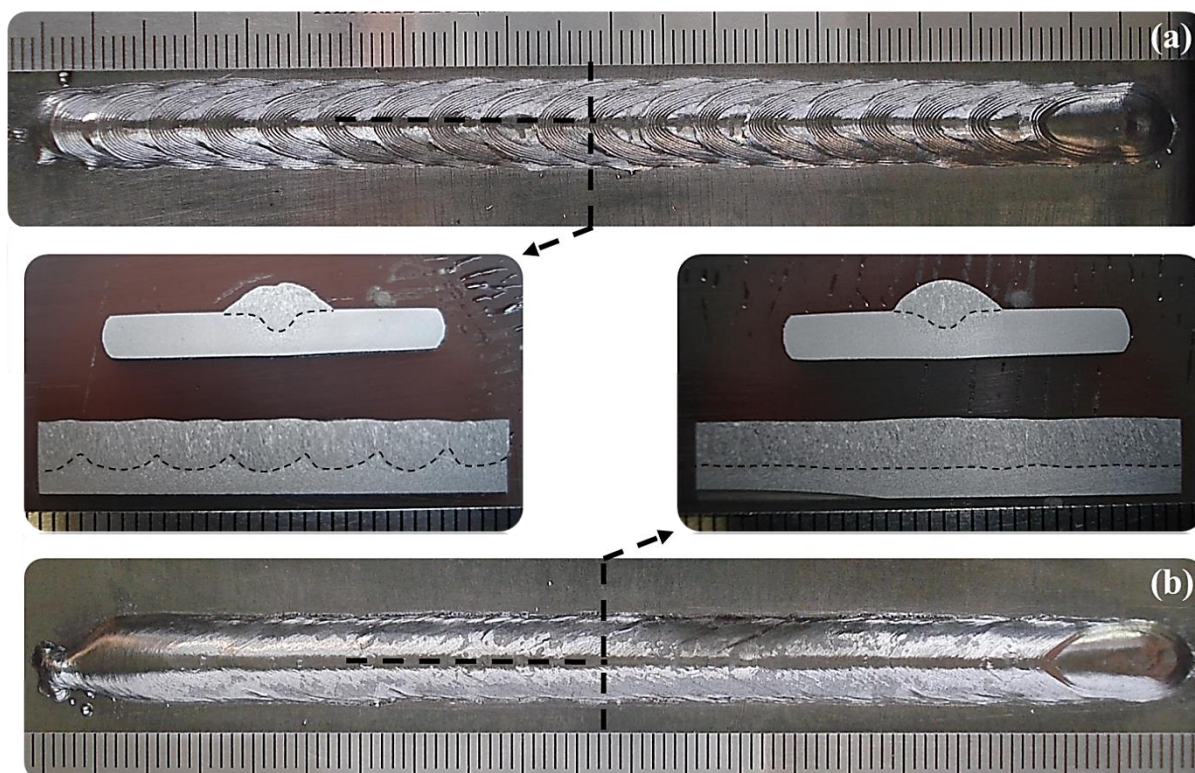


Figura 4.13 – Aspecto superficial dos cordões, corte na seção transversal e longitudinal: (a) – MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica, corte na seção transversal foi feito no pulso térmico; (b) – MIG/MAG Pulsado convencional

Tabela 4.7 – Valores geométricos dos cordões dos testes preliminares (média de 16 medições, sendo 8 seções de uma placa e 8 da placa de replicagem)

	Largura (mm)	Reforço (mm)	Penetração (mm)	Área depositada (mm ²)	Área do metal base fundido (mm ²)
MIG/MAG-PPT	8,0	2,1	1,2	11,2	3,4
MIG/MAG-P	7,9	2,2	1,0	10,4	3,2

Com este experimento, pode-se concluir que a diferença total entre largura, reforço e penetração para os dois processos MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica e MIG/MAG Pulsado convencional representa 0,2 mm, mas a diferença total entre área depositada e área do metal base fundido também entre MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica e MIG/MAG Pulsado convencional representa 1 mm², ou seja, o volume de material depositado nos dois processos foi praticamente constante. Como pode ser visto a secção longitudinal do processo MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica tem diferentes formatos da penetração ao longo do cordão de solda, em função das combinações de pulso térmico e base térmica (penetração ondulada). Com esta diferença de penetração ondulada, ou seja, mais calor no pulso térmico e menos na base térmico (resfriamento da poça de fusão) espera-se obter um melhor controle da poça de fusão durante da soldagem.

Em seguida, foi realizada a soldagem da junta de topo com folga variável de 0 a 2,0 mm, com a mesma $I_{mt} = 115$ A. Para este ensaio, as placas de teste de aço carbono ABNT 1020 (espessura 3 mm, largura 30 mm e comprimento 300 mm) foram previamente marcadas (linha tracejada na Figura 4.14) para identificar a folga. Soldagens foram realizadas na condição automática e na posição plana.

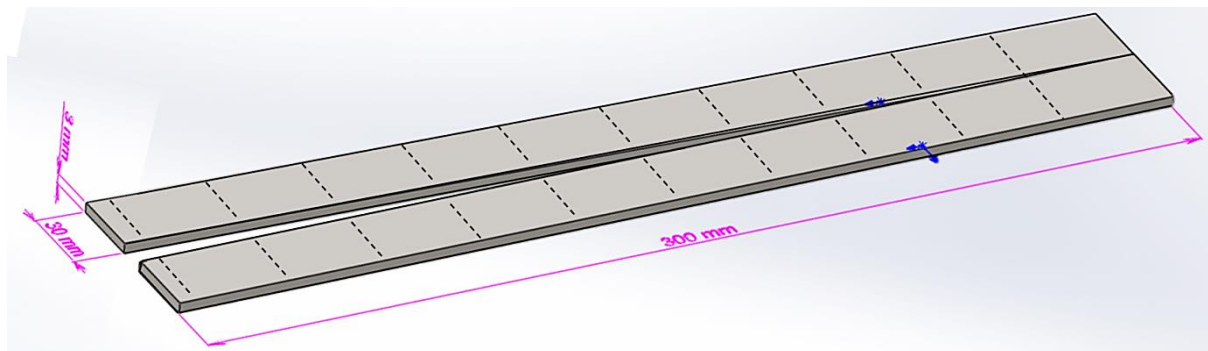


Figura 4.14 – Representação esquemática da placa de teste com folga variável (de 0 a 2,0 mm) de aço carbono ABNT 1020

Para estes experimentos foram utilizados os mesmos parâmetros usados no teste anterior. A Tabela 4.5 mostra os parâmetros MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica e a Tabela 4.6 mostra os parâmetros MIG/MAG Pulsado convencional. As imagens do aspecto superficial (as vistas superior e inferior do cordão) destes cordões produzidos são apresentadas nas partes (a e b) da Figura 4.15 e Figura 4.16. A Tabela 4.8 apresenta os resultados das medições (6 medidas de penetração ao longo da parte inferior do cordão) entre dois processos MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica e MIG/MAG Pulsado convencional parte (b) da Figura 4.15 e Figura 4.16.

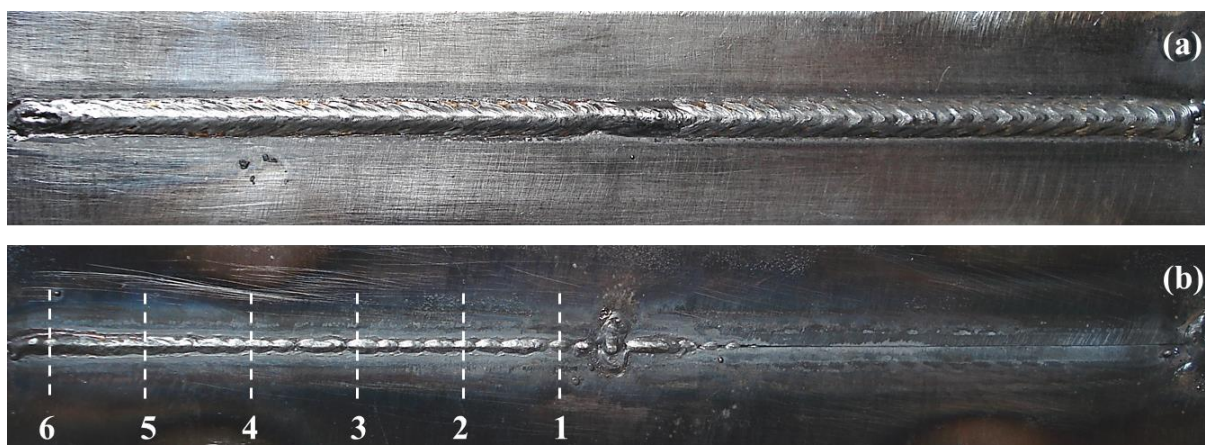


Figura 4.15 – Aspecto superficial do cordão de solda MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica: (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz (1 a 6 – sequência de medições da penetração)

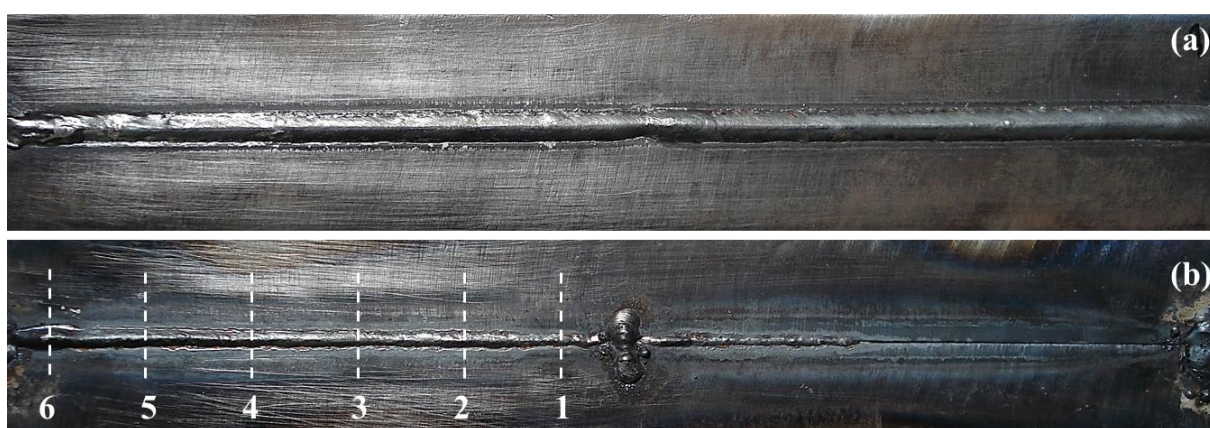


Figura 4.16 – Aspecto superficial do cordão de solda MIG/MAG Pulsado convencional: (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz (1 a 6 – sequência de medições da penetração)

Tabela 4.8 – Sequência de valores medições da penetração (mm) ao longo da parte inferior dos cordões obtidos entre os processos MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica e MIG/MAG Pulsado convencional (média de 5 medições para cada posição, em três placas de teste com cada processo)

	Posição da medição da penetração (conforme Figuras 4.15/4.16)					
	1	2	3	4	5	6
MIG/MAG-PPT	0,20	0,30	0,55	0,80	1,0	1,2
MIG/MAG-P	0,35	0,55	0,80	1,2	1,8	2,1

Com este experimento (simulação de passe de raiz na união de juntas de topo com folga variável de 0 a 2,0 mm com mesmo $I_{mt} = 115$ A), pode-se concluir que a diferença total de medições da penetração ao longo do cordão, entre dois processos MIG/MAG Pulsado

com pulsação térmica e MIG/MAG Pulsado convencional, representa 40%. O MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica demonstrou menor penetração na mesma abertura quando comparado com MIG/MAG Pulsado convencional. Porém, os resultados obtidos indicaram maior controle da poça de fusão pelo processo MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica, pois ele permitiu alcançar penetração total com maior regularidade e menor dimensão. Este controle certamente está ligado com esfriamento da poça de fusão durante os períodos da base térmica (menor corrente média). Assim, os experimentos seguintes foram implementados com MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica porque comprovou-se ter melhor controle da poça de fusão.

CAPÍTULO V

DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS DA PULSAÇÃO TÉRMICA COM TECIMENTO SINCRONIZADO

5.1. Definição dos parâmetros de Tecimento para uma abertura de raiz (folga)

5.1.1. Introdução

De acordo com Carvalho et al., (2011), um parâmetro importante e de forte influência durante a soldagem é a frequência de tecimento. Em seu trabalho, foi estudada a influência de diferentes frequências de tecimento sobre características geométricas e aspectos visuais dos cordões de solda. Esses autores encontraram que frequências menores de trabalho (2 Hz ou menos) acarretaram defeitos conhecidos como “mordeduras”. Melhores aspectos visuais dos cordões são obtidos com frequências maiores (4 e 5 Hz). Também perceberam que o cordão obtido com a frequência de 5 Hz apresentou um reforço maior do que o obtido com a frequência menor. Quanto à penetração, a amostra de menor frequência apresentou a menor penetração.

Já Fratari; Schvartzman; Scotti (2010) concluíram que a velocidade de deslocamento transversal da fonte de calor (V_{tr}) é a variável de grande importância, pois é ela que determina a real distribuição do calor imposto. Eles acreditam que a frequência não é a melhor forma de se avaliar a influência dos parâmetros regulados, pois são os parâmetros interdependentes. O trabalho utilizando a técnica de tecimento transversal foi dedicado por esses autores para se buscar uma maior relação entre a área do reforço pela área fundida (ar/af), respeitando-se a restrição imposta pela relação do reforço pela largura (r/l) e garantindo cordões sem defeitos geométricos, como convexidade excessiva e sobreposição lateral do cordão. De acordo com os resultados, quanto maior a amplitude, menor foi a relação r/l , e quanto menor a amplitude, maior a relação ar/af .

Cruz Junior et al., (2011) analisaram os efeitos das variáveis amplitude de tecimento, ângulo de ataque e velocidade de alimentação do arame energizado sobre a geometria do

cordão. Uma tendência foi a de se aumentar a largura do cordão e diminuir a penetração e o reforço com o aumento da amplitude. Há também uma tendência de se aumentar a largura, penetração e reforço com o aumento da velocidade de alimentação. Finalmente, há também uma tendência de aumentar a largura e o reforço e diminuir a penetração com o aumento do ângulo de ataque.

Mas como se vê, o efeito dos parâmetros da oscilação sobre o desempenho do processo de soldagem não é conclusivo, tampouco sobre quais parâmetros são os otimizados. Além disto, não foi encontrada na literatura uma avaliação da combinação tecimento trapezoidal com a soldagem MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica. Desta forma, o objetivo desta etapa do trabalho foi avaliar as técnicas de soldagem MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica com tecimento trapezoidal para controlar poça de fusão.

5.1.2. Material e métodos

Foram preparadas placas de testes de aço carbono ABNT 1020 com espessura de 6,3 mm, em junta de topo, com nariz (parte (a) da Figura 5.1) e sem nariz (parte (b) da Figura 5.1).

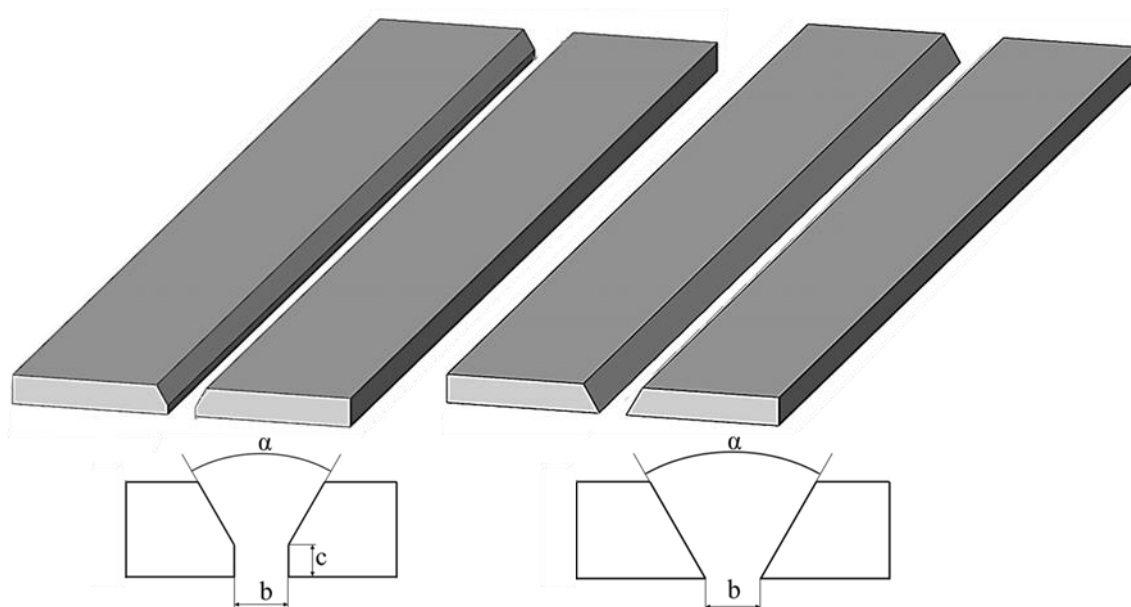


Figura 5.1 – Junta com chanfro em V proposta: α é o ângulo do chanfro; b é a abertura da raiz (folga); c é o nariz

Inicialmente foram propostos os seguintes valores para cada variável:

- α : $60^\circ (\pm 1^\circ)$;
- b : 2,5 mm ($\pm 0,2$); 4,0 mm ($\pm 0,2$) e 6,0 mm ($\pm 0,2$);
- c : 2,5 mm ($\pm 0,2$).

Para a montagem da junta, foram utilizados gabaritos para garantir a correta abertura de raiz (folga) e cachorros (*retentores*) para garantir que a junta não se alterasse ao longo do processo de soldagem. Esta abordagem já havia sido aplicada no Laprosolda com sucesso, como ilustra a Figura 5.2. Os cachorros foram feitos a partir de cantoneira de 1/2×1/8". A quantidade necessária de cachorros para garantir que a junta não se fechasse enquanto se solda, foi testada experimentalmente. A utilização dos cachorros foi para garantir que a junta estivesse livre de obstruções de forma a não afetar o arco, como poderia ocorrer se fossem utilizados pontos de solda.

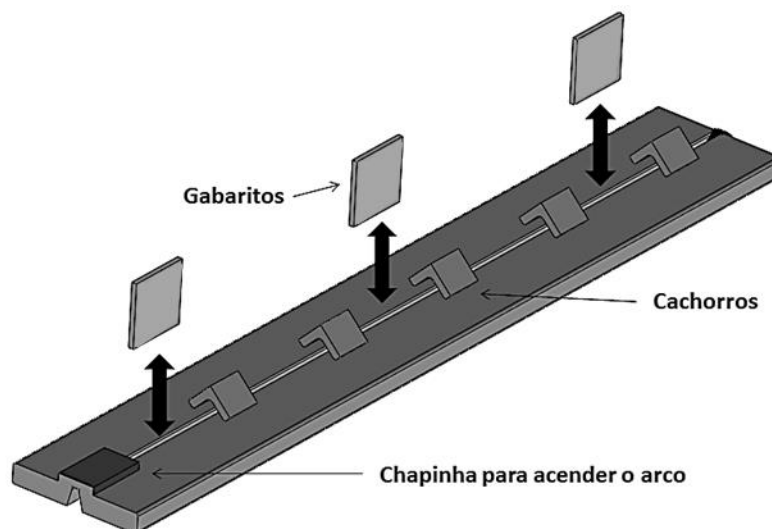


Figura 5.2 – Montagem da junta (MAGALHÃES, 2012)

Uma vez definida a montagem da junta a ser soldada, o próximo passo foi definir como seria realizado o bisel em cada chapa. Apesar de ser um chanfro em V relativamente fácil de ser confeccionado, dada a grande quantidade de testes que seriam realizados, foi necessário avaliar a melhor forma de fazer esse chanfro, pois poderiam ser feitos em plaina ou através de uma chanfradeira. Foi escolhido o processo de usinagem por plaina para a confecção dos biséis, pois apesar de ser um processo de usinagem mais lento que a chanfradeira, a qualidade do bisel é melhor. Além do mais, na plaina é mais fácil de realizar o bisel em peças pequenas, como as desse trabalho.

5.1.3. Critérios de aceitabilidade para a folga

O seguinte critério de aceitabilidade para o estudo do efeito dos parâmetros de soldagem foi utilizado:

- ✓ Cordões sem perfurações;
- ✓ Penetração total nas paredes dos chanfros;
- ✓ Bom acabamento na face de raiz do cordão.

5.1.4. Escolha do ângulo para definição da amplitude de oscilação da tocha

Apesar de não mencionado claramente pelos usuários de tecimento, as velocidades envolvidas na oscilação (velocidades de oscilação, de soldagem e de deslocamento transversal) afetam e governam seu efeito sobre a formação de um cordão, sendo variáveis importantes num tecimento. A Figura 5.3 mostra a relação entre essas velocidades, quantificada pela Equação 5.1.

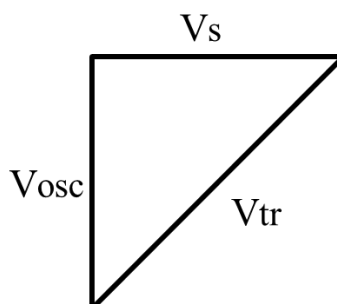


Figura 5.3 – Relação vetorial entre as velocidades de deslocamento longitudinal (V_s) e de oscilação (V_{osc}), resultando na velocidade transversal (V_{tr}) com que a tocha se desloca de um lado para o outro na junta (FRATARI; SCHVARTZMAN; SCOTTI, 2010)

$$V_{tr}^2 = V_{osc}^2 + V_s^2 \quad (5.1)$$

Dessa forma, para se calcular a V_{osc} , deve-se usar o espaço percorrido como sendo o dobro da amplitude (A), referente a um ciclo de tecimento, ou seja:

$$V_{osc} = \frac{2A}{t_{osc}} \quad (5.2)$$

Como $t_{osc} = T - 2T_{PL}$; tem-se que:

$$V_{osc} = \frac{2A}{T-2T_{PL}} \quad (5.3)$$

ou

$$V_{osc} = \frac{2A}{1/f-2T_{PL}} \quad (5.4)$$

ou

$$V_{osc} = \frac{2fA}{1-2fT_{PL}} \quad (5.5)$$

Assim, a velocidade de descolamento transversal real é:

$$V_{tr}^2 = \left(\frac{2fA}{1-2fT_{PL}}\right)^2 + V_s^2 \quad (5.6)$$

Um procedimento experimental deve ter os fatores mais independentes possíveis. Se a frequência, o tempo de parada lateral e a amplitude fossem eleitos fatores ao mesmo tempo, ao variar a amplitude para uma dada frequência e tempo de parada lateral, a velocidade transversal mudaria, o que mascararia os resultados (o efeito não seria da amplitude e/ou da frequência, por exemplo, mas sim deles conjuntamente com a da velocidade transversal). Desta forma, decidiu-se manter a velocidade transversal constante (permitindo que o calor fornecido ao cordão durante o deslocamento de um lado ao outro seja o mesmo) e usar como fatores a amplitude e o tempo de parada lateral. Uma vez que a velocidade de soldagem também será mantida constante, a necessidade de se manter a velocidade de oscilação também constante torna a frequência uma variável regulável permitindo alcançar a velocidade transversal desejada, para cada regulagem de amplitude e/ou tempo lateral. A Equação 5.7 estabelece a relação entre duas situações diferentes (variando a amplitude e/ou o tempo de parada lateral).

$$2f_1A_1 / 1-2f_1T_{PL1} = 2f_2A_2 / 1-2f_2T_{PL2} \quad (5.7)$$

O oscilador usado neste trabalho é do tipo pendular. Ele exige para sua regulagem a entrada da frequência de oscilação, do ângulo de oscilação (β) e do tempo de parada lateral. Pode-se regular um tempo de parada central, mas o mesmo não será usado neste trabalho.

O ângulo de oscilação define a amplitude. Entretanto, por questões de dimensionalidade (da amplitude com as velocidades), deseja-se a amplitude em unidade de comprimento (A). Tal amplitude é função do ângulo de oscilação (2β) e da distância do centro de oscilação à chapa (C_i), conforme relação da Equação 5.8. A Figura 5.4 mostra a

relação entre a distância do centro de oscilação à chapa (C_t), a amplitude em unidade de comprimento (A) e a amplitude em graus (2β).

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{A}{2.C_t} \quad (5.8)$$

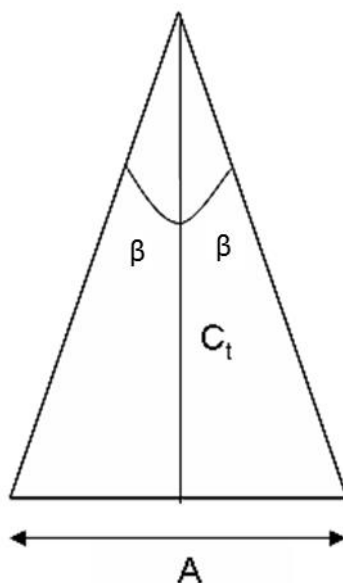


Figura 5.4 – Relação entre a altura de tecimento e a amplitude

Assim, o ângulo de oscilação de regulação para fornecer os valores de A (em graus) é calculado pela Equação 5.9.

$$2 * \arctan \frac{A}{2.C_t} = 2\beta = A(^{\circ}) \quad (5.9)$$

5.1.5. Efeito dos parâmetros de tecimento (tempo de parada lateral, tempo de transição e frequência) sobre a formação do cordão em juntas de topo com chanfro V, sem/com nariz, folga de 2,5 mm

É muito importante conhecer e entender quais parâmetros de tecimento são adequados para se conseguir realizar o passe de raiz sem provocar a perfuração da junta e sem formar outros defeitos, como a falta de penetração. Os experimentos a seguir tiveram como finalidade estabelecer estes parâmetros para permitir a confecção do passe de raiz.

Inicialmente, antes de realizar a soldagem na junta, foi produzido um cordão com pulsação térmica e com tecimento trapezoidal sobre chapa de aço carbono com espessura

de 2 mm. Isto teve como finalidade observar a distribuição de calor e pressão do arco durante tecimento, de maneira mais adequada conforme a localização da poça de fusão, ou seja, mais calor e pressão nas laterais e menos na transição entre laterais. Para controlar a sincronização da pulsação térmica foi utilizada a interface *CONPARTE* (Sistema de Controle de Parâmetros por Tecimento), já descrita no Item 3.2.4 do Capítulo III. Os resultados podem ser observados na Figura 5.5. Verifica-se nessa figura que maiores penetrações são alcançados na lateral do cordão, onde se tem mais calor concentrado devido ao pulso térmico. Já no centro de cordão, a penetração é menor, devido ao baixo calor fornecido pela base térmica. Isso mostra que a ideia de distribuição de calor a partir do sincronismo dos parâmetros de pulsação térmica com tecimento trapezoidal funciona e pode contribuir para controlar a poça de fusão durante de soldagem de uma junta de topo.

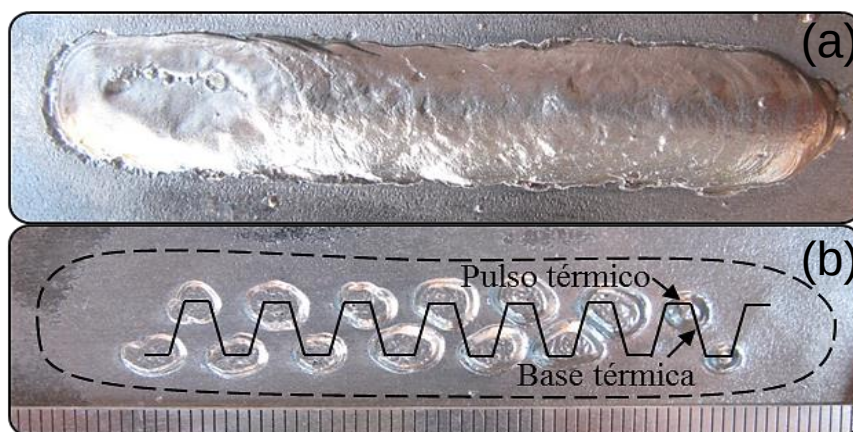


Figura 5.5 – Verificação da distribuição térmica (penetração) com o sincronismo entre parâmetros de pulsação e tecimento: (a) – vista superior, cordão de solda; (b) – vista inferior, maiores penetrações na lateral, onde se tem mais calor concentrado devido ao pulso térmico

Então, passou-se a aplicar este sincronismo em juntas de topo com chanfro V. A Tabela 5.1 apresenta os parâmetros de tecimento para uma faixa de tempos de parada lateral e tempo de transição de 0,20 s a 1,0 s, ou seja, amplitude, período, frequência e distância do centro de oscilação à chapa. Foram escolhidas desta tabela duas condições de tecimento com diferentes tempos de parada lateral (este tempo é igual ao tempo de transição) e frequências, 1,0 s de tempo de parada lateral e 1,0 s de tempo de transição, com 0,25 Hz (baixa frequência), e 0,20 s de tempo de parada lateral e 0,20 s de tempo de transição, com 1,25 Hz (alta frequência). Elas foram testadas na soldagem de juntas de topo com chanfro V e sem nariz. Para estes ensaios, a soldagem MIG/MAG Pulsado com pulsação térmica foi realizada a uma velocidade de soldagem de 2,9 mm/s (pelos testes

preliminares, foi escolhida a velocidade de soldagem, que apresentou os melhores resultados para a solda), com corrente média 70 A (tempo de pulso de 9 ms, tempo de base 54 ms e velocidade de alimentação 1,9 m/min), para base térmica, e com corrente média 160 A (tempo de pulso de 9 ms e tempo de base 6,8 ms e velocidade de alimentação 4,2 m/min), para pulso térmico.

Tabela 5.1 – Parâmetros da tecimento para a folga de 2,5 mm

TPL (s)	TT (s)	T (s)	fA (Hz)	Ct (mm)	A (mm)
1,0	1,0	4,0	0,25	115	4
0,90	0,90	3,60	0,28		
0,80	0,80	3,20	0,31		
0,70	0,70	2,80	0,35		
0,60	0,60	2,40	0,42		
0,50	0,50	2,0	0,50		
0,40	0,40	1,60	0,625		
0,30	0,30	1,20	0,83		
0,20	0,20	0,80	1,25		

Os resultados mostraram que não foi possível a soldagem desta junta, como indicam as Figuras 5.6 e 5.7. Então, estas mesmas condições foram repetidas na soldagem de juntas de topo com chanfro V, porém agora com nariz. Os resultados, indicados nas Figuras 5.8 e 5.9, mostram que a utilização do nariz ajudou a manter a poça de fusão na raiz da junta, sem que ocorresse a perfuração, facilitando o fechamento da abertura da raiz. Entretanto, os melhores resultados foram obtidos para a utilização de menor o tempo de parada lateral (este tempo é igual ao tempo de transição) com maiores frequência de oscilação da tocha. Foi observado, experimentalmente, que soldagens com menor o tempo de parada lateral (este tempo é igual ao tempo de transição) garantem um cordão com morfologia uniforme, diferente de quando é utilizado maior o tempo de parada lateral (este tempo é igual ao tempo de transição). Desta maneira todos os experimentos seguintes foram realizados com menor o tempo de parada lateral (este tempo é igual ao tempo de transição) com alta frequência de oscilação da tocha. Vale ressaltar que em todos os experimentos houve o cuidado em se manter o sincronismo dos parâmetros de pulsação térmica com a oscilação da tocha, ou seja, pulso térmico com tempo de parada lateral e base térmica com tempo de transição, como indicam oscilogramas da Figura 5.10.

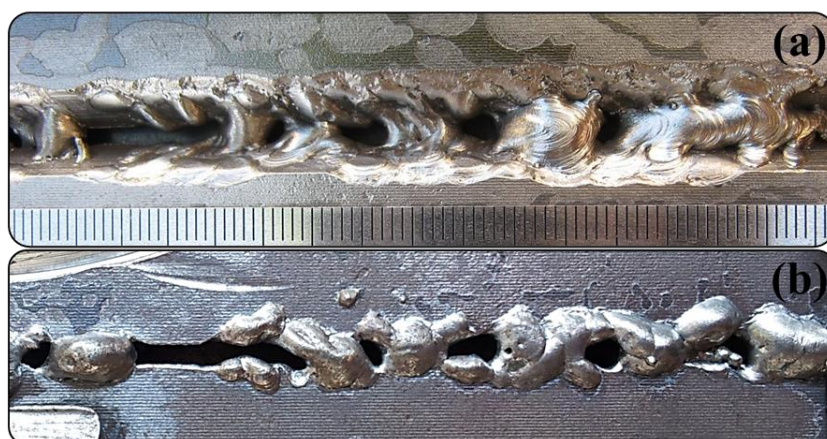


Figura 5.6 – Aspecto superficial do cordão de solda sem nariz; tecimento realizado com 0,20 s de tempo de parada lateral e 0,20 s de tempo de transição, abertura do chanfro 2,5 mm: (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz



Figura 5.7– Aspecto superficial do cordão de solda sem nariz, tecimento realizado com 1,0 s de tempo de parada lateral e 1,0 s de tempo de transição, abertura do chanfro 2,5 mm: (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

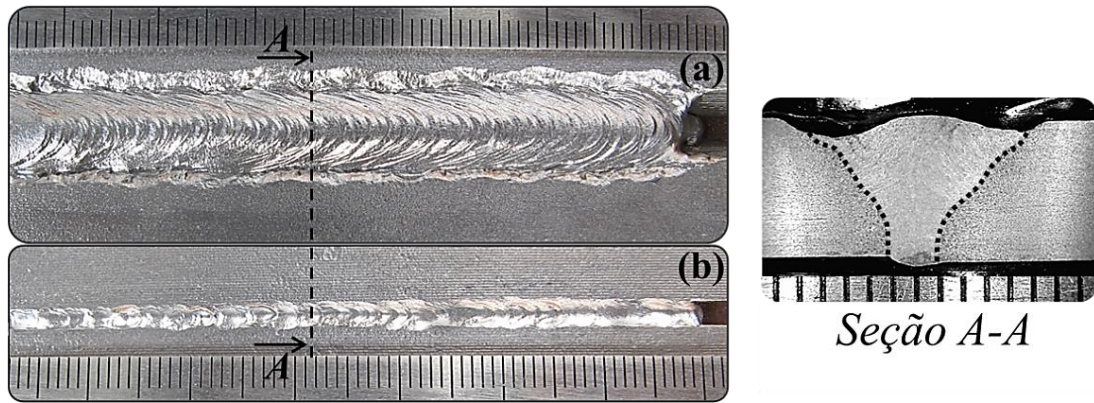


Figura 5.8 – Aspecto superficial do cordão de solda com nariz, tecimento realizado com 0,20 s de tempo de parada lateral e 0,20 s de tempo de transição, abertura do chanfro 2,5 mm: (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

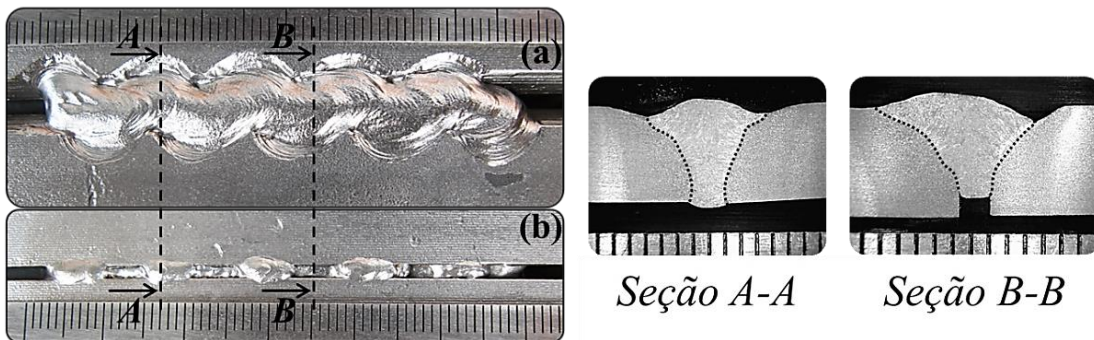


Figura 5.9 – Aspecto superficial do cordão de solda com nariz; tecimento realizado com 1,0 s de tempo de parada lateral e 1,0 s de tempo de transição, abertura do chanfro 2,5 mm: (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

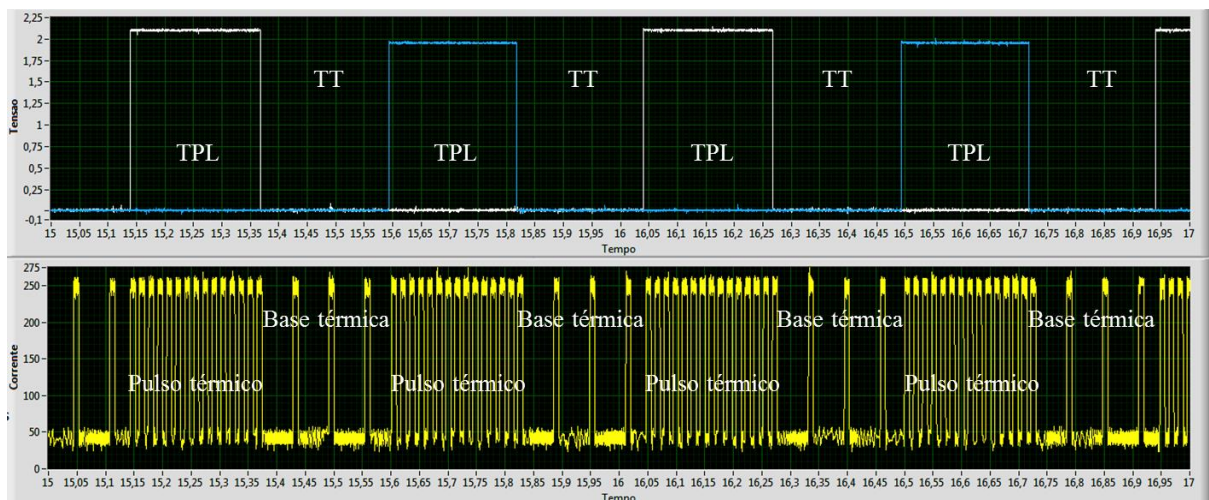


Figura 5.10 – Oscilogramas de sincronização do pulso térmico com o tempo de parada lateral (TPL) igual a 0,20 s e base térmica com o tempo de transição (TT) igual a 0,20 s e abertura do chanfro de 2,5 mm

Com estes experimentos, pode-se concluir que quanto menor o tempo de parada lateral (este tempo é igual ao tempo de transição) com maior frequência do tecimento maior a penetração total nas paredes dos chanfros da junta e melhor o acabamento na face de raiz do cordão, como mostrado na Figura 5.8. Mas com maior o tempo de parada lateral (este tempo é igual ao tempo de transição) com menor frequência do tecimento, o cordão tem morfologia irregular, como apresentada Figura 5.9, e apresenta falta de penetração na face da raiz da junta (seção B-B).

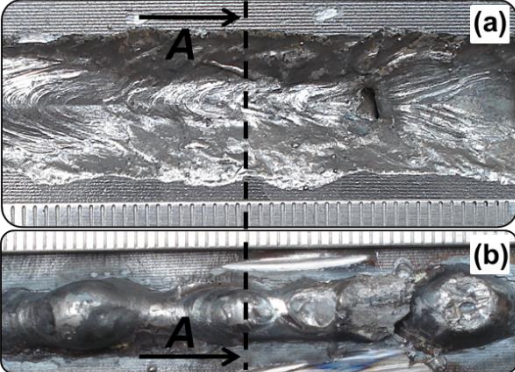
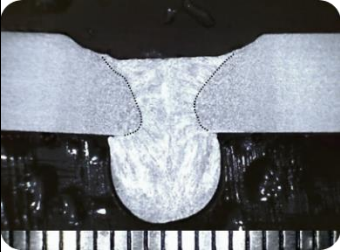
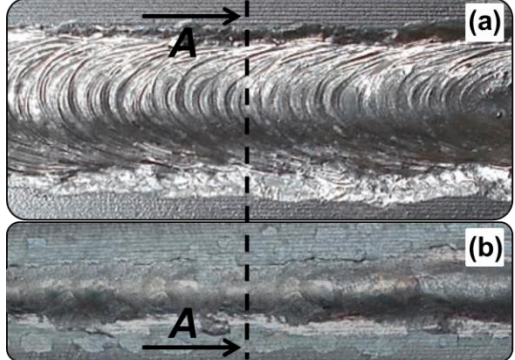
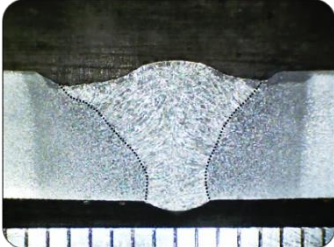
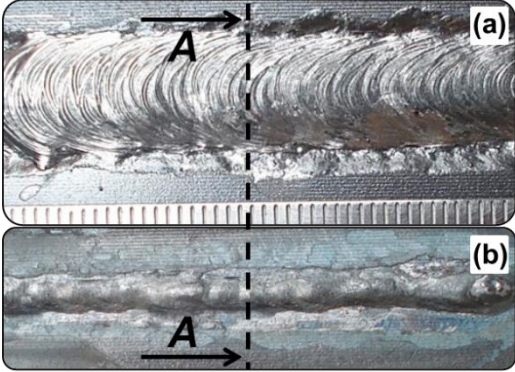
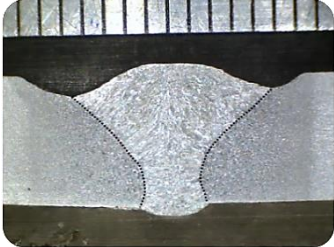
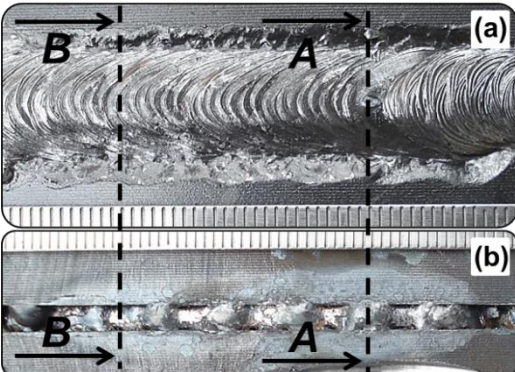
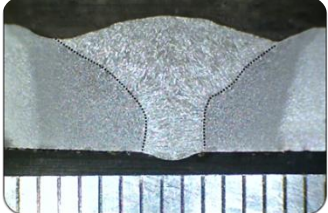
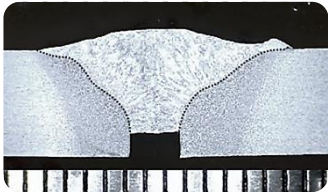
Desta maneira todos os experimentos seguintes foram realizados com menor o tempo de parada lateral (este tempo é igual ao tempo de transição) com maior frequência de oscilação da tocha e com juntas com chanfro V com nariz que mostrou melhor resultados.

5.1.6. Efeito da amplitude de oscilação da tocha sobre a formação do cordão em soldagem de juntas de topo com chanfro V, com nariz de 2,5 mm e folga de 4 mm

Foi avaliada a amplitude de oscilação da tocha durante a soldagem com pulsação térmica. Isto porque nos experimento anteriores foi usado um único valor para amplitude igual a 4 mm, para uma abertura da raiz 2,5 mm. Então, amplitude foi variada de 3 mm a 7 mm e o efeito desta variação sobre a raiz da junta foi avaliada. Para estes testes, foi utilizada uma abertura de raiz igual a 4 mm, com a finalidade observar o potencial do pulsação térmica na soldagem de junta de grandes folgas (quando o efeito de aquecer nas laterias e esfriar no centro pudesse ser mais sensível do que em menores folgas). Para todas as soldas produzidas, a velocidade de soldagem foi igual a 2,3 mm/s.

A Tabela 5.2 apresenta aspecto dos cordões (face e raiz) e da seção transversal para as diferentes condições de amplitudes. Com exceção da condição de 3 mm de amplitude, todos as demais (4 mm, 5 mm e 7 mm) permitiram a produção de um bom cordão sem a perfuração da raiz. Porém, a condição de 7 mm de amplitude favoreceu a ocorrência de falta de penetração na raiz da junta. Assim foi observada que apenas as amplitudes de 4 mm e 5 mm foram adequadas para soldagem da juntas com abertura de 4 mm da raiz.

Tabela 5.2 – Cordões com diferentes amplitudes de oscilação da tocha

A (mm)	Vista superior, face (a) e vista inferior, raiz (b)	Corte na seção transversal (seção A-A e seção B-B)
3		 Seção A-A
4		 Seção A-A
5		 Seção A-A
7		 Seção A-A  Seção B-B

Obs: A – amplitude da oscilação da tocha

A partir desses experimentos, pode-se concluir que a amplitude não pode ser menor do que a folga (neste caso foi observado para folga de 4 mm não pode ser usada amplitude de 3 mm, por ocorrer penetração excessiva e depois perfuração da junta). Além disso, amplitude não pode ser também muito grande (neste caso foi observado que para folga de 4 mm não pode ser usada a amplitude de 7 mm, pois pode ocorrer falta de penetração na junta). Isto mostra que técnica de pulsação térmica é sensível para variação pequenas amplitude.

5.1.7. Efeito da amplitude de oscilação da tocha, sobre a formação do cordão em soldagem de juntas de topo com chanfro V, com nariz de 2,5 mm e folga de 6 mm

Após ampla pesquisa bibliográfica, conclui-se tratar-se de um tratamento inédito o fechamento de abertura de raiz com 6 mm de forma automatizada. Por isso, estes experimentos pretenderam demonstrar, usando a teoria de que aquecimento nas laterais e redução do aquecimento no centro (sincronização do tecimento trapezoidal com pulso térmico e base térmica para distribuição calor e pressão do arco durante de soldagem) poderia ser uma abordagem para possibilitar fechar uma abertura de raiz tão grande.

Para conduzir estes estudos, as seguintes variações dos experimentos sobre a formação do cordão foram realizadas para se soldar juntas de topo com chanfro V, com nariz de 2,5 mm e folga de 6 mm:

- a) Variação de amplitude de oscilação da tocha (de 8 mm a 14 mm);
- b) Variação da velocidade de soldagem (de 1 mm/s a 4 mm/s).

Na Figura 5.11 pode-se observar que o pulso térmico está em fase com o tempo de parada lateral e que a base térmica esta em face com tempo de transição.

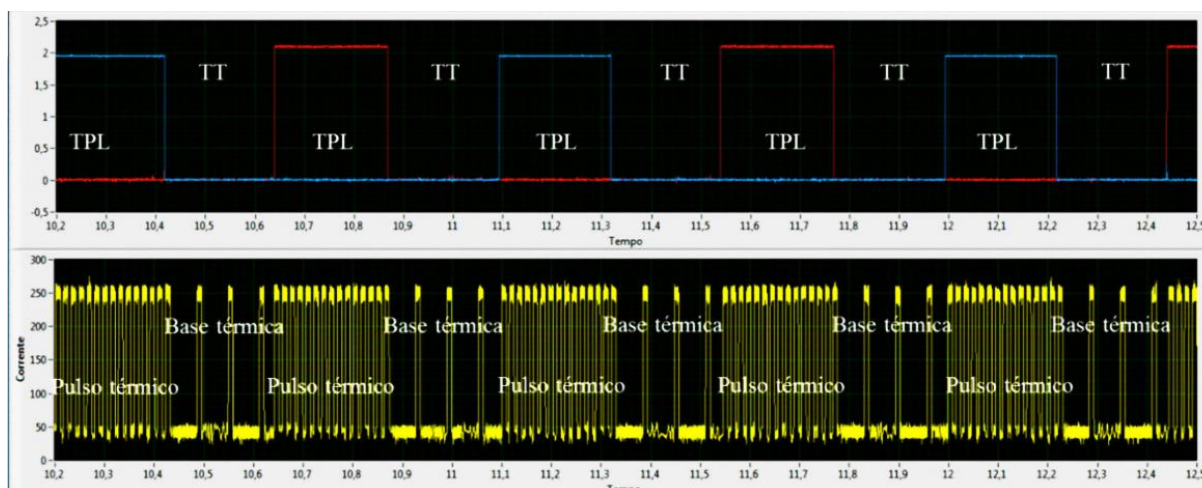


Figura 5.11 – Oscilogramas de sincronização do pulso térmico com o tempo de parada lateral (TPL) igual a 0,20 s e base térmica com o tempo de transição (TT) igual a 0,20 s e abertura do chanfro de 6 mm

Para estes experimentos, foram mantidos constantes o tempo de parada lateral em 0,20 s e o tempo de transição em 0,20 s. Após as soldagens, foi observado que o melhor resultado de amplitude para fechar a folga de 6 mm foi igual a 13 mm, para uma velocidade de soldagem de 1,9 mm/s, como mostra Figura 5.12. Para amplitudes menores do que 12 mm não foi possível fechar a folga de 6 mm, sem o surgimento de defeitos, mesmo ajustando a velocidade de soldagem em diferentes valores, de 1 mm/s a 4 mm/s. Isto porque a poça de fusão escorre, ocorrendo vazamento na raiz. Já com amplitude de 14 mm, não houve vazamento da poça de fusão, porém ocorrendo falta de penetração ao longo da raiz da junta, como indica pela Figura 5.13. Este passe de raiz com folga de 6 mm apresentou um reforço médio da raiz igual a 1,8 mm.

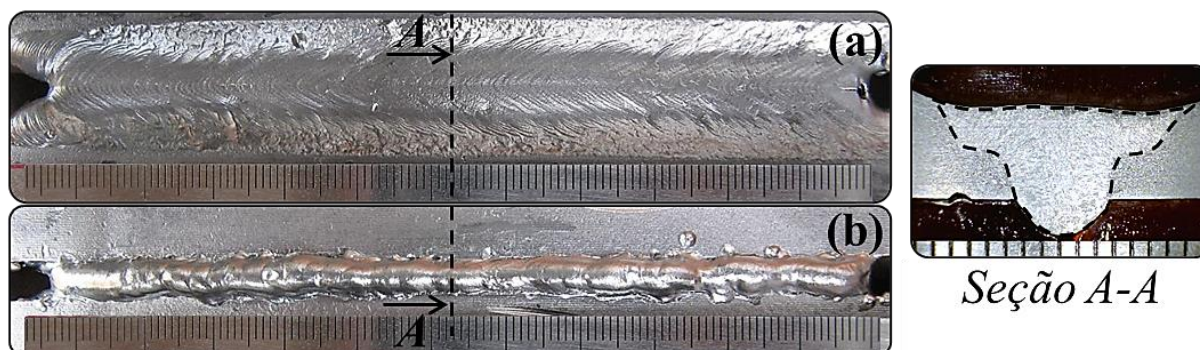


Figura 5.12 – Aspecto superficial do cordão de solda com nariz; tecimento realizado 0,20 s de tempo de parada lateral 0,20 s de tempo de transição, amplitude de 13 mm, abertura do chanfro 6 mm: (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz



Figura 5.13 – Aspecto superficial do cordão de solda com nariz; tecimento realizado com 0,20 s de tempo parada lateral e 0,20 s de tempo de transição, amplitude de 14 mm abertura do chanfro 6 mm: (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

Com maior amplitude de tecimento, o calor do arco elétrico é mais direcionado nas laterais da face do chanfro, como mostra a parte (a) da Figura 5.14. Com menor amplitude, o arco elétrico aquece mais a face do nariz do chanfro, causando a perfuração da raiz, parte (b) da Figura 5.14. Isto mostra que deve haver uma amplitude adequada para distribuir uniformemente o calor na lateral de chanfro e na face do nariz, garantindo um cordão com boa penetração e sem perfuração da raiz (parte (c) da Figura 5.14). Além disso, foi verificado (ainda no cordão produzido com 14 mm de amplitude) que no início da solda não houve fechamento da raiz (parte (a) da Figura 5.13). Nesta situação, as condições energéticas não favorecem o encontro das poças laterais, seja por baixa molhabilidade ou alta viscosidade (pois a poça está fria), não permitindo a formação de uma única poça. São formadas duas poças separadamente em cada lado da face da junta. Depois de um tempo, a tensão superficial se reduz (a peça está quente) e as duas poças “escorregam” e juntam-se, formando uma única poça.

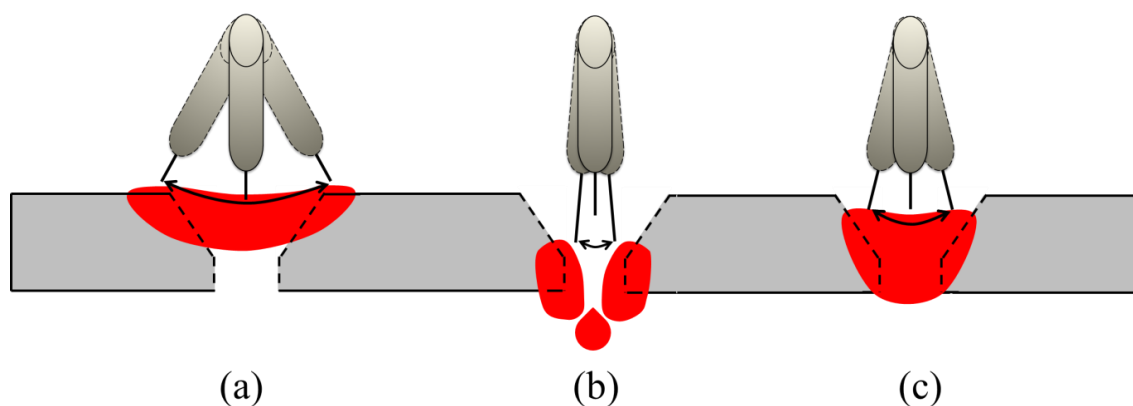


Figura 5.14 – Variação da amplitude: (a) – amplitude maior; (b) – amplitude menor; (c) – amplitude adequada

Novamente, verificou-se a importância do sincronismo dos parâmetros da pulsação térmica com o tecimento trapezoidal. Assim, pode-se concluir com estes experimentos de que é possível soldar uma junta com uma grande abertura de raiz. Porém, isto é uma tarefa difícil, pois o processo torna-se muito sensível a pequenas variações na amplitude de tecimento e velocidade de soldagem, podendo ocorrer formação de defeitos na raiz do cordão (falta de penetração, mordeduras, perfuração da raiz). Além disso, observa-se que é necessário um período de estabelecimento do processo para formar uma única poça de fusão, para poder fechar a raiz de 6 mm. Mesmo na condição de 13 mm de amplitude, existe a formação das duas poças separadamente. Porém, o período para estabelecimento de uma única poça é bem menor do que para maiores amplitudes. Para tentar minimizar este problema, ao abrir arco elétrico a tocha pode permanecer parada (com tecimento) por alguns segundos, ou seja, um tempo necessário ao estabelecimento de uma única poça de fusão (estabelecimento do processo). Depois, inicia-se a soldagem, com o deslocamento da tocha com uma determinada velocidade para produzir um cordão sem defeitos.

CAPÍTULO VI

CONCLUSÕES

Considerando que o objetivo principal deste trabalho foi tentar controlar a poça de fusão pela distribuição de calor e pressão do arco/gotas ao longo da junta pela sincronização entre os parâmetros de pulsação térmica e os de deslocamento da tocha (tecimento trapezoidal), e as condições em que este princípio foi testado, pode-se concluir que:

- ❖ É possível controlar a poça de fusão aplicando o pulso térmico em fase com o tempo de parada nas laterais da junta e a base térmica em fase com tempo de transição entre essas laterais, mesmo em juntas com folgas tão grandes quanto 6 mm;
- ❖ É necessário haver uma combinação correta de parâmetros e geometria do chanfro para se conseguir o controle da poça de fusão por esta abordagem. Por exemplo, só possível a soldagem da junta de topo com chanfro V utilizando-se um nariz de 2,5 mm de altura, uma vez que a falta de uma face de nariz na junta levou à perfuração. Outro exemplo seria que as soldagens somente foram satisfatórias (com penetração total) quando foi usado um tempo de parada lateral (0,20 s) e tempo de transição (0,20 s), já que com maior tempo de parada lateral (1,0 s) e tempo de transição (1,0 s), o cordão ficou com morfologia irregular e apresentando falta de penetração na face da raiz da junta;
- ❖ A amplitude de tecimento deve ser maior do que a folga, para permitir a ação do arco em condição de maior força do jato/momentum das gotas nas laterais. Porém, amplitudes muito grandes podem dificultar a penetração.

Desta forma, a pulsação térmica mostrou potencial para a soldagem automatizada de passes de raiz sem o suporte de cobrejuntas por permitir um melhor controle da poça de fusão, mas maiores estudos precisam ser implementados para aumentar a robustez da abordagem, uma vez que o desempenho é ainda muito sensível a pequenas variações da geometria da junta, o que reduz a praticidade de sua aplicação.

CAPÍTULO VII

RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com o objetivo de complementar os estudos da avaliação da pulsação térmica para o controle da estabilidade da poça de fusão em soldagem MIG/MAG, de tal forma a se permitir soldagens automatizadas de passes de raiz, apresentam-se as seguintes sugestões para trabalhos futuros:

- ❖ Realizar os experimentos com menores tempos de parada lateral (TPL) e tempo de transição (TT) possíveis, (por exemplo, parâmetros preliminares são apresentados na tabela abaixo). Espera-se que com menores tempos de parada lateral/tempo de transição (alta frequência) ter-se-ia um esfriamento no centro da junta mais rápido e não deixar a poça de fusão colapsar;

TPL (s)	TT (s)	T (s)	fA (Hz)
0,15	0,15	0,60	1,67
0,10	0,10	0,40	2,5
0,05	0,05	0,20	5,0

- ❖ Encontrar a relação entre tempo de parada lateral e tempo de transição sobre a fusão das laterais em penetração, em condições (geometria de junta) em que se garanta penetração total;
- ❖ Estudar o desempenho da pulsação térmica em diferentes aberturas de raiz e com sincronização do pulso térmico e base térmica com o tecimento trapezoidal, na soldagem de juntas com desnivelamento dos biséis;

- ❖ Estudar o efeito do ângulo de ataque sobre o controle da poça de fusão, com a finalidade de encontrar a melhor angulação da tocha (puxando ou empurrando) na soldagem MIG/MAG Pulsado com Pulsação térmica;
- ❖ Realizar soldagens na vertical, horizontal e sobrecabeça, com uma inclinação adequada da tocha, visando encontrar pacotes operacionais ótimos de pulsação térmica para a soldagem de tubulações (soldagem na orbital), em diferentes aberturas de raiz (0 a 6 mm, por exemplo), com sincronização do pulso térmico e base térmica com o tecimento trapezoidal;
- ❖ Realizar a otimização das soldagens em orbital (em tubulação) a partir do monitoramento do comportamento da poça de fusão com as variações da abertura de raiz (e também com o seu desalinhamento) que ocorrem ao longo da junta. Para isso, serão utilizados sensores (pode colocar na frente da tocha um sensor, a laser, por exemplo, que é capaz de medir estas variações durante de soldagem) que irão captar estas variações e desalinhamentos e permitir, em tempo real, a mudança dos pacotes operacionais de pulsação térmica e de tecimento, para uma determinada abertura de raiz. Outro sensor deverá ser utilizado para detectar a mudança de posicionamento da tocha com a angulação do tubo, para que seja utilizado o pacote operacional mais adequado da técnica e de tecimento para uma determinado ângulo do tubo, fazendo com que a fonte de soldagem trabalhe de forma sincronizada com o deslocamento da tocha (com o uso de um robô, por exemplo), para conseguir fechar a junta sem perfuração e com penetração total;
- ❖ Fazer filmagens com câmera de alta velocidade (shadowgrafia) para observar e entender o comportamento da transferência metálica durante as soldagens com a mudança entre as fases de pulso e base térmica, sincronizadas com o tecimento trapezoidal;
- ❖ Fazer filmagens com a câmera termográfica da poça de fusão, também medir momentum das gotas e do arco (pressão) para observar e entender o seu comportamento durante as soldagens com a mudança entre as fases de pulso e base térmica, sincronizadas com o tecimento trapezoidal.

CAPÍTULO VIII

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AKULOV, A. I. et al. **Tecnologia de soldagem por fusão elétrica**. Moscou: Machinostroenie, 1977. 426p.

ALLUM, C. J. MIG Welding – Time for reassessment. **Metal Construction**. v 15, n 4, p 347-355. jun. 1983.

ALLUM, C. J. Recent Developments in Pulsed Gas Metal Arc Welding. **Welding for Challenging Environments**. p 1-10. oct. 1985.

AMIN, M. Synergic Pulse MIG Welding. **Metal Construction**. v 13, n 1, p 349-353. jun. 1981.

ASM Handbook. **Welding Brazing and Soldering**. American Welding Society, v 6, 2873p. 1993.

AWS A5.18/A5.18M. **Specification for carbon steel electrode standards for gas shielded arc welding**. 2005.

BALSAMO, P. S. S. **Desenvolvimento de Um Sistema Sinérgico não Linear para Soldagem MIG Pulsado de Aço Inoxidável**. 2000. 193 f. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

BARRA, S. R. **Influência do processo MIG/MAG térmico sobre a microestrutura e a geometria da zona fundida**. 2003. 209 f. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

BARRA, S. R. **Influência dos Procedimentos de Soldagem sobre Resistência à Cavitação de Depósitos Obtidos com a Utilização de Arames Tubulares de Aços Inoxidáveis Ligados ao Cobalto**. 1998. 131 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis

BAUM, L.; FICHTER, V. Os soldadores de gás inerte, MIG/MAG, o soldagem prática. 1999.

CARVALHO, R. S et al. Estudo sobre a influencia da frequência de tecimento nas características dos cordões em operações de revestimento de modo automatizado. **In: VI COBEF - Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**. ABCM. Caixas do Sol. abr. 2011 (CD-ROM).

CASTNER, H.R. Gas Metal Arc Welding Fume Generation Using Pulsed Current. **Welding Journal**. p 59-68. feb. 1995.

CHRISTENSEN, N.; DAVIES, V. DE L.; GJERMUNDSEN, K. Distribution of Temperatures in arc welding. **Welding Journal**. vol 12, p 54-75. 1965.

CRUZ JUNIOR et al. Influência da variação do tecimento, ângulo de ataque e velocidade de alimentação sobre a geometria de cordões de revestimento pelo processo MIG/MAG-DWOA. **In: VI COBEF - Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**. ABCM. Caixas do Sol. abr. 2011 (CD-ROM).

DAVID, S. A.; VITEK, J. M. Correlation between solidification parameters and weld microstructures. **International Materials Reviews**. v 34, n 5, p 213-245. 1989.

DUMOV, S. I. **Tecnologia de soldagem por fusão elétrica**. Leningrado: Machinostroenie, 1987. 461p.

DUTRA, J. C. et al. Modelo para Previsão da Geometria do Cordão em Soldagem TIG com Corrente Pulsada. **In: XXII Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem**. 1996. Blumenau. Anais XXII. p. 389-400.

DUTRA, J. C. Procedimento Computadorizado de Estudo de Transferência Metálica para Determinação das Variáveis de Soldagem com Corrente Pulsada. **Anais do XIV ENTS, ABS**. São Paulo. p 637-652. nov. 1989

DUTRA, J.C., GOHR JÚNIOR, R. OLLÉ, L.F., **O processo MIG/MAG pulsado com pulsação térmica**. In: XXI Encontro Nacional da Tecnologia da Soldagem, ABS, 1995, Caxias do Sul, RS.

EROKHIN, A.; ISHCENKO, Y. Algumas regras da formação do cordão das juntas não giradas na soldagem de dutos. **Fabricação de soldagem**. n 4, p 16-18, 1967b.

EROKHIN, A.; ISHCENKO, Y. Características dos cálculos de curvatura da poça de fusão e tensão da superfície na soldagem. **Física e Química do tratamento das materiais**. n 1; p 35-38; 1967a.

FEDKO, V. T. et al. Modulação da poça de fusão e otimização de seu parâmetro de tempo. **Ciências da Engenharia**. v 309, n 1, p 133-135. 2006.

FEDKO, V. T. Pulsed wire feed with controlled electrode metal transfer. **Welding Engineering and Renovation of the Surface**. n 1, p 100-112. 2004.

FOMICHEV, S. K; et al. **Processos de soldagem e equipamentos**. Kyiv: NTUU «KPI», 2012. 488p.

Fratari, R. Q.; Schvartzman, M.; Scotti, A., Otimização dos Parâmetros de Tecimento para Confeção de Amanteigamento de Chapas de Aço pelo Processo TIG com Arame AWS ER309L. **Soldagem & Inspeção**, São Paulo, Vol. 15, No. 3, p.209-217, Jul/Set 2010.

GHOSH, P.K.; GUPTA, P. C.; SOMANI, R. Influences of pulse parameters on bead geometry and HAZ during bead on plate deposition by MIG welding process. **International Journal of Materials Research**. v 82, n 10, p 756-762. out. 1991.

GUREV, H. S.; STOUT, R. D. Solidification Phenomena in Inert Gas Metal Arc Welds. **Welding Journal**. n 7, p 298-310. jul. 1963.

HAHN, H. Low-tech system mechanizes pipe welding: Backing device allows GMAW on open root. **The Tube & Pipe Journal (TPJ)**, March 11, 2004. Available in <http://www.thefabricator.com/Articles/Printer_Friendly_Article.cfm?ID=844>.

IMC SOLDAGEM. **Manual de Instruções DIGIPlus A7**. p 88. 2012.

IMC SOLDAGEM. **Manual de Instruções STA-20**. p 13. 2005.

ISHIZAKI, K.; MURAI, K.; KANBE, Y. Penetration in arc welding and convection in molten metal. **International Institute of Welding**. Document 77-66, study group 212, 1966.

ISHIZAKI, K.. New Approach to the Mechanism of Penetration. **Int. Conf. Weld Pool Chemistry and Metallurgy**. TWI, Abington, Cambridge, UK. p 65-76. 1980.

JONSSON, P.G.; EAGAR, T.W.; SZEKELY, J. Heat and Metal Transfer in Gas Metal Arc welding Using Argon and Helium. **Metallurgical and Materials Transactions**.v 26B, p 383-395. Apr 1995.

KIM, Y. S.; EAGAR, T. W. Metal Transfer in Pulsed Current Gas Metal Arc Welding. **Welding Journal**. p 279-287. jul. 1993.

KOCH, R.; WELZ, W. MAG Impulslichtbogenschweißen. **Schweissen und Schneiden**. v 38, n 2, p 67-71, 1996.

KOU, S. **Transport Phenomena in Materials Processing**. Wiley, New York, 1996.

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

KOU, S., WANG, Y. H. Computer Simulation of Convection in Moving Arc Weld Pools. **Metallurgical Transactions A**. v 17A: p 2265-2270, 1986c.

KOU, S., WANG, Y. H. Three-Dimensional Convection in Laser Melted Pools. **Metallurgical Transactions A**. v 17A, p 2265-2270, 1986b.

KOU, S., WANG, Y. H. Weld Pool Convection and Its Effect. **Welding Journal**. v 65, p 63-70. 1986a.

KOU, S.; LE, Y. **Metallurgical Transactions A**. v 19, p 1075-1082. 1988.

KOU, S.; SUN, D. K. Fluid Flow and Weld Penetration in Stationary Arc Welds. **Metallurgical Transactions A**. v 16A, p 203-213. 1985.

LAMPMAN, S. R. **Weld Integrity and Performance**. USA: ASM International, 1997. 381p.

LANCASTER, J. F. **Metallurgy of welding**. England: Abington Publishing, 1999. 444p.

LARSEN, U. **Investigation of Stability in Automated, Positional GMA Welding of Steel**. 1991. Dissertação de Mestrado - Cranfield Institute of Technology. UK.

LAWSON, W. H. S.; KERR, H. W. Fluid monitor in GTA weld pools - 1. Flow patterns and weld pool homogeneity. **Welding Research International**. v 6, n 5, p 63-77, 1976.

LIN, M. L.; EAGAR, T.; W. Influence of Arc Pressure on Weld Pool Geometry. **Welding Journal**. v 64, n 6, p 163. 1985.

LOSEV, V. A.; YUKHIN, N.A. **Equipamentos de solda e materiais**. Moscou: Souelo, 2000. 60p.

MACHADO, I. G. **Soldagem & Técnicas Conexas**. Porto Alegre: Editado pelo Autor 1996. 477p.

MAGALHÃES, V. A. N. **Simulação Física por Retificação da Soldagem de Dutos com Processo GMAW**. 2012. 151 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

MANAMI, L. G.; DUTRA, J. C.; GOHR JÚNIOR, R. Desenvolvimento de um Programa Computacional para Controle Sinérgico de Processo de Soldagem MIG/MAG. **Anais do XXII Encontro Nacional de Tecnologia de Soldagem**. Blumenau – SC, p. 401-409. 1996

MARANGONI, C. On the spread of a liquid drop on surface another. **Journal of Physics and Chemistry**. v 143, n 7, p 337-354. 1871.

MATSUNAWA, A.; NISHIGUSHI, K. Arc Characteristics in High Pressure Argon Atmospheres. **International Conference on Arc Physics and Weld Pool Behaviour**. The Welding Institute Cambridge, 1980, pp. 67-77.

MICROCHIP TECHNOLOGY PIC18F2480/2580/4480/4580 Data Sheet - 28/40/44-Pin Enhanced Flash Microcontrollers with ECAN™ Technology, 10-Bit A/D and nanoWatt Technology. 2007, Inc. p. 483.

MIRANDA, H. C., **Reconhecimento e controle da transferência metálica no processo MIG/MAG pulsado**. 2002. 213f. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

MIRANDA, H. C.; FERRARESI, V. F.; SCOTTI, A. US **Patent** 2004/0034608 A1, de 19/04/2004, com International Publication Number WO 03/082508 A2, de 09/10/2003, sob o título Luminescence sensing system for welding, depositada pela Praxair Inc.

MIRANDA, H. C.; SCOTTI, A.; FERRARESI, V. A. Identification and control of metal transfer in pulsed GMAW using optical sensor. **Science and Technology of Welding & Joining - Maney Publishing**. v 12, n 3, p 249-257, may. 2007.

MOORE, K. L.; YENDER, R.; TYLER, J.; NAIDU, D. S. Modeling, Calibration and Control Theoretic Analysis of the GMAW Process. **American Control Conference (ACC)**.v 3, p 1747-1751. USA, Pennsylvania. jul. 1998.

MOTA, C. P et al. Controle de Parâmetros de Soldagem com Tecimento através do uso de Acelerômetros e Sensores de Presença. In:**XXXVIII CONSOLDA**, 2012, Ouro Preto.

MUSTAFIN, F. M. et al. **Soldagem de Tubulações**. Moscou: Nedra, 2002. 350p.

NATIONAL INSTRUMENTS. **Documento das especificações, modelo NI USB-6009**. 2012

NEMCHINSKY, V.A. Electrode melting during arc welding with pulsed current. **Journal of Physics D**. v 31, p. 2797-2802. 1998.

NIXON, J. H.; NORRISH, J. Determination of Pulsed MIG Process Parameters, **Special Supplement from Welding & Metal Fabrication**. p 4-7.apr. 1988.

NORRISH, J. **Advanced Welding Process**. Institute of Physics Publishing, Bristol, Philadelphia and New York. 1992. 375p.

NORRISH, J.; RICHARDSON, I. F. Back to basics: metal transfer mechanisms. **Welding & Metal Fabrication**. p 17-22. jan-fev. 1988.

OGUNBIYI, V.; NORRISH, J. Monitoring Indices for Metal Transfer in the GMAW Process. **Science and Technology of Welding and Joining**. v 2, n 1, p 33-35. 1997.

OJO, E.; SCOTTI, A. **Determinação dos parâmetros de pulso na soldagem MIG/MAG pulsada, parte I**. LAPROSOLDA/UFU. Uberlândia, out. 2005. 23p. Relatório.

OREPER, G. M.; EAGAR T. W.; SZEKELY, J. Convection in arc weld pools. **Welding Journal**. v 62, p 307-312. 1983.

OZCELIK, S.; MOORE, K. L.; NAIDU, S. D. MIMO Direct Model Reference Adaptive Control for Gas Metal Arc Welding. **Trends in Welding Research, Proceeding of the 5th International Conference**. AWS/ASM, p 1051-1061. 1998.

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

PAULA, A. C.; OJO, E.; SCOTTI, A. **Determinação dos parâmetros de pulso na soldagem MIG/MAG pulsada, parte II**. LAPROSOLDA/UFU. Uberlândia, dez. 2005. 10p. Relatório.

PETROV, G. L.; TUMAREV, A. C. **Teoria dos processos de soldagem**. Moscou: Machinostroenie 1977. 392p.

POLUXIN, P. I., et al. **Tecnologia dos materiais e soldagem**. Moscou. 1977. 458p.

PRAVEEN, P.; KANG, M. J.; YARLAGADDA, P. K. D. V. Arc voltage behavior of one drop per pulse mode in GMAW-P. **Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering**. v 17, n 1-2, p 389-392. jul-aug. 2006.

PRAVEEN, P.; YARLAGADDA, P. K. D. V.; KANGB, M.J. Advancements in pulse gas metal arc welding. **Journal of Materials Processing Technology**. v 164-165 (AMPT/AMME05 Part 2), p. 1113-1119, 2005.

RYKALIN, N. N. **Cálculos dos processos térmicos de soldagem**. Moscou. 1951. 269p.

SADLER, H. A. Look at the Fundamentals of Gas Metal Arc Welding. **Welding Journal**. P 45-49. may 1999.

SAVAGE, W. F. Solidification, segregation and weld imperfections. **Welding in the World**. v 18, n 5/6, p 89-112. jan. 1980.

SCOTTI, A. **Processes Modeling to Establish Control Algorithms for Automated GMAW**. 1991. 270 f. Tese PhD - Cranfield Institute Tecnology. UK.

SCOTTI, A.; PONOMAREV, P.; LUCAS, W. A scientific application oriented classification for metal transfer modes in GMA welding. **Journal of Materials Processing Technology**. v 212, p. 1406-1413, fev. 2012.

SCOTTI, A.; PONOMAREV, V. **Soldagem MIG/MAG**. Artliber Ed, 2008. 284p.

SCOTTI, A.; REIS, R.P.; LISKEVYCH, O. Modelo descritivo do fluxo de calor em soldagem a arco visando o conceito de calor imposto efetivo. **Soldagem & Inspeção**. v 17, n 2, p 166-172. 2012.

SCOTTI, A.; RODRIGUES, C. E. A. L. Determination of momentum as a mean of quantifying the mechanical energy delivered by droplets during MIG/MAG welding. **The European Physical Journal Applied Physics**. v 45. 2009a.

SCOTTI, A.; RODRIGUES, C. E. A. L. Determination of the Momentum of Droplets Impinging on the Pool during Aluminium GMAW. **Soldagem & Inspeção**. v 14, n 4, p 336-343, out/dez. 2009b.

SILVA, C. L. M., VANDERLEY, J. S.; SCOTTI, A. Reavaliação da técnica MIG Duplo Pulso quanto à geração de porosidade na soldagem de ligas de alumínio em condições mais severas. **Soldagem & Inspeção**.v 9, n 1, mar. 2004.

SILVA, L. M. C. **Avaliação da técnica de pulsação térmica na soldagem de alumínio**. 2003. 266 f. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

SILVA, L. M. C.; SCOTTI, A. Avaliação do efeito dos períodos de pulsação térmica sobre a formação do cordão na soldagem de alumínio pelo processo MIG-PT. In: **1º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**. Curitiba, Paraná, Brasil. abr. 2001.

SILVA, L. M. C.; SCOTTI, A. The influence of double pulse on porosity formation in aluminum GMAW. **Journal of Materials Processing Technology**. v 171, p 366-372. jul. 2006.

SUBRAMANIAM, S. et al. Droplet Transfer in Pulsed Gas Metal Arc Welding of Aluminum. **Welding Journal**. v 77, p 458-464, nov. 1998.

THOMSON, J. On certain curious motions observable at the surfaces of wine and other alcoholic liquors. **Philosophical Magazine**. v 10, p 330-333. 1855.

THREADGILL, P. et al. The Prospects for Weld Pool Grain Refinement. In: **The Welding Institute**. Abington. p 33. 1979.

UERGURI, S.; HARA, K.; KOMURA, H. Study of transfer in pulse GMA weldind. **Welding Journal**. p 245-250, aug. 1985.

VASILIEV, K. V. et al. **Engenharia de soldagem primeiro volume**. Moscou: Machinostroenie, 1978. 502p.

VINOGRADOV, V. S. **Equipamentos e tecnologia para soldagem automática**. Moscou: Academia, 1997, 319p

VLADIMIRSKY, T. A. et al. **Handbook on welding volume one**. Moscou. 1960. 557p.

VOLCHENKO, V. N. et al. **Teoria dos processos de soldagem**. Moscou, 1988. 559p.

WAINER, E.; BRANDI, S. D.; MELLO, F. D. H. **Soldagem processos e metalurgia**. São Paulo: Editora Edgard Blucher Ltda, 1992. 494p.

WANG, G.; HUANG, P. G.; ZHANG, Y. M. Numerical Analysis of Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding under Modified Pulsed Current Conditions. **Metallurgical and Materials Transactions B**. v 35B, p 857-866. oct. 2004.

WANG, Q. L.; LI, P. J. Arc Light Sensing of Droplet Transfer and its Analysis in Pulsed GMAW Process. **Welding Journal**. v 76, n 11, p 458-469. nov. 1997.

WASZINK, J. H.; PIENA, M. J. Experimental investigation of drop detachment and drop velocity in GMAW. **Welding Journal**. v 65, p 289–298. nov. 1986.

YAPP, D.; BLACKMAN, S. A. Recent Developments in High Productivity Pipeline Welding. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences & Engineering**, v 26, n.1, p 89-97. jan. 2004.

ZACHARIA, T. et al. Surface Temperature Distribution of GTA Weld Pools on Thin-Plate 304 Stainless Steel. **Welding Journal**. p 353-362. nov. 1995.