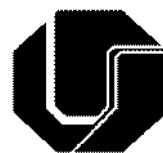


OKSANA KOVALENKO

**SOLDAGEM MIG/MAG COM ALTERNÂNCIA DE POLARIDADE
SINCRONIZADA COM TECIMENTO TRANSVERSAL (MIG/MAG
APSTT) VISANDO AUTOMAÇÃO DA SOLDAGEM DO PASSE DE
RAIZ EM TUBULAÇÕES**



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

2014

OKSANA KOVALENKO

**SOLDAGEM MIG/MAG COM ALTERNÂNCIA DE POLARIDADE
SINCRONIZADA COM TECIMENTO TRANSVERSAL (MIG/MAG
APSTT) VISANDO AUTOMAÇÃO DA SOLDAGEM DO PASSE DE
RAIZ EM TUBULAÇÕES**

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Américo Scotti

UBERLÂNDIA - MG

2014

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

- K88s Kovalenko, Oksana, 1988-
2014 Soldagem MIG/MAG com alternância de polaridade sincronizada com
tecimento transversal (MIG/MAG APSTT) visando automação da solda-
gem do passe de raiz em tubulações / Oksana Kovalenko. - 2014.
149 f. : il.
- Orientador: Américo Scotti.
Dissertação (mestrado) – Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.
1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Soldagem - Teses. I. Scotti, Américo, 1955- II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU: 621

OKSANA KOVALENKO

**SOLDAGEM MIG/MAG COM ALTERNÂNCIA DE POLARIDADE
SINCRONIZADA COM TECIMENTO TRANSVERSAL (MIG/MAG
APSTT) VISANDO AUTOMAÇÃO DA SOLDAGEM DO PASSE DE
RAIZ EM TUBULAÇÕES**

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

Ruam Pablo Reis (Phd) – UFU

Prof. Volodymyr Ponomarov (PhD) – UFU

Dr. Carlos Eduardo Aguiar Lima Rodrigues – Petrobrás – RN

Uberlândia, 28 de março de 2014

*À minha avó Aliada, mãe Lydmila, irmã Marina
e toda família*

AGRADECIMENTOS

À Deus, pela proteção e acompanhamento;

Ao meu orientador, Américo Scotti, pela orientação, atenção, ensinamento, grande contribuição pessoal neste trabalho e criação de amor pela pesquisa e tecnologia da soldagem;

Aos Prof. Volodymyr Ponomarov e Prof. Ruham Pablo Reis, pelos ensinamentos, amizade e disponibilidade constante em ajudar;

Aos Prof. Louriel Oliveira Vilarinho e Prof. Valtair Antonio Ferraresi, pelos ensinamentos na área de soldagem;

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

À CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior), pelo suporte financeiro;

À Fapemig, pelo suporte financeiro para o 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;

À minha família, pelo apoio;

Ao time da Ucrânia, em especial Anna e Olga, pelo apoio e manutenção, ajuda em adaptação e muitos momentos não esquecidos, ao Iaroslav, pelo trabalho eficaz e divertido em conjunto, e ao Andriy e Dima, pela amizade;

Aos colegas do Laprosolda, Diandro, Luis, Edmundo, José Francisco, Hélio, Thomson, Carmem e outros, pelo ajuda técnica, científica e colaboração no dia-a-dia;

Àos colegas Carolina Mota e Marcos Vinícius, pela confecção da interface e modernização da programação da mesa coordenada para permitir programar maiores distâncias de trajetórias desejadas;

A Evgenia Chvertco, Vitaliy Boyko, Konstantin Zvorukin, Vladimir Kotik e Serguei Fomichev pelo ajuda e colaboração em assuntos ligados com a programa de Duplo Diplo entre Universidade Federal de Uberlândia e Nacional Universidade Técnica da Ucrânia "Instituto Politecnico de Kiev"

E, finalmente, a todas as pessoas que diretamente ou indiretamente contribuíram para a realização deste trabalho.

KOVALENKO, O. **Soldagem MIG/MAG com Alternância de Polaridade Sincronizada com Tecimento Transversal (MIG/MAG APSTT) Visando Automação da Soldagem do Passe de Raiz em Tubulações.** 2014. 149 f. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia.

RESUMO

A soldagem automatizada de passes de raiz de tubulações carrega a dificuldade de superar os desalinhamentos (aberturas variadas) de raiz e os desnívelamentos das superfícies internas do tubo (os chamados high-lows). O soldador supera esses problemas com sua habilidade de controlar e distribuir manualmente o calor dentro da junta, de forma a aumentar ou reduzir o volume do metal fundido onde necessário. Em operações automáticas, a forma mais adotada para superar essas dificuldades é o uso de cobrejuntas, mas que em tubulações requer equipamentos sofisticados e de difícil operacionalidade. O objetivo deste trabalho foi propor e avaliar um sistema inovativo (equipamento e processo) para soldagem automática de passes de raiz em tubulações sem o uso de cobrejuntas. A abordagem foi procurar uma distribuição otimizada de calor e pressão do arco sobre a poça de fusão, de tal forma que mais calor/pressão seja imposto nas laterais da junta e o oposto na região do centro, fazendo com que se alcance alta fusão do nariz da junta (mesmo com desnívelamentos), mas resfriando a poça quando o arco estiver no centro, para impedir o colapso do grande volume de poça mesmo com desalinhamentos (aberturas variadas). A técnica proposta, denominada de MIG/MAG com Alternância de Polaridade Sincronizada com Tecimento Transversal (APSTT), constitui-se de um tecimento transversal do arco, de forma sincronizado com a alternância de modos operacionais do processo MIG/MAG, sendo Pulsado com maior energia, nas laterais do chanfro e Polaridade Negativa (CC-) com menor energia, na transição do tecimento entre as duas laterais do chanfro. Uma fonte de soldagem especial e um sensor de posicionamento da tocha foram usados. Procurou-se inicialmente condições paramétricas para a soldagem pulsada e em CC-, de tal forma a se obter dois níveis de corrente, um para cada modo operacional. Projeteu-se e avaliou-se um sistema de tecimento com o uso de sensores para indicar se a tocha estaria na lateral do chanfro ou no centro. Avaliou-se o efeito da frequência e amplitude de tecimento e dos tempos de paradas laterais sobre a estabilidade da poça de fusão para diferentes desalinhamentos (aberturas variadas). Também foi avaliado o efeito do gás de proteção, pela substituição de uma baixa concentração de O₂ por de CO₂, sobre a capacidade de fusão das laterais da junta para evitar falta de fusão. A avaliação da viabilidade desse sistema foi feita usando-se chapas de aço carbono com chanfro em V, na posição plana, com variação de folgas e de desnívelamento. Ao final, foi feita uma comparação com a técnica MIG/MAG com curto-círcuito controlado (CCC), usando-se um equipamento comercial. A técnica MIG/MAG APSTT mostrou ser capaz de aumentar o controle da poça de fusão na raiz, aumentando a tolerância para variação de folga e desnívelamentos, cumprindo, portanto, seu propósito. Mas mostrou-se também sensível ao tamanho da folga, que para cada faixa demanda diferentes parametrizações em relação à amplitude de tecimento. Foi proposta a utilização de sensores para medir a folga e apontar o parâmetro adequado de tecimento para cada uma. Portanto, a técnica mostrou-se com capacidade para ser usada em soldagens orbitais de tubulações com vantagens em concorrência com tecnologias comerciais já existentes.

Palavras-Chave: MIG/MAG, Passe de raiz, Tubulações, Corrente Alternada, Tecimento, Poça de fusão

KOVALENKO, O. **MIG/MAG Welding with Alternating Polarity Synchronized with Transversal Weaving (GMAW APSTW) Aiming Automation of Root Pass Welding in Pipelines.** 2014. 149 f. Dissertation, Federal University of Uberlândia.

ABSTRACT

The root pass automated welding in pipelines is associated with difficulty of variable groove gaps and the pipes inner surfaces mismatches (high-lows). The welder overcomes these problems with his ability to control and distribute manually the heat inside of the joint, by increasing or reducing the molten metal volume where necessary. In automatic operation, the most common practice to overcome these difficulties is the use of backing strips, which, in the case of pipes, requires sophisticated and difficult to operate equipment. The objective of this study was to elaborate and evaluate an innovative system (equipment and process) for automatic welding of root passes on pipes without backing. The idea was to look for a optimized distribution of heat and arc pressure on the weld pool, so that more heat and pressure are imposed on the joint sides and less heat and pressure in the center area. This approaches makes possible to achieve high fusion of the joint root (even with a certain mismatch or high-low), but cooling the weld pool when the arc is in the center, to prevent the collapse of the large pool volume, even with a variable groove gap. The proposed technique, called MIG/MAG Welding with Alternating Polarity Synchronized with Transversal Weaving (APSTW), constitutes a transversal weaving of the arc synchronized with alternating GMAW operating modes, Pulsed with higher energy on the sides of the bevel and Negative Polarity (DC-) with lower energy in the weaving transition between the two sides of the bevel, including the central area. A special welding power source and a torch position sensor are required. Initially, parametric conditions for the pulsed and DC- welding were found, so that two different current levels, one for each operating mode, were obtained. A weaving system, which used sensors to indicate whether the torch would be on the groove side or in the groove center, was designed and evaluated. The weaving frequency, amplitude and lateral dwell time effects on the weld pool stability were assessed for different root gaps. The effect of the shielding gas on the melting capacity of the bevel sides was also evaluated to prevent lack of fusion, by replacing a low concentration of O₂ by CO₂. This system feasibility was assessed by using carbon steel plates with V grooves in the flat position, with varying root gaps and mismatches. At the end, the GMAW technique developed was compared with a controlled short circuit technique using commercial equipment (RMD). The GMAW APSTW technique was able to increase the control of the weld pool at the root, increasing the tolerance for gap variations and mismatches, thus fulfilling its purpose. But it proved to be too sensitive to gap sizes, demanding a different range of parameterization for each weaving amplitude. The use of sensors has been proposed to measure the root gap and indicate the appropriate weaving settings. Therefore, the technique proved to be capable of being used in orbital welding of pipelines with advantages in competition with existing commercial technologies.

Keywords : GMAW root pass, Pipelines, Alternating Current, Weaving, Weld pool

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

θ	Ângulo entre a normal no ponto considerado e o vetor velocidade de soldagem;
A	Amplitude do tecimento (oscilação);
A_d	Área depositada;
A_f	Área do metal base fundido;
A_t	Area total;
CC-	Corrente na polaridade eletrodo negativo;
CC+	Corrente na polaridade eletrodo positivo;
CONPARTE	Sistema de Controle de Parâmetros por Tecimento
Ct	Distância de centro de oscilação à chapa;
DBCP	Distância bico de contato peça;
E_{ap}	Energia aparente ponderada de soldagem
EN	Eletrodo Negativo;
EP	Eletrodo Positivo;
EPO	Escritório Europeu de Patentes;
F_a	Força devido à pressão do arco;
fA	Frequência da amplitude do tecimento em ciclos;
F_g	Força da gravidade;
F_y	Força devido à tensão superficial;
F_m	Força devido ao momentum das gotas;
F_p	Força do jato de plasma;
F_{pme}	Força devido à pressão magnética estática;
FPO	<i>Free Patents Unline</i>
G	Peso da poça;
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i> ;
GMAW P	<i>Gas Metal Arc Welding Pulsed</i>
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding</i> ;
I	Corrente de soldagem;
I_b	Corrente de base;
IIW	<i>International Institute Welding</i> ;
I_m	Corrente média;
INPI	Instituto Nacional da Propriedade Intelectual;

I_p	Corrente de pulso;
I_n	Corrente na polaridade eletrodo negativo;
I_{rms}	Corrente eficaz;
I_t	Corrente de transição;
IWM	<i>Internal Welding Machine</i>
L	Largura do cordão;
MIG/MAG	<i>Metal Inert Gas / Metal Active Gas</i> ;
MIG/MAG	MIG/MAG com Alternância de Polaridade Sincronizada
APSTT	com Tecimento Transversal;
MIG/MAG RSSP	MIG/MAG com Reversão Sincronizada do Sentido da Tocha e da Polaridade;
	MIG/MAG com Alternância de Polaridade;
STT	<i>Surface Tension Transfer</i> ;
RMD	<i>Regulated Metal Deposition</i> ;
CCC	Curto-Círcuito Controlado;
CID	<i>Charde-injection Imaging Device</i> ;
MIG/MAG CA	MIG/MAG Corrente Alternada
MIG/MAG VP	MIG/MAG Variação da Polaridade
GMAW VP	<i>Gas Metal Arc Welding Variable Polarity</i>
MIG/MAG-P	<i>Metal Inert Gas / Metal Active Gas Pulsado</i> ;
P	Penetração do cordão;
R	Reforço do cordão;
R_r	Reforço do raiz
T	Período do tecimento;
t_b	Tempo de base;
TIG	<i>Tungsten Inert Gas Welding</i> ;
t_n	Tempo de ação da corrente na polaridade eletrodo negativo;
t_p	Tempo de pulso;
TPC	Tempo de Parada Central;
TPL	Tempo de parada laterão;
TT	Tempo de Transição;
UGPP	Uma Gota Por Pulso;
U_m	Tensão média;
U_{rms}	Tensão eficaz;
USB	<i>Universal Serial Bus</i> ;

USPTO	Escritório Norte-americano de Marcas e Patentes;
V_a	Velocidade de alimentação do arame;
V_{ap}	Velocidade de alimentação ponderada;
VPPA	<i>Variable Polarity Plasma Arc</i>
V_s	Velocidade de soldagem;
α	Ângulo da posição espacial de tocha de soldagem;
β	Ângulo de oscilação;
β_a	Ângulo de subida;
β_b	Ângulo de descida;

SUMÁRIO

RESUMO	vi
ABSTRACT	vii
LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS	viii
CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA: MÉTODOS DE CONTROLE DA FORMAÇÃO DA POÇA EM PASSES DE RAIZ EM SOLDAGEM A ARCO	12
2.1 - Controle da poça de fusão através de cobrejunta	13
2.2 - Controle da poça de fusão pela estabilização da transferência metálica	18
2.3 - Controle da poça de fusão através da oscilação da tocha	24
2.4 - Controle da poça de fusão através da colocação de cordões de ancoramento	29
2.5 - Controle da poça de fusão através de resfriamento da mesma	31
2.6 - Controle da poça de fusão pela variação dos parâmetros elétricos ao longo de junta e outros equipamentos especiais	33
2.7 Outros métodos aplicados em soldagem de tubulações	41
2.8 - Considerações finais	44
CAPÍTULO III - METODOLOGIA, EQUIPAMENTOS E CONSUMÍVEIS	44
3.1 – Metodologia geral	44
3.2 – Bancada experimental	49
3.2.1 – Equipamento de soldagem: fonte, alimentador de arame e tocha	50
3.2.2 – Mesa de coordenadas ortogonais X-Y-T com mecanismo de tecimento transversal do tipo pendular	52
3.2.3 – Suporte para fixação das chapas de soldagem	54
3.2.4 – Interface para sincronização dos modos operacionais com tecimento transversal	56
3.2.5 – Sistema de aquisição dos parâmetros de soldagem	57
3.2.6 – Detector de transferência metálica “P-GMAW Precise tuner”	58
3.3. Consumíveis	58

CAPÍTULO IV – AVALIAÇÃO DO POTENCIAL DO PROCESSO MIG/MAG COM ALTERNÂNCIA DE POLARIDADE	60
4.1 – Avaliação do modo operacional MIG/MAG CA aplicado em soldagem de chapas finas com folga variável simulando o passe de raiz	60
4.1.1 – Parametrização da Soldagem MIG/MAG CA	60
a) Parametrização do MIG/MAG Pulsado	61
b) Parametrização do CC-	63
c) Combinação dos modos CC+ Pulsado e CC-	64
4.1.2 – Determinação dos Parâmetros de Tecimento para a Soldagem MIG/MAG CA	65
4.1.3 – Avaliação da Soldagem MIG/MAG CA em juntas com folga variável	66
4.2 - Avaliação da Alternância de Polaridade Sincronizada com o Tecimento Transversal (APSTT) sobre a distribuição de calor em poça de fusão	69
4.3 – A formação do cordão usando a tecnologia MIG/MAG com Alternância de Polaridade sincronizada com tecimento transversal (APSST) ou “Conditio sine qua non” da APSTT	72
4.3.1 – Influência da ordem de posição dos modos operacionais em sincronismo com tecimento transversal	73
4.3.2 – A influência da TPL numa amplitude de tecimento “pequena”, mantida a mesma área do metal depositado	76
4.3.3 – A influência da TPL usando-se uma amplitude de tecimento “grande”, utilizando diferentes áreas de metal depositado	78
CAPÍTULO V – DETERMINAÇÃO DOS CRITÉRIOS DE ACEITABILIDADE E LIMITES DA TECNOLOGIA MIG/MAG APSTT NA SOLDAGEM DE PASSE DE RAIZ	81
5.1 – Critérios de aceitabilidade para o passe de raiz	81
5.2 – Aplicação do Processo MIG/MAG APSTT na soldagem de passe de raiz com folga de 2 mm	85
5.3 – Aplicação do Processo MIG/MAG APSTT na soldagem de passe de raiz com folga de 6 mm	89
CAPÍTULO VI – APLICAÇÃO DE MIG/MAG APSTT NA SOLDAGEM DE PASSE DE RAIZ	95
6.1 – Metodologia	95

6.2 – Adequação da relação entre amplitude de tecimento e velocidade de soldagem para uma folga de 4 mm	96
6.3 – Influência de velocidade de soldagem na formação do cordão para uma dada amplitude de tecimento transversal	104
6.4 – Tentativa de se evitar a falta de fusão nos laterais das bordas de chanfro através de aumento do corrente e mudança de gás de proteção	108
6.5 – Tentativa de se evitar a falta de fusão nos laterais das bordas de chanfro através de parâmetros de tecimento transversal	113
6.6 – Determinação de faixa dos parâmetros de tecimento transversal para soldagem de passe de raiz pelo processo MIG/MAG APSTT	119
6.7 – Avaliação de robustez do MIG/MAG APSTT na soldagem de passe de raiz em relação aos desnivelamentos e desalinhamentos das chapas	123
6.8 – Soldagem de passe de raiz utilizando tecnologia de soldagem MIG/MAG com curto-círcuito controlado para efeito de comparação com tecnologia MIG/MAG APSTT	128
CAPÍTULO VII – CONCLUSÕES	132
CAPÍTULO VIII – PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS	135
CAPÍTULO IX – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	137
APÊNDICE A – HIPÓTESE SOBRE FORMAÇÃO DE CORDÃO UTILIZANDO TECIMENTO TRANSVERSAL	144

CAPITULO I

INTRODUÇÃO

O homem primitivo consumia apenas de 300 g de combustível equivalente (220 – kCal ou 8,8 MJ) por dia, obtido com a comida. Hoje nos países desenvolvidos, uma pessoa gasta até 36 kg de combustíveis por dia, equivalente a 13 t/ano (KORSHAK; SHAMMAZOV, 2001, p.6). O consumo de energia em todas as suas formas cresce e duplica a cada 10 anos, oriunda das fontes de energia, sejam renováveis ou não renováveis. Entre as fontes renováveis, estão as energias solar, eólica, geotérmica, das marés e rios, enquanto entre as não renováveis pode-se citar o carvão, petróleo e gás. Mas o estorvo das fontes renováveis é que são instáveis, já que o sol não aparece a noite ou quando está chovendo, vento pode-se se tornar calmo, as ondas enfraquem na bonança, etc. Korshak e Shammazov (2001, p.14) fizeram uma avaliação das fontes de energia e concluíram resumidamente que enquanto os cientistas estão em busca de aumentar a eficiência da energia das fontes renováveis, as principais formas continuam sendo ocupadas pelo petróleo e gás, que das não renováveis são as mais permanentes e eficazes em produção e uso.

Mezne at al. (2007) também concordam com o fato do petróleo ser o recurso energético mais importante, que representa mais de um terço do consumo de energia primária mundial no ano 2005 (Figura 1.1). Ainda de acordo com esses autores, o volume, geografia e a natureza multifacética do comércio mundial de petróleo são únicos em comparação com outras comodites. Em 2005, foi produzido e consumido mais de 80 milhões barris de petróleo diariamente (Tabela 1.1).

Como se vê na Tabela 1.1, o Brasil ocupa a oitava posição entre os países consumidores, mas não se apresenta entre os 10 primeiros países como produtor. Por isto tem de se preocupar que a questão da eficiência na produção e distribuição de seu petróleo. Neste sentido, em 1953 foi fundada a Petrobras, e desde então está aumentando progressivamente o seu potencial na área de petróleo e gás. De acordo com Neto e Costa (2007), diversos objetivos foram alcançados pela Petrobras através do investimento em Pesquisa, formando todo um estoque de conhecimento que outros países não possuem, o que criou um passo tecnológico em relação aos demais, gerando um caráter de liderança à

companhia brasileira de petróleo. Já no final de 1950, devido às análises geográficas, havia o conhecimento de que o país possuía reservas de petróleo em profundidade marítima, mesmo que ainda sem uma definição precisa dos locais. Agora, com uso de mais tecnologias, os dirigentes da empresa já preveem a possibilidade técnica de exploração em até 4000 metros de profundidade.

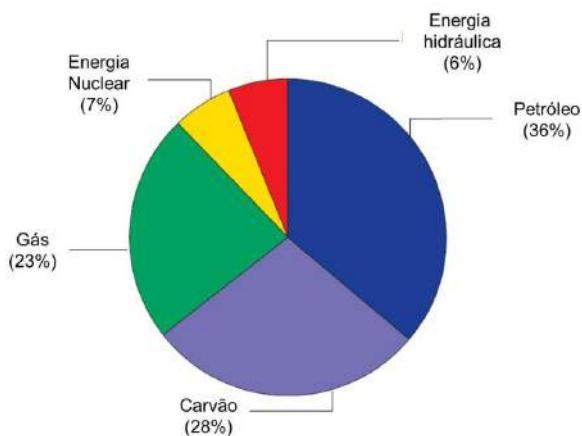


Figure 1.1 – Consumo de energia primária mundial em função da fonte no ano de 2005 (Mezne et al., 2007)

Tabela 1.1 – Dez maiores consumidores, produtores, importadores e exportadores de petróleo do mundo em 2005 (Mezne et al., 2007)

	Consumidor	milh. bar./dia	Produtor	milh. bar./dia	Importador	milh. bar./dia	Exportador	milh. bar./dia
1	USA	20,8	Arábia Saudita	10,9	USA	13,0	Arábia Saudita	8,8
2	China	6,6	Rússia	9,5	Japão	5,4	Rússia	6,8
3	Japão	5,4	USA	7,3	China	3,1	Noruega	2,7
4	Rússia	2,7	Irã	4,2	Alemanha	2,5	Irã	2,7
5	Alemanha	2,6	México	3,8	Coréia	2,2	Venezuela	2,4
6	Índia	2,3	China	3,6	França	1,9	UAE	2,4
7	Canadá	2,3	Canadá	3,1	Índia	1,7	Nigéria	2,4
8	Brasil	2,2	Noruega	3,0	Itália	1,7	Kuwait	2,2
9	Coréia	2,2	Venezuela	3,0	Espanha	1,6	Iraque	1,8
10	Arábia Saudita	2,1	UAE	2,9	Taiwan	1,0	Argélia	1,7
	Mundo	83,6	Mundo	84,4	Mundo	50,0	Mundo	50,0

Mas a indústria de petróleo é muito complexa e consiste de várias frentes, não só a exploração. Entre essas frentes está a fabricação de redes dutoviárias (oleodutos e gasodutos), a principal forma de transporte de petróleo e produtos petrolíferos. A fabricação

dos dutos¹ é um dos importantes problemas científicos e de engenharia, cuja solução exige a integração permanente de diferentes áreas de conhecimento e esforços conjuntos de muitos profissionais. O desafio na área de soldagem, é garantir um processo prático, para facilitar e acelerar produtividade de fabricação, ao mesmo tempo confiável, para diminuir a quantidade dos defeitos e, em seguida, reparações dos tubos.

Em soldagem se utiliza diferentes espessuras de metal de base. Dependendo da espessura do metal de base, define-se o processo, a posição de soldagem e o nível de energia para se confeccionar a solda. Pode ser com passe único (Figura 1.2(a)) ou múltiplo (Figura 1.2(b)-(e)), podendo ser com um único passe por camada (Figura 1.2(a)-(c)) ou com vários passes por camada (Figura 1.2(d)-(e)). Dependendo do tipo de junta (de topo, em ângulo ou T), necessita-se de diferentes preparações do chanfro e de diferentes ângulos de abertura da raiz. O tipo da estrutura e nível de acessibilidade para a junta irá determinar se a execução da solda vai ser de um lado (Figura 1.2(a)-(d)) ou de ambos os lados (Figura 1.2(e)). Mas todas as juntas têm um primeiro passe, denominado passe de raiz (indicado pelo número 1 na Figura 1.2). Em sequência ao passe de raiz, vêm os passes de enchimento e os passes de acabamento (Figura 1.3).

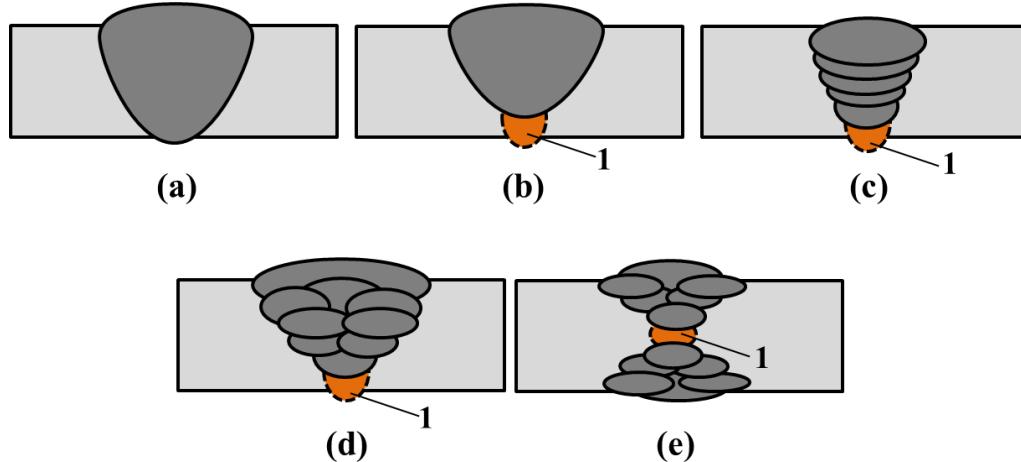


Figura 1.2 – Esquema de juntas de topo com diferentes métodos de enchimento (1 – o passe de raiz)

¹ - Apesar de um uso não padrão da terminologia, neste trabalho se faz referência a dutos como tubos interligados para condução de óleo e gás em longas distâncias e a tubulações como tubos interligados dentro de uma planta petroquímica.

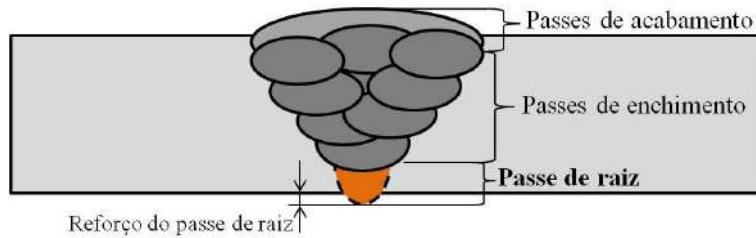


Figura 1.3 – Esquema dos passes em uma junta de topo

Desta forma, o passe de raiz é o início da criação de uma união soldada, entre elas a soldagem de tubos entre si, para fabricação de uma linha de dutos. Ele pode ser por si só, independente, satisfazendo a necessidade de uma junta de pequena espessura, ou servir como base para passes seguintes (Figura 1.4). Deve provocar a fusão total nas laterais, apresentar um pequeno reforço externo na parte de baixo e possuir uma espessura suficiente para não ser perfurado sob a energia dos passes seguintes.

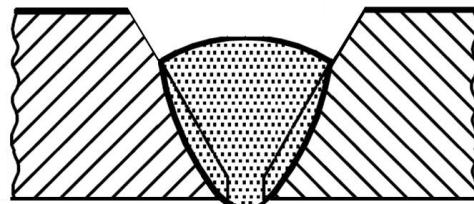


Figura 1.4 – Passe de raiz em uma junta de topo com chanfro em V

Uma dificuldade na soldagem do passe de raiz é a presença de uma folga entre as bordas, que cria condições não favoráveis para o metal líquido da poça de fusão, possibilitando escorramento ou perfurações. Evitar esse problema através do aumento da qualidade de preparação das bordas e montagem da junta, até uma folga mínima, exige condições ideais (laboratório), grande esforço humano, muito tempo e equipamentos dispendiosos, fatores não desejáveis na fabricação dutoviária. Por isso, para condições de campo sempre deixa-se uma tolerância de folga, normalmente em valor de até 2 ou 3 mm. Mas além do problema da presença de folga, existe o da variação da folga, ou desalinhamento (Figura 1.5(a)), e o do deslocamento vertical, ou desnivelamento (Figura 1.5(b)) das arestas dos tubos ao longo da junta. Regiões de desalinhamento/desnivelamento grandes tornam a soldagem, principalmente quando de forma automatizada, suscetível a perfuração e regiões de desalinhamento/desnivelamento pequenos podem sofrer de falta de penetração.

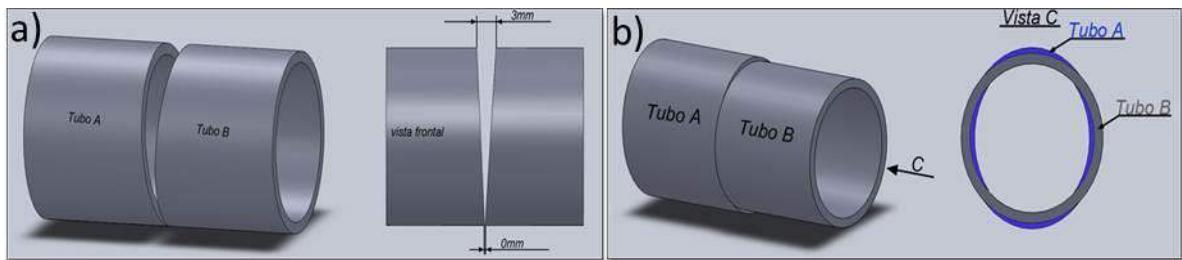


Figura 1.5 – Problemas típicos de preparação de junta para soldagem circumferencial de tubos: a) desalinhamento ou variação da folga; b) desnívelamento ou excentricidade dos tubos

Uma forma de se garantir a formação do passe de raiz em conformidade com o que se espera é o uso de cobrejunta. Cobrejunta é um método seguro para execução da soldagem do passe de raiz, pois permite que se use uma maior energia de soldagem para fundir toda a região, mas mantendo a poça de fusão no lugar até que a mesma se solidifique. Existem cobrejuntas permanentes (Figura 1.6(a)), que ficam solidários à junta após a soldagem, e postiços (Figura 1.6(b)), que são removidos após a soldagem. Desta forma, no caso do cobrejunta permanente, há a fusão do mesmo juntamente com as arestas da junta na confecção do passe de raiz. Os postiços, por outro lado, permitem modelar o acabamento do lado externo da raiz.

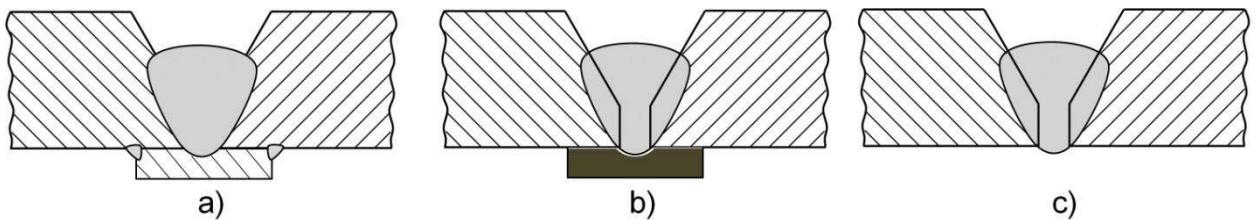


Figura 1.6 – Passe de raiz com cobrejunta: (a) permanentes, durante e após a soldagem; (b) postiços, durante a soldagem; (c) a raiz após a remoção do cobrejunta postiço

Os cobrejuntas permanentes são menos caros e mais práticos, mas têm ponderáveis desvantagens, como serem concentradores de tensões e produzirem redução de espaço para passagem de fluido. Por estas razões, em tubulações para passagem petróleo ou gás se evita o uso de cobrejuntas permanentes. Os postiços (de cobre ou cerâmico), ao contrário, permitem melhor geometria externa da raiz e menos concentração de tensão, mas ainda assim apresentam limitações operacionais. Por exemplo, na construção das linhas de tubulações em terrenos retos, amiúde se utilizam centralizadores internos, normalmente referenciados como IWM (“*Internal Welding Machine*”), como ilustra a Figura 1.7, que ao se posicionarem sob a região da junta permitem, além de agirem como cobrejuntas, também centralizar os dois eixos de tubos (posicionador de juntas). Normalmente são máquinas pneumáticas, que expandem garras externas quando posicionados entre dois tubos a

soldar, pressionando de dentro para fora as paredes de cada tubo, forçando um melhor alinhamento e menor desalinhamento das paredes dos chanfros em cada tubo. Ao mesmo tempo, também por expansão, posiciona um cobrejunta postiço de cobre sob a linha de união. Portanto, tratam-se de equipamentos complexos e caros. Mais, a utilização dos IWM é limitada pelo diâmetro de tubo (aplicáveis para diâmetros acima de 24") e pelo configuração de linha de tubulações ((Figura 1.8), já que não podem se mover em angulações pequenas ou sob grandes declínios. Os mesmos problemas têm e os centralizadores internos com cobrejuntas, aplicáveis para diâmetros de tubos abaixo de 24" (Figura 1.9). Além disto, segundo Smirnov (2005) *apud* Jackson e Shrubsall (1953, p. 172-178) muitas vezes, devido às bordas do cobrejunta que não ficam completamente aderentes às superfícies dos tubos há variação drástica do fluxo de remoção de calor da junta soldada.



Figura 1.7 – Centralizadores internos (*IWM, Internal Welding Machine*) para soldagem de passe de raiz do lado interno



Figura 1.8 – Linhas dutoviária/tubulações em condições difíceis de montagem devido a declinidade do terreno

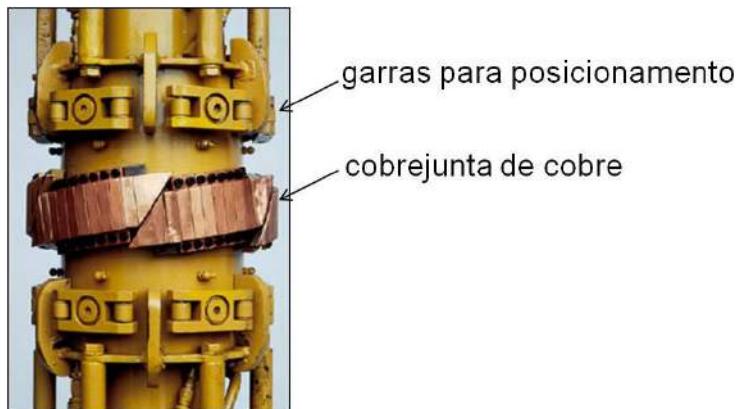


Figura 1.9 – Centralizador interno com garras para posicionamento e alinhamento dos tubos e cobrejunta de cobre expansíveis para soldagem de passe de raiz

Pelo exposto, a execução de soldagem de passes de raiz sem uso de cobrejuntas torna-se a forma preferencial, não demandando operações excessivas e equipamentos sofisticados. Esta é a principal razão para que a operação de soldagem de tubulações em campo seja feita de forma manual. A soldagem manual (por TIG ou Eletrodo Revestido) ou semiautomática (MIG/MAG ou Eletrodo Tubular) é mais flexível e o soldador tem grande controle sobre a poça de fusão, conseguindo visualizar a poça, executar correções, mudando inclinação ou posição da tocha, aumentando ou diminuindo velocidade de soldagem, adicionando mais ou menos material de adição, etc. O soldador tem ainda a capacidade de criar diferentes formas de tecimento, entre elas longitudinal, transversal, circular, trapezoidal e combinados entre si (Figura 1.10), que permite distribuir adequadamente o calor e o metal depositado sobre a junta (entre bordas e centro do chanfro). O que o soldador tenta fazer é, como o tecimento e/ou adição programada de arame na poça, aquecer um região a ponto de fundi-la e, em seguida, resfriar esta mesma região antes que o metal entre em colapso. Desta forma, os processos manuais e semi-automáticos são bastante adequados para se realizar passes de raiz sem uso de cobrejuntas. Desde que se tenha disponível soldadores com habilidade para usar em seu favor esse controle da poça de fusão.

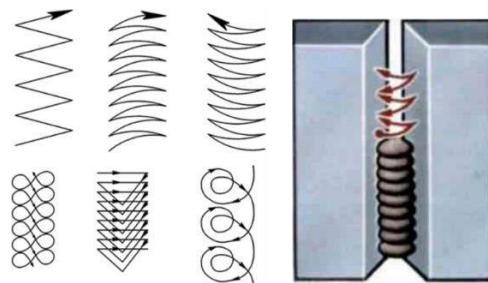


Figura 1.10 – Esquema dos tipos de tecimento transversais na execução de soldagem manual

Mas os processos manuais e semiautomáticos apresentam outros tipos de limitações. Entre as desvantagens da soldagem por eletrodo revestido (ER) estão o elevado nível de geração de respingos e fumos, a necessidade de remover escória para passes sequentes e assídua troca dos eletrodos na hora de soldagem. Tudo isto faz o processo moroso e não muito limpo. O processo TIG é não exíxo apresenta vários dos problemas do ER, mas é um processo de baixa produção. A capacidade de produção aumenta significativamente com o uso dos processos semiautomáticos (MIG/MAG e Eletrodo Tubular), mas ainda assim dependem da disponibilidade de soldadores com habilidade.

Então, os problemas de aumento da produtividade e reprodutibilidade da qualidade das juntas soldadas em tubulações devem ser resolvidos pela evolução dos métodos manuais tradicionais de soldagem à soldagem orbital automática sem o uso de cobrejuntas. Infelizmente, a evolução para soldagem automática não simplifica o equipamento, pelo contrário, pois a ação do soldador em controlar a poça de fusão inexistente. Por isto, a soldagem orbital automática tem sido mais aplicada com uso dos cobrejuntas, como os presentes em IWM (Figura 1.7). Métodos de soldagem orbital automáticas permitem hoje realizar soldagens com uso de sistemas de controle remoto (atuando nos parâmetros de soldagem) e num futuro próximo dispositivos industriais de imagem serão utilizados para reduzir o tempo de permanência do operador soldador assistindo a solda. Mas estas ações não atacam o problema principal da falta de controle da poça de fusão.

Para tentar superar em soldagem automática a dificuldade de controle da poça de fusão, e com isto eliminar o uso de cobrejuntas, várias propostas têm surgido. Hung e Zhu (1991, p.33), por exemplo, propuseram um modelo (*VPPA – Variable Polarity Plasma Arc*), onde, dependendo do nível de energia usada, calcularam aproximadamente as dimensões geométricas do passe de raiz a partir do calor absorvido pela peça. Postularam que a solidificação do passe de raiz começa pela parte de baixo do passe (reforço externo), porque esta parte da raiz está mais longe da fonte de calor.

Mas MIG/MAG é o processo que se apresenta com maior viabilidade de ser adaptado para fazer controle da poça de fusão, consequentemente para ser usado na fabricação de passes de raiz na forma automatizada sem uso de cobrejunta. Por exemplo, o processo MIG/MAG CA (também conhecido como MIG/MAG VP ou GMAW VP, onde VP indica ser polaridade variável) apareceu no mercado há alguns anos com a promessa de se conseguir controlar o calor imposto e aumentar a robustez quanto à tolerância da folga das soldagens de chapas de alumínio posicionadas de topo, de acordo com Scotti e Ponomarev (2008). Nessa versão do processo MIG/MAG se tem corrente pulsada no polo positivo (CC+) e corrente constante no polo negativo (CC-), como ilustra o oscilograma da Figura 1.11. A transferência metálica na soldagem CA acontece na fase de CC+, mas o tamanho das gotas

depende de duração de fase de CC- (com o aumento de tempo em CC-, as gotas crescem, de acordo com Talkington, 1998). O processo foi introduzido no mercado provavelmente pela empresa Japonesa Kobe Steel no final da década de 1980. Mas este processo pouco ou nada evoluiu para aços ao carbono, que tem aplicação bem mais ampla.

As razões para que o MIG/MAG CA consiga bons resultados em termos de robustez quanto à tolerância de folga podem estar relacionadas com a distribuição de calor entre eletrodo e chapa. De acordo com Hung e Zhu (1991, p.10) a mudança da direção das partículas (alternância de polos) causa um aquecimento assimétrico do arco de soldagem. É conhecido que em polaridade negativa no eletrodo tem-se maior taxa de fusão do arame e menos calor transferido para a chapa.

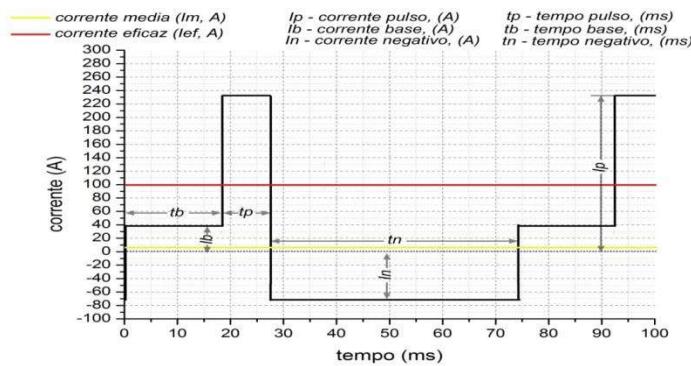


Figura 1.11 – Forma de onda de corrente típica do processo MIG CA, onde os parâmetros (I_p) e (t_p) são corrente e tempo de pulso na polaridade positiva, (I_b) e (t_b) corrente e tempo de base na polaridade positiva e (I_n) e (t_n) corrente e tempo na polaridade negativa

Souza; Resende; Scotti (2009) explicam este efeito pelo maior eficiência térmica conseguida com o arco atingido uma maior área da ponta de eletrodo em procura por óxidos para emissão por campo.

Assim, a utilização do intervalo da polaridade negativa no processo MIG CA promove a passagem de fluxo de elétrons para a peça e quantidade maior de calor se localiza na ponta de eletrodo, que promove a maior taxa de fusão em CC-. Harwing et al. (2006) estudaram a influencia do tempo de ação de CC- no alongamento do eletrodo sob fusão em função do nível de corrente e perceberam que quando o alongamento máximo do eletrodo é conseguido, a taxa de fusão acalma, diminuindo o tamanho do arco e concentrando a energia na gota e não no eletrodo sólido. A localização de arco nas gotas provoca uma continuação do aquecimento da mesma, mas limita a fusão do eletrodo. No fim, menos quantidade de calor é localizada na peça e poça de fusão torna-se menos quente, diminuindo a molhabilidade e não permitindo a alta penetração, mas criando extrema convexidade de cordão. A transferência metálica geralmente é do tipo globular, quantidade

de respingos relativamente alta e o arco na soldagem CC- é muito instável quando a corrente passa pelo zero durante a mudança de polaridade em CA.

O modo operacional MIG Pulsado, usado no modo operacional MIG CA, foi desenvolvido como uma técnica de grande capacidade de controle da transferência metálica. A peculiaridade é a presença simultânea dos picos de corrente muito altos (pulsos) e os períodos entre eles de corrente muito baixa (base), o que permite a transferência metálica controlada, com uma gota por pulso (UGPP) a um baixo valor de corrente média. Assim, o controle de energia no modo operacional 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, consequentemente, facilitando a soldagem de chapas finas ou soldagens fora da posição plana com excelente aspecto visual. Além disto, o efeito do alto momentum das gotas transferidas durante os pulsos fazem força sobre a poça no sentido de afastá-la e garantir a ação do acoplamento do arco mais próximo do metal de base.

Desta forma, as características do MIG Pulsado são grande profundidade de penetração (conseguida com a pressão de arco e calor a cada pulso), boa estabilidade do arco e da transferência e quantidade de respingos relativamente baixa (transferência em voo livre). Porém, 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 Pulsado não seja totalmente adequado para soldagens de passes de raiz.

De acordo com a literatura corrente, existem métodos para diminuir a instabilidade de processo MIG CA, que pode ser conseguido através do uso de misturas especiais de gases de proteção. Por exemplo, Ar+5%O₂ apresenta vantagens na soldagem em CC-. De acordo com Souza; Resende; Scotti (2009), consegue-se com esse gás melhorar os aspectos da penetração, geração de respingos e acabamento, mas não se corrige a deficiência do perfil indesejável do cordão. Scotti e Ponomarev (2008) 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 et al. (1995) comenta 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. Cirino (2009) comenta que no processo MIG/MAG é possível se obter cordões de boa aparência superficial na condição CC-, em uma condição de corrente alta (260 A) e utilizando um gás de proteção com algum teor oxidante (neste caso, 2%O₂). Mas, de acordo com Talkington (1998), a mistura de Ar com no mínimo 5% de O₂ ou CO₂ é

necessária para se conseguir uma estabilidade de transferência metálica mais estável quando do uso em CC-.

Assim, otimizando o processo MIG CA em termos de seleção de parâmetros (inclusive o % de período em CC-) e/ou do gás de proteção, pode-se até certo ponto ter um grau de controle da poça de fusão, ao aquecer a poça durante o período do eletrodo em CC+ e resfriamento a mesma durante o período do eletrodo em CC-. Mas para copiar um soldador ao fazer este controle na confecção do passe de raiz é preciso que este aquecimento se dê nas laterais do chanfro e o resfriamento da poça aconteça durante a transição de um lado da junta para o outro. E isto seria difícil numa soldagem orbital automatizada, pois a frequência da comutação CC+ para CC- (e vice versa) é muito alta.

Mas acredita-se que, levando em conta todas considerações acima descritas, é possível conseguir sucesso na soldagem passe de raiz de tubulações na forma automatizadas e sem uso de cobrejunta, combinando o MIG/MAG Pulsado em CC+ e MIG/MAG CC- (corrente constante) por diferentes tempos de ação e níveis de corrente, ou seja, usando-se o princípio do MIG CA, mas aumentando-se o tempo de comutação entre CC- e CC+, para garantir um melhor efeito de aquecer e resfriar e permitindo tempo suficiente para sincronizar essa comutação com o movimento de tecimento.

Desta forma, o objetivo principal desse trabalho é o desenvolvimento e avaliação de uma nova técnica de soldagem MIG/MAG, visando controlar a poça de fusão para possibilitar a soldagem de passes de raiz com penetração total e sem perfuração em soldagens automatizadas de tubulações, utilizando como meio o sincronismo da corrente com o tecimento transversal da tocha. Esta nova técnica foi batizada de MIG/MAG com Alternância de Polaridade Sincronizada com Tecimento Transversal (MIG/MAG APSTT).

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA: MÉTODOS DE CONTROLE DA FORMAÇÃO DA POÇA EM PASSES DE RAIZ EM SOLDAGEM A ARCO

A revisão bibliográfica apresentada neste trabalho foi feita na forma de busca de patentes, visando encontrar propostas potenciais de métodos, técnicas ou processos para soldagem automatizada de passes de raiz em tubulações. As palavras-chave usadas em buscas foram: “*welding pool control MIG MAG GMAW*”; “*welding root pass MIG MAG GMAW*”; “*welding bead formation MIG MAG GMAW*”; “*welding heat control MIG MAG GMAW*”; “*welding weaving root pass MIG MAG GMAW*”; “*pipeline root pass welding MIG MAG GMAW*”; “*no backing root pass MIG MAG GMAW*”; “*automated root pass welding MIG MAG GMAW*”; “*negative polarity short circuit welding MIG MAG GMAW*” e “*switch-back MIG MAG GMAW*”. A busca foi realizada na Internet, nas maiores bases de patentes da União Europeia, Japão, China, Coréia, Estados Unidos e Brasil (neste caso com as mesmas palavras-chave traduzidas para o português). As bases de patente pesquisadas foram:

- EPO – Escritório Europeu de Patentes (<http://www.epo.org>);
- USPTO – Escritório Norte-americano de Marcas e Patentes (<http://www.uspto.gov>);
- INPI – Instituto Nacional da Propriedade Intelectual (<http://www.inpi.gov.br>);
- Google Patents (<http://www.google.com.br/patents>);
- FPO (<http://www.freepatentsonline.com>).

O objetivo desta busca de patentes foi verificar se a técnica de soldagem MIG/MAG APSTT (com Alternância de Polaridade Sincronizado com Tecimento Transversal), aqui desenvolvida, difere ou assemelha de outras existentes para a mesma aplicação, podendo assim ser patenteada. Para criar uma lógica para exposição das patentes encontradas nesta busca, a ordem de apresentação será por classes em que as patentes foram agrupadas pelos meios de solucionar o problema (fazer passe de raiz de forma automatizada), seja, por exemplo, por uso de cobrejunta (o que difere da presente proposta) ou por distribuição de calor de forma localizada (o que assemelha com a presente proposta). É importante

destacar que essa busca foi feita em grupo, já que outro membro da equipe (Iaroslav Skhabovskyi) propõe uma outra técnica similar, MIG/MAG RSSP (Reversão Sincronizada do Sentido da Tocha e da Polaridade), a redação deste capítulo em ambas dissertações é bem similar.

2.1 – Controle da poça de fusão através de cobrejunta

Cobrejuntas têm sido usados há tempos para facilitar a confecção de passes de raiz, por se caracterizar como um suporte sob o chanfro para o metal líquido (poça de fusão), até sua solidificação. Desta forma, não se precisa preocupar tanto com os parâmetros de soldagem para evitar a perfuração. Mas existem dificuldades operacionais para o emprego de cobrejuntas, dificuldades estas que se tornam maiores em soldagem de tubulações. Por isto, se faz ao longo dos tempos tentativas de se inventar métodos de se usar cobrejuntas nas soldagens de tubulações de formas mais práticas.

A partir de 1950, quando no mundo rapidamente começou crescer a área de produção de petróleo e gás, aumentou substancialmente a quantidade de invenções correspondentes à soldagem de tubulações. Como visto no Capítulo I, o maior problema na fabricação das tubulações em campo é a obtenção do alinhamento e nivelamento entre tubos. Por isto, o principal objetivo das invenções desde então foi garantir essas condições, pela utilização de mecanismos especiais, agindo por fora ou por dentro dos tubos, possibilitando a soldagem de forma interna ou externa. As seguintes patentes têm uma certa relação com esse objetivo.

Uma das vertentes foi pela procura de equipamentos que pudessem fazer o alinhamento e nivelamento entre tubos através de um equipamento que se movimenta internamente ao tubo (denominados, acopladeiras internas) e, através de grampos (“*clamps*”) expansíveis, alinhar e nivelar as duas pontas dos tubos para realizar a soldagem, como ilustra a Figura 2.1. Nesta direção, pode-se citar em ordem cronológica as patentes de Adams e Mayer (1952), US 2615414 (A), os quais inventaram um equipamento denominado “*Internal pipe aligning clamp*”, a de Lamar (1969), registrada como, “*Vacuum supply for internal pipeline line-up clamp seal space*” (US 3458106 (A)), a de Clark (1969), denominada “*Apparatus for aligning pipe ends*” (US 3425614 (A)), a de Edmund e Reginald (1972), chamada de “*Internal line-up clamp for pipe lines*” (US 3699635 (A)), a de Scully e Wilson (1979), “*Size-adjustable internal pipe clamp apparatus*” (US 4140262 (A)), a de LaForce (1983) “*Clamping method and apparatus for solid phase welding*” (US 4418860 (A)) e a de Jones (1992), “*Resilient lineup clamp*” (US 5090608 (A)).

Uma outra forma pesquisada e desenvolvida foi a de fixar os tubos por fora, chamados de acopladeiras externas, como ilustra a Figura 2.2. Trata-se de gramos de fixação na forma de cintas externas para garantir a fixação das pontas dos tubos. Como exemplo destes dispositivos, pode-se citar: Rogers (1968), patente US 3400872 (A), "Lineup clamp"; Barry (1969), patente US 3422519 (A), "Lineup clamp for pipe"; Leon (1970), patente US 3512229 (A), "Outside pipe lineup clamp"; e Clarc (1975), patente US 3920232 (A), "Apparatus for aligning pipe ends".

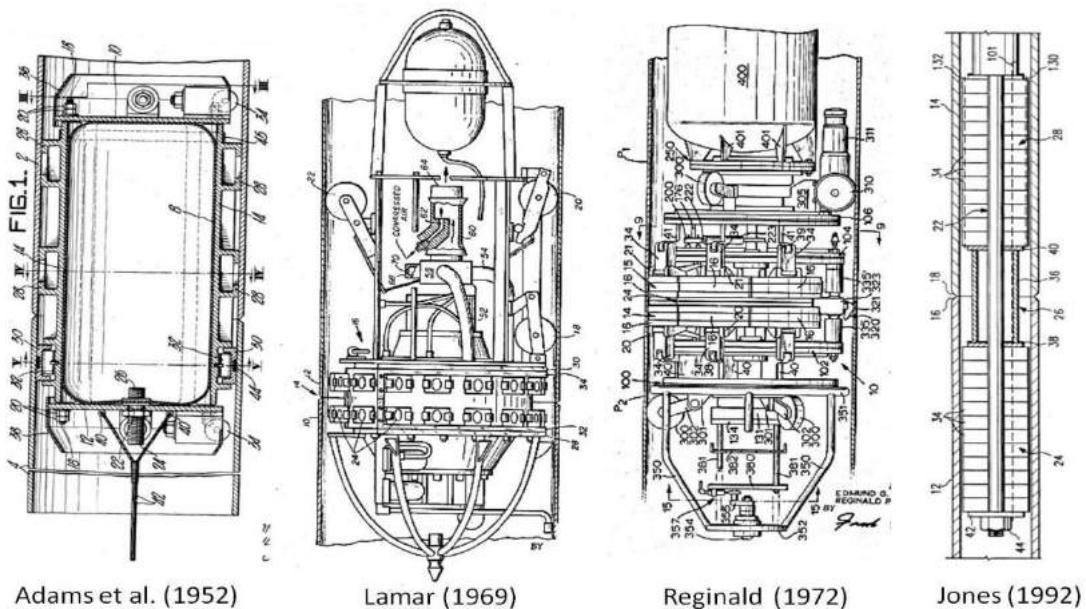


Figura 2.1 – Exemplos de acopladeiras internas

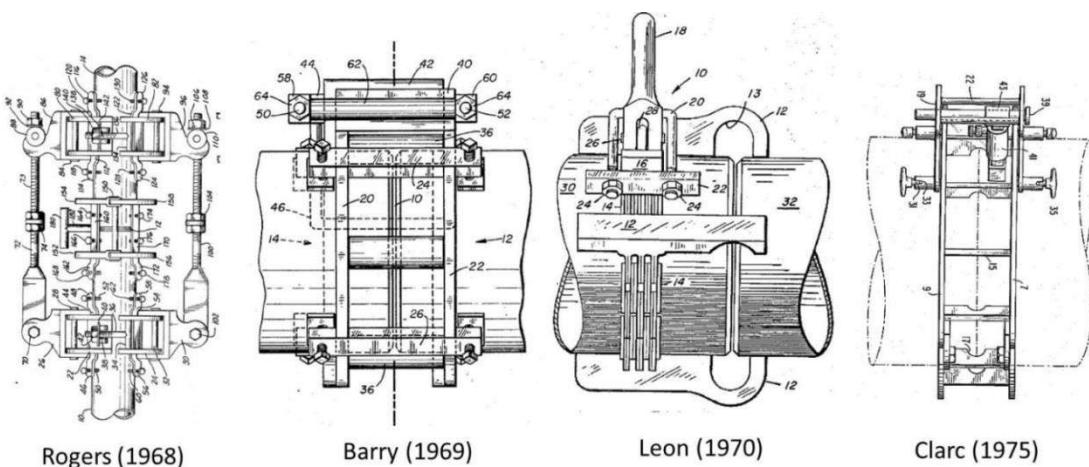


Figura 2.2 – Exemplos de acopladeiras externas

Estas duas formas de acoplamento de tubos facilitam muito a execução do passe de raiz, mas não são condições suficientes para garantir a sanidade do passe de raiz em soldagens automatizadas. Por isto, têm sido desenvolvidos equipamentos que, além de

acopladoras, agem também como cobrejunta (Figura 2.3 e Figura 1.7, Capítulo I). John e Ervan (1965) patentearam o equipamento “*Internal expanding line-up pipe clamp*” (US 3197195 (A)). Robert e John (1972), inventaram o “*Internal pipe lineup clamp*”, usando cobrejunta de fluxo (patente US 3633813 (A)). Já Ballis et al. (1973) patentearam (US 3741457 (A)) o “*Lineup clamp and backup device*”, enquanto Kaneyama, Murakami e Nakamura (1976) desenvolveram o “*Clamping mechanism for line-up of pipes*” (US 3979041 (A)). Ainda nesta direção, Cunningham e White (1976) fizeram a patente US 3937382 (A), “*Internal pipe clamp with weld backup*”. Chang e Renshaw (1980) patentearam o “*Automatic pipe welding apparatus and method*” (US 4216896 (A)). Rinaldi (1992) patentou sua invenção denominada “*Weld supporting ring for pipes*” (US 5110031 (A)), enquanto Leduc (1994), pela CRC-Evans Pipeline International, patentou o dispositivo “*Internal line up clamp*” (US 5356067 (A)).

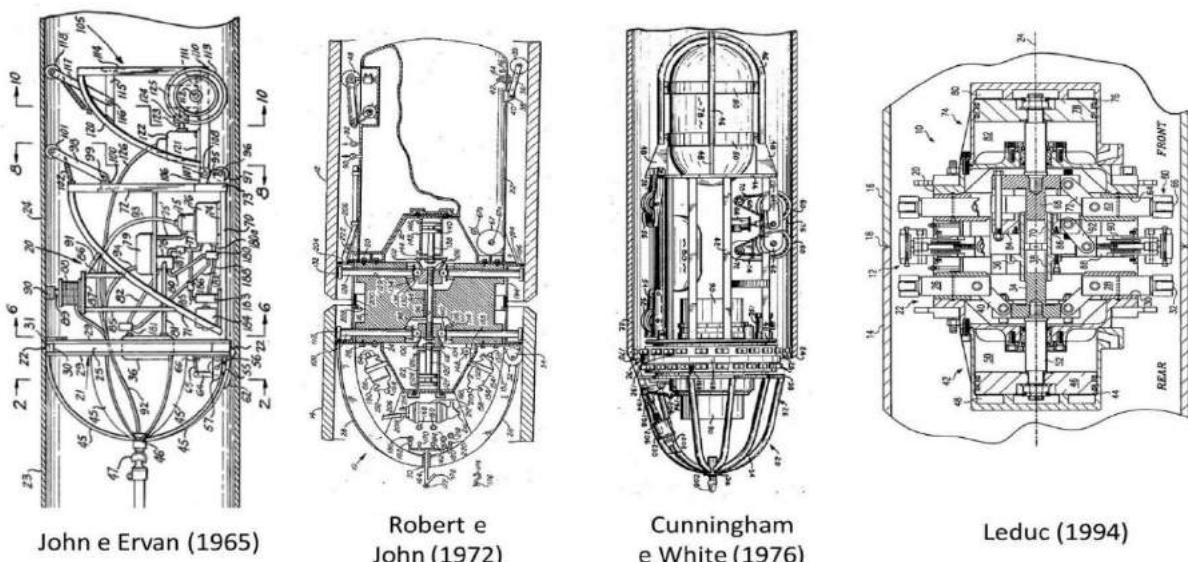


Figura 2.3 – Os exemplos de acopladeiras internas com cobrejuntas

Na procura por formas de se usar cobrejuntas em soldagens de tubos, uma das mais novas invenções é a de Dierlam (pela CRC-Evans Pipeline International), que em 1997 depositou a patente “*A Plug style pipe line-up clamp with copper back-up shoes*” (US 5597108 (A)), onde reivindica ter desenvolvido a primeira máquina interna para centralizar tubos de diâmetro “pequeno” e realizar a soldagem passe de raiz com uso de cobrejunta. O mecanismo de fixação do cobrejunta à superfície interna do tubo funciona através de cilindros hidráulicos, como ilustra a Figuras 2.4.

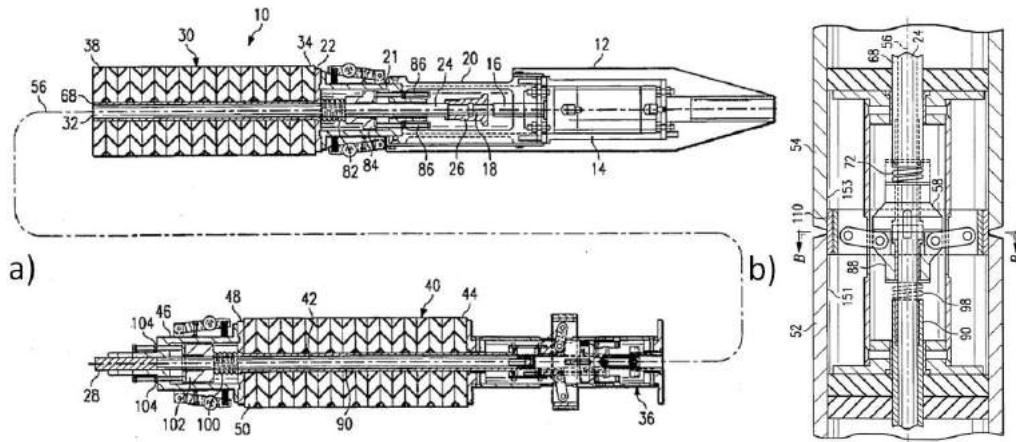


Figura 2.4 – a) vista geral da máquina interna para soldagem tubulações de acordo com a patente US 5597108 (A); b) vista ilustrativa da parte central da máquina, onde (110) representa oobrejunta expansível por um mecanismo hidráulico

Hirsch e Pillard (1996) propuseram através da patente intitulada *Pipe clamping device (US 5583305 (A))* utilizar um equipamento complexo para executar o controle da qualidade dos passes de raiz, como ilustra a Figura 2.5. O equipamento não tem como objetivo oferecer um sobrejunta para a soldagem passe de raiz, mas oferece uma vazão de gás de proteção, que pode ser usado como proteção de raiz de lado inteiro. O equipamento pode ser completado pelo uma tocha de soldagem e executar a soldagem do passe de raiz de lado interno. Mas a inovação tem como particularidade a modificação para melhoria de máquinas similares já existentes (acopladeiras internas), a saber, presença de uma câmera de filmagem ou um outro objeto de ensaio não destrutivo, que na hora da soldagem ou depois da soldagem possa apresentar dados do estado de qualidade de passe de raiz. O motivo desse inovação foi garantir a qualidade de passe de raiz antes de realizar a soldagem dos passes de enchimento e de acabamento. No caso de presença de um defeito, a máquina permite realizar reparo, a saber, a máquina é equipada com um disco rotacional que tem um suporte, no qual pode ser fixada uma ferramenta, como escova, disco para lixar, eletrodo, etc.

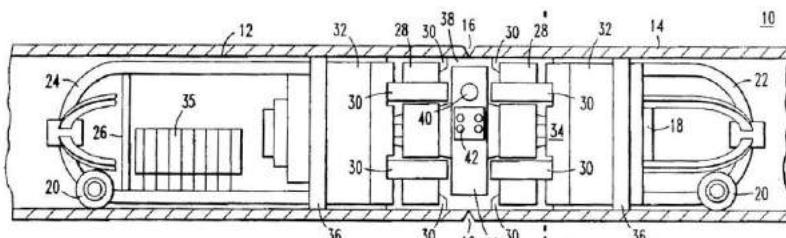


Figura 2.5 – Ilustração de equipamento da patente US 5583305 (A), onde (12) e (14) são os tubos a ser unidos de topo, (16) é o chanfro para união, (28) é o mecanismo para fixação o equipamento dentro de tubos, (44) é uma base rotacional, (40) é a câmera de filmagem ou de um objeto de ensaio não destrutivo e (42) são as lâmpadas para iluminar passe de raiz de lado inteiro

Uma outra abordagem para o uso de cobrejuntas e soldagens de tubulações foi encontrada no resumo (Abstract) da patente dos cientistas Michiharu, Yuji e Tadashi (1991), denominada *One-side welding procedure*, cuja referência *JPH 03180275 (A)* indica ser originalmente na língua japonesa. Eles tentaram mostrar como o cobrejunta faz melhorar a qualidade do cordão da raiz em soldagem de um único lado (de lado interno) em juntas de topo chanfradas. A Figura 2.6 ilustra a configuração do cobrejunta (a) por eles proposto, cujas dimensões principais são a espessura (*t*) que deve ser ≥ 6 mm e largura (*L*) de 30 a 100 mm, o qual tem um chanfro pré-usinado (1), com profundidade (*D*) de 0,4 mm a 1,2 mm, largura (*W*) de 10 a 30 mm, para dar acabamento ao reforço da raiz, e é fixado em um dos metais de base (no caso da presente figura, no da direita) por soldagem. Por este método, a soldagem completa pode ser realizada sem necessidade de boa precisão na preparação do chanfro. Figura 2.6(b) indica que o cobrejunta está de lado externo e (c) mostra que cobrejunta está soldado por um lado do tubo e o outro está posicionado por um fixador.

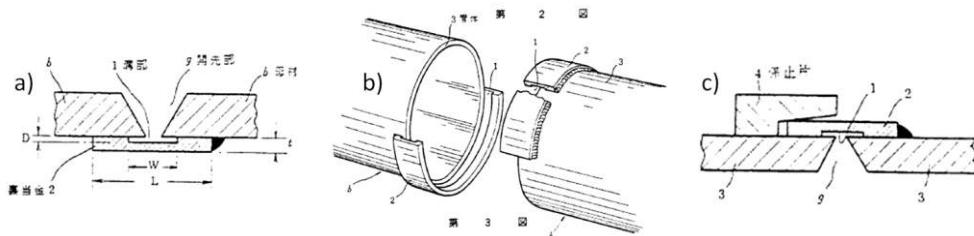


Figura 2.6 – Ilustração de montagem dos elementos principais do método de soldagem da patente *JPH 03180275 (A)*

Já os cientistas Takeshi e Teruhiko (1991), patentearam um método (*Circumferential welding method for double pipes – JPH 03207575 (A)*), para melhorar a eficiência da instalação, redução do custo e garantia de manutenção de uma elevada resistência mecânica e elevada resistência à corrosão na soldagem de duplo tubos (um dentro de outro) através de preparação de junta especial. Apesar da semelhança com o uso de cobrejuntas, este método, como se verá pela descrição, difere dessa abordagem, sendo apresentado aqui apenas pela semelhança. A Figura 2.7 ilustra configuração de junta. O duplo tubo 1 (à esquerda) é constituído por um tubo externo 2 e um tubo interno 3 enluvado internamente, de materiais dissimilares. De forma análoga, o tubo 1' (à direita) é composto por um tubo externo 2' e um tubo interno 3', também de materiais dissimilares. Antes da união, os tubos 3 e 3' são removidos e usinados para formar a folga 4 e 4', respectivamente. Também são feitos chanfros nos tubos 2, 2', 3 e 3', para serem soldados de topo. A descrição da patente não deixa claro, mas a soldagem entre os tubos externos 1 e 1' é feita pelo lado de fora, enquanto os tubos internos são soldados pelo lado de dentro. A criação está no fato de não haver diluição do cordão de solda entre tubos 2 e 2' (6) com o material dos tubos 3 e 3' e

nem entre o cordão de solda entre tubos 3 e 3' (5) com o material dos tubos 2 e 2', devido ao espaçamento (4 e 4') entre os tubos, garantindo as propriedades desejadas. Presente invenção pode ser utilizado nos processos GMAW, GTAW e SMAW.

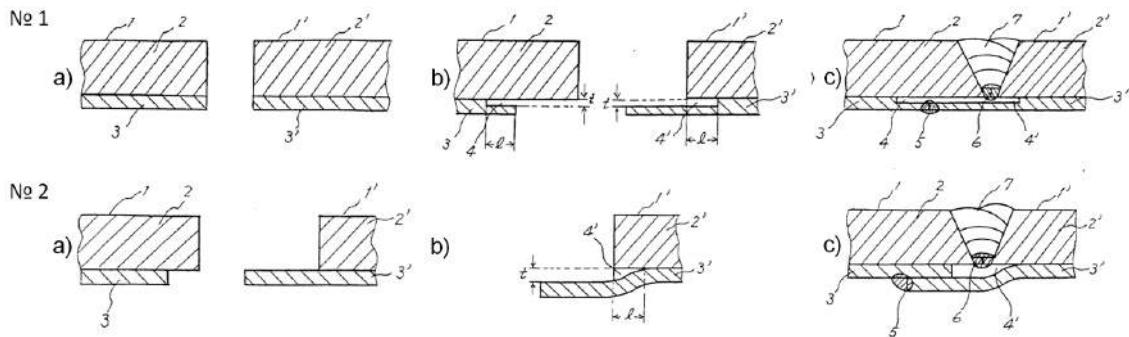


Figura 2.7 – Ilustração da configuração da junta na soldagem duplo tubos da patente JPH 03207575 (A), onde (1) e (1') são os tubos externos (ver qual a diferença entre 1 e 2), (3) é o tubo interno, (tente me mostrar a diferença entre 3, 3', 4 e 4')(4) é o espaçamento entre as paredes do tubo na região da solda, (5) é o cordão de solda que liga os tubos interno, (6) é o passe de raiz da união entre os tubos externo, (7) são os cordões de enchimento e acabamento e (t) é a folga entre tubo externo e interno

Resumindo, os ganhos com as técnicas (métodos) de controle da poça de fusão através de cobrejunta em soldagem de tubulações, usadas pelos pesquisadores Michiharu, Yuji e Tadashi (1991) e Hirsch e Pillard (1996), entre outros, são reais, mas diferem da presente proposta, em que um dos apelos é não necessitar do uso de cobrejunta. Como se sabe, usar cobrejunta tem uma complicação operacional, apesar de facilitar a montagem.

2.2 – Controle da poça de fusão pela estabilização da transferência metálica

Doyle et al. (2009) propuseram uma patente para melhorar as características de passes de raiz em soldagens MIG/MAG de tubos (*Method to improve the characteristics of a root pass pipe weld – US 2009/0321402 (A1)*). Trata-se de uma continuação (aperfeiçoamento) de outras patentes com mesmo objetivo (Nº US 8373093 (B2), 27 de Junho de 2008), conhecidas na literatura e na indústria pela sigla STT (*Surface Tension Transfer*), agora mesclando a fase STT com um período de pulsação. Resumidamente, esta patente descreve um método e um sistema para a formação de passes de raiz para tubulações. Uma forma de onda periódica é gerada e uma série de pulsos de arco eléctrico é produzida entre um arame-eletrodo e a raiz da junta da tubulação.

A forma de onda de corrente de soldagem proposta e o comportamento da gota do metal depositado são mostrados na Figura 2.8. A mudança imposta no ciclo é feita a partir

do comportamento de tensão dinamicamente monitorada junto aos parâmetros programados (tempos e correntes) pelas rotinas de controle da fonte. Na fase A, a gota de metal depositado cresce até a fase B, quando encosta na poça de fusão e acontece o curto-circuito. Neste instante, a corrente deveria subir e a tensão cair, mas neste momento a corrente é reduzida para um nível baixo, permitindo que a gota se junte com a poça de fusão devido à força de tensão superficial (este tempo é a priori programado). Na fase C, a onda de corrente sobe levemente e, com este aumento, a força eletromagnética cresce consideravelmente, aumentando o efeito *pinch* da ponte de metal líquido neste momento. Na fase D, depois de um certo tempo programado, reduz-se a corrente para produzir um mínimo de respingos (explosões) no início do reacendimento do arco. Na fase E, após a transferência metálica, o arco é reaberto com a aplicação de uma alta corrente após o curto-circuito, minimizando a probabilidade da ocorrências de curtos-circuitos acidentais, deixando a gota crescer.

Assim, o processo é continuamente repetido seguindo estas fases. A forma de onda e os tempos em algumas fases são programados; na fase A (posição 111 da Figura 2.8) a corrente é aproximadamente igual a 70 A, o valor da corrente de pico (posição 131 da Figura 2.8) é aproximadamente igual a 330 A e o valor da corrente média na posição 151 da Figura 2.8 é aproximadamente igual a 210 A. Os autores explicam que na fase de crescimento da gota de metal depositado (fase A) pode ser usado corrente contínua ou corrente pulsada de até seis pulsos, sendo que o tempo desses pulsos pode durar de 1 até 3 ms. O tempo total de ciclo (indicação 101 da Figura 2.8) é aproximadamente igual a 15 ms.

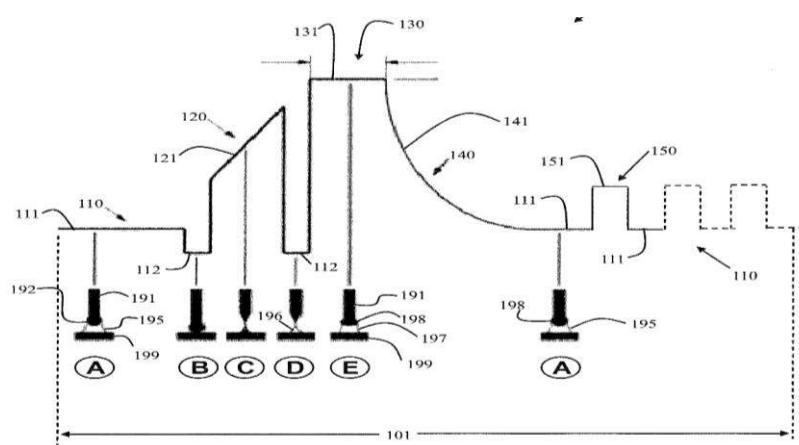


Figura 2.8 – Forma de onda da corrente de soldagem da patente US 2009/0321402 (A1) com comportamento do metal depositado

Existem também outros métodos (técnicas e processos) que foram criados para soldagem de passe de raiz e que são similares ao processo STT, nos quais os tipos de transferência metálica (comportamento da gota em função da forma de onda de corrente de soldagem) são parecidos. Pode-se citar como exemplos os processos RMD (*Regulate Metal Deposition*) da fabricante americana *Miller Electric*, *Fast Root* da fabricante finlandesa *Kemppi*, CCC (Curto-Círculo Controlado) da fabricante brasileira IMC Soldagem, etc.

Posteriormente, Parker (1998) utilizou o processo STT para soldagem orbital e patenteou seu método para soldagem de tubos (*Method of the welding pipe – WO 1998015378 (A1)*). A Figura 2.9 mostra o sistema para soldagem dos tubos com seus elementos principais. A máquina de soldagem e seu alimentador de arame-eletrodo são montados e movimentados em um trilho do tipo cinta que abraça o tubo e permite fazer tecimentos pendulares da tocha (arame-eletrodo). O cabeçote de soldagem é alimentando por uma fonte STT. Os passes de raiz ou enchimento são feitos pela parte externa do tubo. Este método não utiliza cobrejunta. A máquina de soldagem (trator orbital) tem um painel de controle onde o operador pode ajustar manualmente os parâmetros do processo, como a velocidade de alimentação de arame-eletrodo, a velocidade de soldagem e o valor de corrente de soldagem. Parker advoga que, com seu trator para soldagem orbital automatizada, o uso da STT já é suficiente para realizar soldagens de passes de raiz, não ponderando, no entanto, as tolerâncias para alinhamento do chanfro e nivelamento das paredes internas do tubo em que sua invenção se aplica.

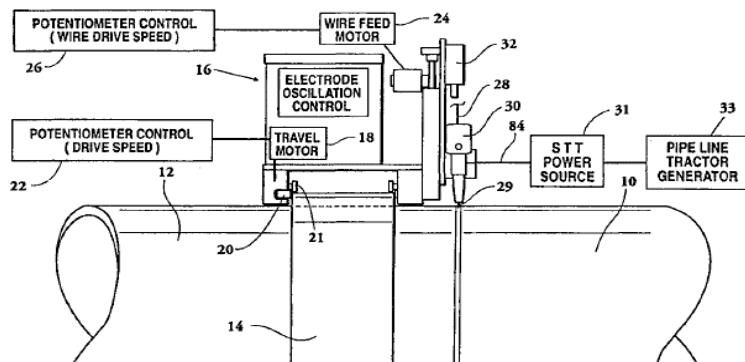


Figura 2.9 – Ilustração do sistema de soldagem orbital da patente *WO 1998015378 (A1)* com seus elementos principais, onde (10) e (12) são os tubos, (14) é o trilho do tipo cinta, (16) é a máquina de soldagem (trator com oscilador), (18) é o motor de deslocamento da máquina de soldagem, (24) é o motor do alimentador de arame-eletrodo e (31) é a fonte de soldagem STT

Mas outra forma de controle da corrente aplicado em soldagem MIG/MAG é o chamado MIG/MAG Pulsado. Mas especificamente quanto a formação do passe de raiz, demanda-se um controle maior do calor aportado quando se quer usar o MIG/MAG Pulsado.

Os pesquisadores Stava e Myers (2007) criaram um sistema e método para soldagem com corrente pulsada (*System and method for pulse welding – US 7271365 (B2)*) para minimizar a energia aplicada para fusão e a agitação da poça, mas ainda garantindo a transferência de uma gota por pulso (UGPP). Neste caso, os sinais de soldagem (corrente e tensão) são constantemente monitorados e calculados para atingir um valor mínimo necessário da energia que garante UGPP e, a partir desse valor, minimizar a energia utilizada, evitando transferência por curto-círcuito pela modificação dos níveis de corrente de soldagem utilizados. Esta patente menciona que os pulsos podem ser aplicados em corrente constante (CC) ou corrente alternada (CA). O princípio de funcionamento com seus elementos principais é mostrado na Figura 2.10. O valor da energia sempre monitorado no tempo real e mudando através do valor padrão (um valor que garante a transferência UGPP).

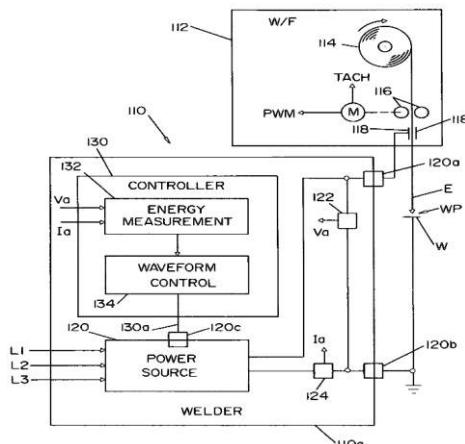


Figura 2.10 – Elementos principais do sistema para monitorar e controlar a transferência metálica da patente *US 7271365 (B2)*, onde (112) é o alimentador do arame-eletrodo, (110) é o sistema para monitorar e controlar a energia aplicada na poça de fusão, (120) é a fonte de soldagem especial, (122) é o sensor de tensão do arco e (124) é sensor da corrente de soldagem do tipo “shunt”, (130) é o controlador, (E) é o arame-eletrodo, (WP) é o arco elétrico e (W) é a peça soldada

Scotti et al. (2004) registraram uma patente onde os pesquisadores desenvolveram um método e um equipamento para detectar a condição uma gota por pulso através de um sensor (fototransistor) de luminosidade do arco (*Luminescence sensing system for welding – US 20040034608 (A1)*). O objetivo foi detectar a transferência por voo livre com condição de UGPP no fim de cada pulso. Este método, com muito boa precisão, pode detectar a condição de UGPP para diferentes valores médias de corrente pulsada, ajustando, em caso de desvios, os parâmetros de corrente de soldagem (manualmente ou automaticamente), como velocidade de alimentação, corrente média, os valores de corrente média e base, os tempos de pulso e base etc.

A técnica de controle da poça de fusão pelo controle dos parâmetros elétricos (curto circuito controlado ou pulsado com uma gota por pulso), usada pelos pesquisadores Doyle et al. (2009), Parker (1998), Stava e Myers (2007) e Scotti et al. (2004), foi aproveitada na presente proposta, mas a abordagem difere bastante, já que estes inventores não alteram os parâmetros sincronizadamente com a posição da tocha durante o tecimento.

William (1972) registrou sua patente (*Automatic pipeline welding method – US 3668360 (A)*), na qual desenvolveu um método para soldagem orbital de tubos por MIG/MAG com alta velocidade de soldagem, utilizando o modo de transferência metálica por curto-círcito. Um distintivo desta patente é que o eletrodo é ligado paralelamente em duas fontes de energia, uma delas do tipo tensão constante e outra é corrente constante, como ilustra a Figura 2.11. O método serve para executar todos os passes de soldagem de tubo, ou seja, passe de raiz, enchimento e acabamento. Para o passe de raiz é utilizada um cobrejunta de metal não consumível, posicionada sob a abertura de raiz da junta.

Os motivos para a invenção foram algumas limitações na época (1972) ainda existentes na soldagem automatizada de tubos com processos com proteção gasosa, a saber, a velocidade de soldagem relativamente baixa e a dificuldade de garantir automaticamente o alinhamento entre o curso da tocha e centro de folga do passe de raiz, que sempre necessita a presença de um operador. O autor cita que encontrara a proposta de aumentar a velocidade de soldagem através do aumento do diâmetro de eletrodo, mas, como a força de arco cresce (em função do corrente), o eletrodo começa empurrar a poça de fusão, causando uma instabilidade de formação de cordão e até a fusão de cobrejunta. Outra limitação seria a incapacidade de combinação de um diâmetro relativamente grande de eletrodo com a transferência por curto-círcito, porque iria entrar em transferência globular, que não é adequada na soldagem fora de posição plana. Assim, o diâmetro de eletrodo foi limitado ainda nas fases iniciais do projeto.

A condição para soldagem com alta velocidade, transferência por curto-círcito, usando uma taxa de metal de adição elevada e, ao mesmo tempo, não influenciar na poça de fusão, foi conseguida, para uma dada regulagem de velocidade de alimentação, pela medida que o nível de corrente fornecida pela fonte de alimentação de corrente constante fosse aumentada, a corrente fornecida pela fonte de energia de tensão constante diminuía, impedindo o aumento da força do arco. A força do arco é controlada pela regulagem da corrente da fonte de corrente constante. Não fica claro pelo texto da patente como ele faz esse controle das duas fontes, mas pode-se imaginar que a redução da corrente pela fonte de tensão constante se faria pela tendência do aumento do arco quando do aumento da corrente na fonte corrente constante, para uma dada velocidade alimentação do arame.

Assim, a corrente média seria função da regulagem da fonte de corrente constante, ficando a fonte de tensão constante para ajuste fino.

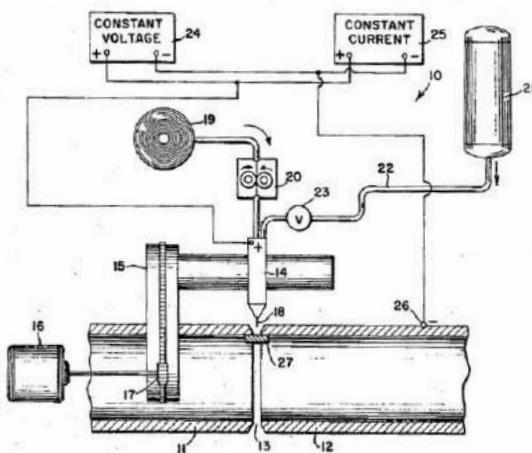


Figura 2.11 – Esquema de equipamento utilizado na patente US 3668360 (A) com seus elementos principais, onde (11) e (12) são os tubos a serem soldados, (13) é o chanfro da junta, (14) é a tocha, (15) é o suporte para movimentar orbitalmente a tocha, (18) é o arame-eletrodo, (21) é o cilindro de gás de proteção, (24) é a fonte do tipo tensão constante, (25) é a fonte do tipo corrente constante e (27) é o cobrejunta

Mas pelo texto, a Figura 2.12 mostra gráficos de características estáticas da fonte de tensão constante para explicar como as forças do arco são controladas pela outra fonte (de corrente constante) conseguindo altas velocidades de alimentação do arame-eletrodo com transferência por curto-círcuito.

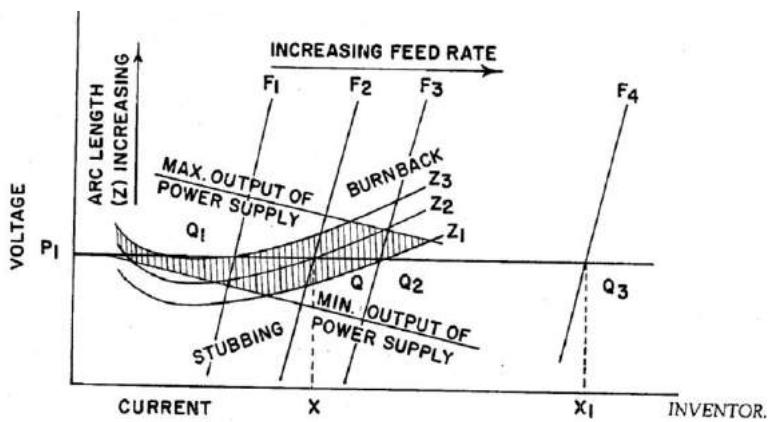


Figura 2.12 – Característica e estática de regulagem dos parâmetros da fonte tensão constante da patente US 3668360 (A), onde (F_n onde $n = 1, 2, 3, n$) é a velocidade de alimentação, (P) é o nível de tensão regulado na fonte, (Q_n onde $n = 1, 2, 3, n$) são os pontos de trabalho e (Z_n onde $n = 1, 2, 3, n$) são os comprimentos do arco elétrico

O ponto X da Figura 2.12 é a corrente correspondente a uma velocidade de alimentação (F_2) ajustada na fonte tensão constante. Esta condição para uma regulagem de

tensão na fonte (P_1) vai corresponder a um ponto de trabalho Q . Quando feita a ligação da fonte de corrente constante com um certo valor de corrente, cria-se um novo ponto no eixo de abscissa que é X_1 (maior corrente), permitindo-se aumentar, assim, a velocidade de alimentação (F_4). Como no eixo de ordenada a tensão P_1 continua com mesmo valor, muda-se o ponto de trabalho para Q_3 , que tem alta velocidade de alimentação do arame-eletrodo com transferência metálica por curto-círcuito.

Com a força do arco diminuiu, o arame-eletrodo pode ser alimentado para a poça de fusão com as taxas elevadas sem perigo de perfuração, enquanto que a corrente da fonte de corrente constante compensa a corrente perdida a partir da fonte de energia de tensão constante e fornece a energia necessária para fundir o arame-eletrodo e obter consistentemente cordões de solda com boa qualidade no modo de circuito curto de solda em taxas de avanço substancialmente mais elevados. O controle da força do arco desta maneira permite aumentar a velocidade de alimentação. Isto é bem vantajoso, uma vez que, a fim de obter as velocidades mais rápidas de soldagem em torno do tubo e ainda depositar uma volume de metal suficiente para junta soldada.

Para soldagem de passe de raiz, a tensão de saída da fonte de tensão constante é mantida a um nível dentro da faixa de 19 a 25 V, enquanto a velocidade de alimentação está em uma faixa de 12,7-22,9 m/min, que estabelece um curto-círcuito. O nível de corrente fornecida pela fonte de corrente constante é de pelo menos abaixo de 160 A.

A invenção apresentada nesta patente mostra alto nível e boa ideia dos pesquisadores. O que se procura, como no trabalho proposto, é se trabalhar com baixa pressão do arco para aumentar a estabilidade da poça. Mas este método ainda difere da técnica apresentada neste trabalho pelo uso de cobrejunta, velocidades de soldagem elevadas e, principalmente, por não apresentar nenhuma proposta para controlar a distribuição de calor na poça de fusão.

2.3 – Controle da poça de fusão através da oscilação da tocha

Verni (1928) em sua patente (*Automatic arc welding – US 1667585 (A)*) descreveu a sua invenção para melhorar uma soldagem de fusão, mais particularmente, uma máquina automática que forneça uma oscilação da fonte de calor (ponta do eletrodo) durante seu percurso ao longo da junta. Isto no fim da terceira década do século passado. A Figura 2.13 mostra a esquema da máquina proposta por Verni, onde uma tocha de soldagem está disposta de modo a ser operada em qualquer forma adequada para a produção de um movimento relativo entre o arame-eletrodo (1) e chapa (2) ao longo da linha cordão (3). A

tocha de soldagem (4) é fixada num pino (5) que se localiza numa base (6). A tocha de soldagem está também ligada por uma roda de mão (13) para ajustar o eletrodo na direção transversal à linha de solda. A roda de mão (14) é para ajustar velocidade de alimentação. O tubo-guia (10), um cano derivado (11) e o bico de contato (12) oscilam juntos em relação ao ponto de pivô (15) por um mecanismo de oscilação que compreende dos vários elementos (19-34), incluindo um came (excêntrico).

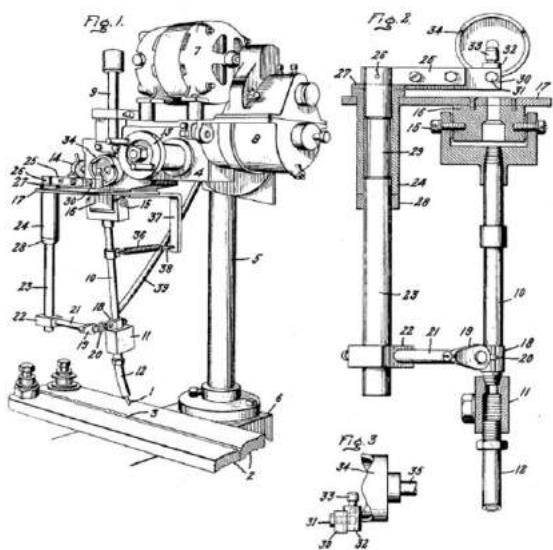


Figura 2.13 – Esquema de máquina para soldagem automatizada com mecanismo de tecimento transversal da patente US 1667585 (A)

A vista de cima da Figura 2.14 mostra o caminho de tecimento e o cordão correspondente obtido pelo mecanismo de oscilação utilizado no passado antes da invenção de Verni. Deve ser apontado que por esse percurso o eletrodo segue um caminho de onda senoidal, passando rapidamente através da linha de centro e lentamente nas extremidades de tecimento. No caso de soldagem de juntas de topo sem chanfro, este tipo de tecimento pode causar falta de material no centro. Mas pela invenção, uma trajetória diferente para a solda, como mostrado na vista direita da Figura 2.14 é executada pelo caminho irregular de tecimento e o correspondente cordão sofre melhoramentos geométricos. Como se vê, o percurso mantém o eletrodo mais perto da linha de centro durante maior parte do tempo do que em relação ao percurso da onda senoidal, oferecendo assim mais calor no centro da junta e em seguida maior deposição de material no centro. Desta forma, o autor mostra que melhorou o caminho de oscilação do eletrodo para controlar a distribuição de calor.

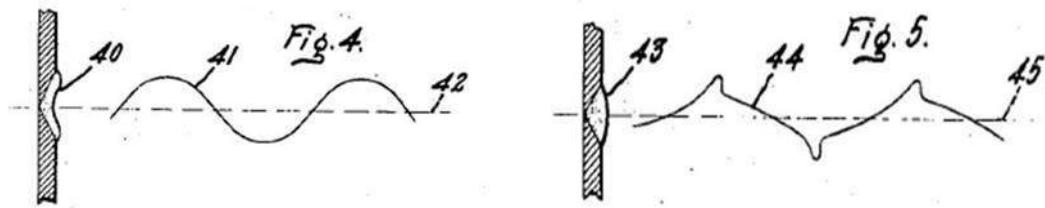


Figura 2.14 – Trajetórias de tecimento transversais da patente US 1667585, onde o percurso da parte esquerda (Fig. 4) é o caminho dos sistemas antes da invenção e o percurso da parte direita (Fig.5) é o aperfeiçoado em relação ao precursor

A patente não tem muita ligação com o método apresentado neste trabalho, mas constitui uma forma para melhoramento da geometria do cordão, com destaque para o impacto de tecimento transversais na soldagem, como uma forma para distribuir o calor e metal depositado na junta soldada. Tecimento é uma forma obrigatória a ser usada na confecção de passes de raiz.

Belloni e Bonasorte (2002) patentearam seu método e equipamento (*Apparatus and method for welding pipes together – US 6429405 (B2)*) para realizar passes de raiz em soldagem orbital em tubos, em junta em V com estreita abertura da mesma. Este método permite realizar o processo de soldagem em baixo d’água (subaquática) ou em soldagem normal. Pela sua invenção, a máquina tem duas tochas, localizadas uma atrás de outra (duplo arco) e guiadas por um trator, que se movimenta em volta do tubo a uma dada velocidade pré-determinada (Figura 2.15). As tochas oscilam independente entre as paredes do chanfro na forma não sincronizada.

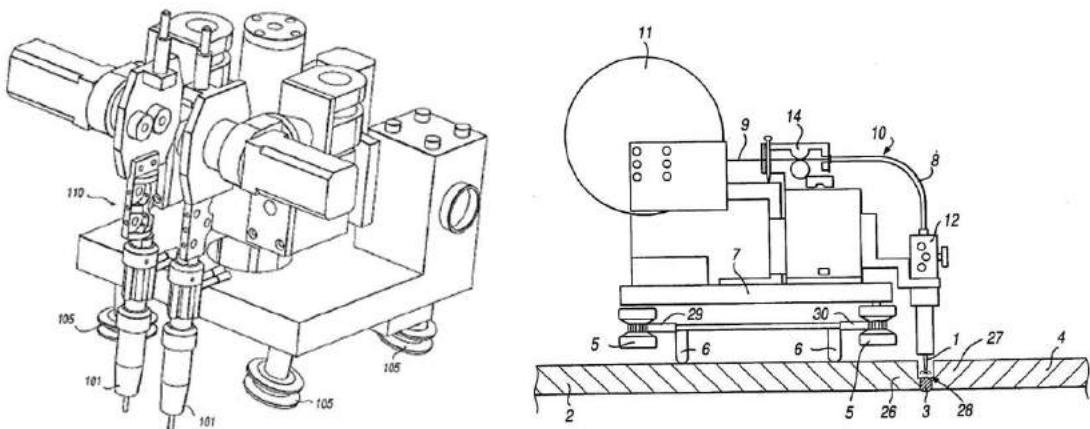


Figura 2.15 – Trator com duas tochas para soldagem de passes de raiz pela patente US 6429405 (B2) com seus elementos principais, onde (1) é o arame-eletrodo, (2) e (4) são os tubos, (3) é o cordão de solda, (28) é o chanfro e (101) são as tochas

A máquina tem sistema de controle que permite automaticamente reconhecer o chanfro da junta soldada pela impedância do arco elétrico. Os parâmetros de soldagem monitorados são corrente, tensão e impedância. A Figura 2.16 mostra o bloco-diagrama de auto controle de posição do arco elétrico (tocha) em relação do chanfro (borda) de tubo do tipo “malha fechada”, que monitora a impedância do arco elétrico em tempo real e manda um sinal para os dois filtros responsável por um dos dois lados da junta. Em seguida, o diferenciador reconheça a posição da tocha e decide mandar ou não mandar o sinal para o motor de oscilação trocar a direção de movimento.

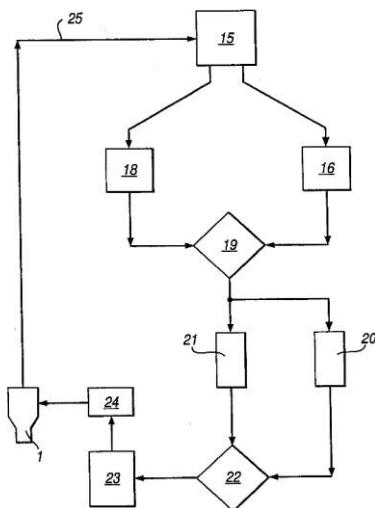


Figura 2.16 –Bloco-diagrama de controle de posição da máquina e sua tocha de soldagem pela patente US 6429405 (B2) com seus elementos principais, onde (1) é a tocha, (15) é o elemento de medição da impedância do arco elétrico, (16) é o filtro responsável pelo chanfro direito da junta, (18) é o filtro responsável pelo chanfro esquerdo da junta, (19) é o diferenciador que indica (calcula) a posição do arco dentro do chanfro, (20) é o integrador, (21) é o amplificador (“gain unit”) do sinal, (22) é o amplificador, (23) é o elemento de acionamento, (24) é o central regulador do sistema que movimenta a tocha e (25) é o cabo

Este método de soldagem não utiliza cobrejunta no passe de raiz e, primeiro, permite que automaticamente se reconheça a posição do arco em relação da junta, de extrema importância para o caso de desalinhamento das paredes da junta. Como o equipamento desta invenção inclui duas tochas, os autores tentam não concentrar energia de calor numa poça só e espalhar ainda mais usando tecimentos transversal. Mas não tem nenhuma informação sobre o controle da energia (calor) da poça de fusão na forma que propõe presente trabalho, como aquecer laterais e resfriar no meio da junta.

Roen (1981) desenvolveu um dispositivo para oscilação do arame-eletrodo em processos a arco (*Arc welding apparatus with oscillating electrode – US 4295031 (A)*). No caso, a invenção foi feita para processo MIG/MAG, onde o próprio arame-eletrodo oscila

longitudinalmente ou transversalmente através de uma eletroímã montada dentro da tocha. A Figura 2.17 mostra a seção transversal da tocha com seus elementos principais. Os autores fizeram esta invenção para homogeneizar a distribuição de calor forçando o destacamento das gotas sempre ao fim do curso do tecimento, por um impulso. No caso, a frequência de tecimento recomendada pelos autores não pode ser menor do que 6 Hz, para criar vibrações e impactos sobre o arame-eletrodo e separar e direcionar a gota do metal fundido nas laterais do cordão.

A semelhança desta última abordagem com a proposta no presente trabalho está no fato de se direcionar o efeito da força da gota (momentum) para as laterais da junta, evitando esta ação no centro, condição em que a gota está menos estável. Entretanto, não há previsão de alteração de modo operacional ou energia de soldagem. Além disto, uma oscilação com alta frequência não é usada na presente proposta por não permitir um controle térmico da poça (refriamento no centro) como previsto.

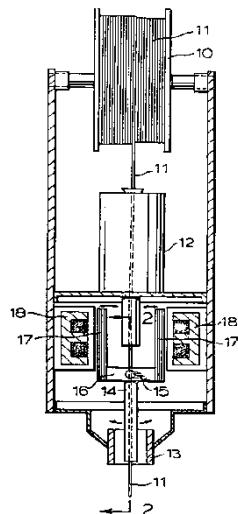


Figura 2.17 – Seção transversal da tocha com seus elementos principais pela patente US 4295031 (A), onde (2) representa o sentido do tecimento transversal linear, (10) o carretel de arame-eletrodo, (11) arame-eletrodo, (12) alimentador de arame por motor elétrico, (13) bico de contato, (14) tubo condutor de eletricidade para guiar o arame, (15) pinos de articulação pendular do tubo guia, (16, 17 e 18) composição do eletroímã

2.4 – Controle da poça de fusão através da colocação de cordões de ancoramento

Hasegawa et al. (1993) desenvolveram e patentearam um método para soldar passes de raiz em juntas do tipo “T” (*Root pass bead welding method – US 5202546 (A)*), que no caso evita a utilização de qualquer cobrejunta convencional. Como mostra a parte

esquerda da Figura 2.18, primeiro, antes de colocar as partes para soldar, é feito um passe de ancoramento (suporte) na parte vertical do metal de base.

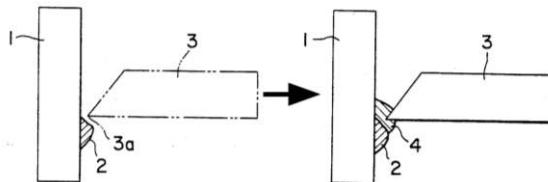


Figura 2.18 – Princípio de realização do método de soldagem da patente US 5202546 A, onde (1) e (3) são as partes que foram soldadas, (2) é o passe de ancoramento, (3a) é o chanfro e (4) é o passe de raiz

Depois que as partes da junta são posicionadas, o passe de raiz é realizado. Os autores mencionam que este método ajuda a minimizar o perigo de perfuração, produzindo cordões com boa aparência e qualidade na face de raiz.

Masakatsu e Shunji (2003) desenvolveram um método para soldar passes de raiz em tubos acessando apenas o lado externo dos mesmos (*Single side welding method of conduit and pipe – JP2003048067 (A)*), aparentemente utilizando o princípio de Hasegawa et al. Os autores realizam o processo de soldagem camada por camada aumentando a espessura das paredes da junta como que formando um cobrejunta (suporte) ou semelhante, que não funde por uma fonte de calor de soldagem na junta soldada sem a utilização de qualquer cobrejunta durante soldagem. Uma parte do metal de base é chanfrada e outra não, sendo que a parte que é chanfrada vai ser preenchida e vai fundir e unir a outra parte. Desse modo, a espessura das chapas (partes) soldadas pode ser aumentada. O processo de soldagem é multipasse e pode ser feito manualmente por um soldador. A Figura 2.19 mostra o esquema de preparação da junta pela presente invenção e já a Figura 2.20 ilustra passo a passo (de esquerda à direita) do método de soldagem dos tubos e tubulações de um lado. Como a presente patente é em japonês, apenas resumo é em inglês, foi difícil de entender.

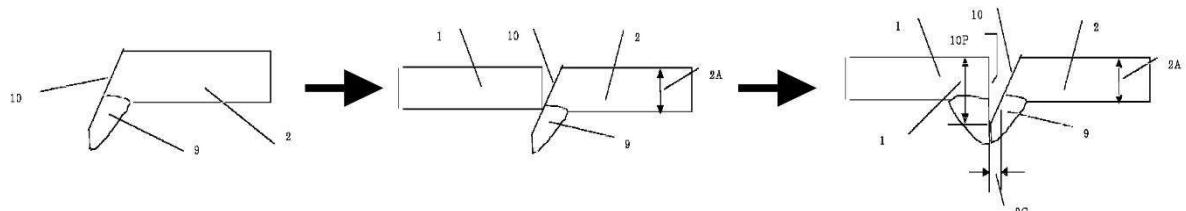


Figura 2.19 – Esquema do método de preparação da junta para soldagem dos tubos de um lado (sequência da esquerda para direita) da patente JP2003048067 (A) com seus elementos principais, onde (1) e (2) são os tubos, (9) passos de selamento, (10) é o chanfro, (1A) é a espessura de tubo e (1G) é a folga

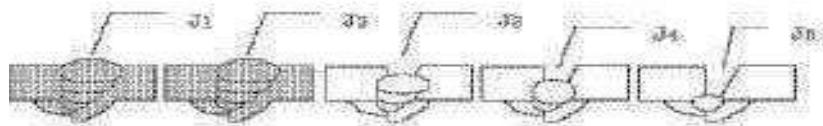


Figura 2.20 – Esquema do método de soldagem dos tubos e tubulações de um lado (sequência da direita para esquerda) da patente JP2003048067 (A)

2.5 – Controle da poça de fusão através de resfriamento da mesma

Chiba et al. (1980) em sua patente (*Method of cooling weld in steel piping and apparatus therefor – US 4223197 (A)*) propõem um método para resfriamento da poça na soldagem de tubulações com arrefecimento das bordas soldadas dentro de tubo, depois de execução de passe de raiz, através de passagem de um líquido de temperatura ambiente, numa direção entre as direções radiais e tangenciais em relação à superfície interior do tubo. A Figura 2.21 apresenta o esquema ilustrativa de método com seus elementos principais, onde o aparelho utilizado neste trabalho comprehende de uma montagem multibico que pode perfazer o raio de rotação correspondente ao diâmetro inteiro do tubo e é capaz de vazar o fluido para esfriar a superfície interior do tubo. O aparelho consiste dos cabos para transmitir o líquido para os bicos, bicos e um dispositivo de bombeamento para forçar o meio de arrefecimento sob pressão para os bicos.

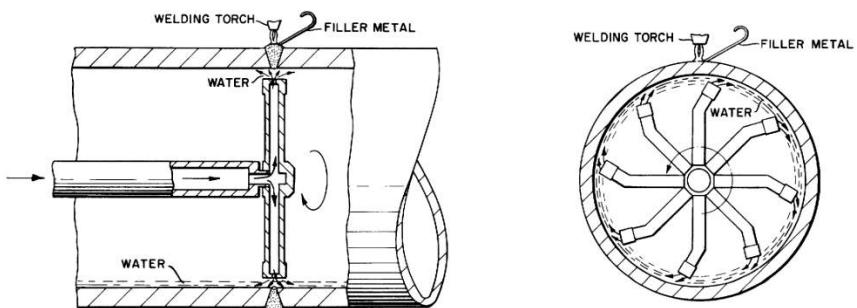


Figura 2.21 – Esquema ilustrativa do princípio de método com seus elementos principais da patente US 4223197 (A)

O método foi desenvolvido para aplicar em soldagem nas indústrias químicas e nucleares. Como objetivo principal, o método e um aparelho adequado têm a redução das tensões residuais e a minimização precipitação de carboneto nas superfícies internas dos cordões de tubulações de aço inoxidável austenítico, que pode ser aparecido em ambientes corrosivos. Assim, essa patente apresenta método de um resfriamento muito potente da poça de fusão, só que utilizando para passes de enchimento.

Os pesquisadores Riyouichi, Suteto, Kiyoshi (1982), pelo resumo de sua patente (*Method for welding tubular member – JPS58154487 (A)*), sugeriram um método para redução da larguras das zonas afetadas pelo calor (ZAC) e obtenção de cordões de alta qualidade, pelo resfriamento interior de tubo com líquido (água). Os dois tubos (Figura 2.22), após a confecção do passe de raiz, recebe um fluxo de líquido pulverizado pelo lado interior nos cordões de solda. O líquido chega através de tubo (8c) e se distribui pelos furos (8a, 8b). Durante as soldagem dos passes de enchimento (7), o fluxo de líquido arrefece assim os lados interiores das zonas de soldagem.

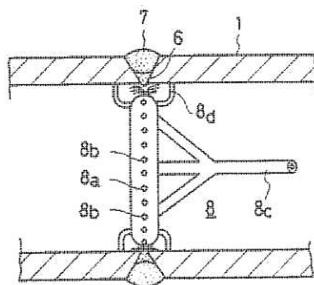


Figura 2.22 – Ilustração do esquema do processo com seus elementos principais da patente *JPS58154487 (A)*, onde (1) é o metal de base (tubo), (6) é o passe de raiz, (7) é o passe de enchimento, (8) é o mecanismo de refrigeração dos passes de enchimento, (8a) e (8b) são os furos para pulverizar líquido para zonas de solda, (8c) é o tubo para fornecer líquido e (8d) são os suportes de mecanismo

As patentes desenvolvidas por Chiba et al. (1980) e Riyouichi, Suteto, Kiyoshi (1982) se resumem em um método de controle da temperatura (resfriamento) dos passes de enchimento e acabamento. A diferença aparente entre elas está no método de arrefecimento, o primeiro de forma giratória, enquanto a segunda de forma estática. De qualquer forma, são bem diferentes do que propõe este trabalho, mas servem como bons exemplos de eficácia da abordagem de esfriamento da poça para estabilização da mesma.

Os cientistas Hiroshi, Motoji e Satoshi (1980) propõem na forma resumida um método auxiliar para soldagem ao arco elétrico para formar passe de raiz (*Arc welding method – JPS5550974 (A)*). O objetivo principal foi conseguir um reforço adequado na parte de baixo da raiz, através de emissão de um fluxo de gás (vazão controlada) em direção contrária à direção da força de gravidade de metal fundido, enquanto o cordão, e a protuberância do reforço da raiz, estão se solidificando. A Figura 2.23 ilustra o princípio do método e principais partes.

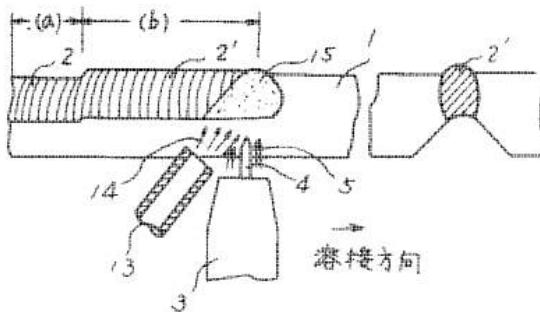


Figura 2.23 – Ilustração de princípio do método de patente JPS5550974 (A) e seus elementos principais, onde (1) é o metal de base (tubos), (2) é o cordão de solda, (3) é a tocha TIG, (4) é o eletrodo de tungstênio, (5) é o gás de proteção, (13) é a mangueira com gás de injeção, (14) é o fluxo de gás de injeção e (15) é a poça de fusão

Os tubos de aço ao carbono (1) estão sendo soldados em junta de topo com chanfro de tipo “V”, por uma tocha de soldagem (3), enquanto o fluxo de gás (14) está orientado em direção oposta de ação da força de gravidade do metal líquido a partir de um tubo de alimentação de gás (13). Graças à pressão do fluxo de gás, favorece-se o suporte da poça fundida e a aceleração da solidificação da mesma e, assim, evitando o escorramento da raiz (2).

A invenção de Hiroshi, Motoji e Satoshi (1980) já se assemelha em parte com os objetivos da presente proposta, por resfriar a poça fundida para evitar escorramento. Mas difere no sentido que na presente proposta se tenta fazer este resfriamento pela redução do calor imposto enquanto o arco se situa na parte central do chanfro, enquanto pela citada invenção este arrefecimento se dá por um fluxo de gás externo.

2.6 – Controle da poça de fusão pela variação dos parâmetros elétricos ao longo de junta e outros equipamentos especiais

Takao e Kunio (1982) desenvolveram e patentearam um método que denominaram de soldagem com tecimento (*Weaving welding method - JPS5741886 (A)*). Uma novidade dessa patente é o uso de maior energia imposta nas laterais dos chanfros do que no centro. Isto é conseguido usando-se o processo TIG com adição de arame, com tecimentos pendulares da tocha dentro de chanfro, como ilustra a Figura 2.24.

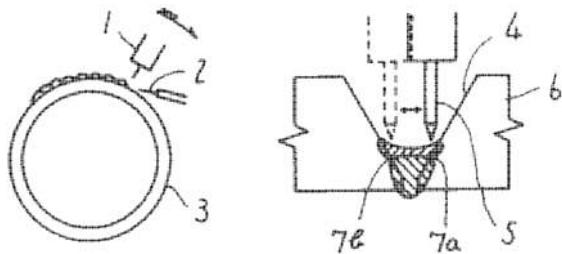


Figura 2.24 – Ilustração do processo de soldagem da patente *JPS5741886* (A) com seus elementos principais, onde (1) é a tocha TIG, (2) é o metal de adição, (3) é o tubo a ser soldado, (4) é o chanfro de tubo, (5) é o eletrodo de tungstênio, (6) é a região da junta, (7a e 7b) são as laterais fundidas do chanfro

O valor da corrente de soldagem é mais elevado nas bordas dos chanfros da junta (posições 7a e 7b da Figura 2.24), com tempo de parada lateral, e menor no meio da junta, sem parada central. Os autores anunciam que, com esse procedimento, a região de solda fica sem defeitos e com maior eficiência de trabalho. Os autores no resumo da patente (em idioma inglês) não explicam como fizeram para reconhecer onde está a lateral e o meio do chanfro para alterar a corrente de soldagem no momento certo (mais informações não foram levantadas em virtude de se ter acesso somente ao resumo desta patente). Esse método, apesar de alguma semelhança com objeto do presente trabalho, se aplica para processo TIG e passes de enchimento e não formação do passe de raiz. Além disto, ao mudar a intensidade de corrente, aparentemente não é alterado o modo operacional.

Richard e Richard (2003) desenvolveram e patentearam um sistema que permite em tempo real detectar e regular a penetração ao longo de soldagem MIG/MAG (*Welding arc penetrating power real-time detection system – US 6518545 (B1)*) pelo valor de impedância ($Z=U/I$) ou intervalo de tempo entre pulsos. A invenção foi desenvolvida para fazer controle adaptativo dos parâmetros governantes da formação do passe de raiz em juntas de topo de tubos (tubulações) na soldagem orbital sem utilização cobrejunta. O sistema monitora os parâmetros elétricos (tensão U e corrente I) do processo de soldagem MIG/MAG e calcula um índice, como o valor da impedância Z. De acordo com os inventores, o formato da onda de corrente e tensão varia caso a solda esteja na condição otimizada e não otimizada (entrando em colapso da poça), de tal forma a se criar padrões para os índices. A Figura 2.25 esquematiza o sistema.

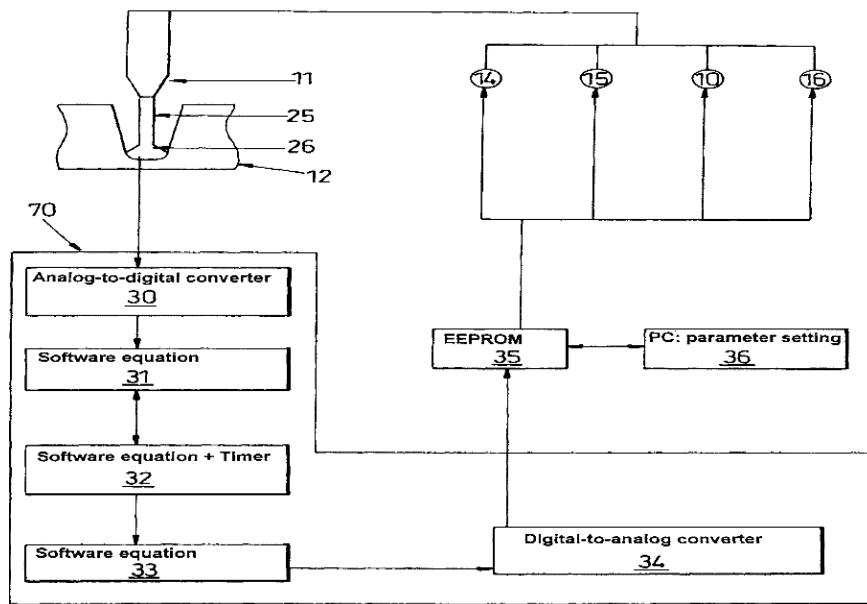


Figura 2.25 – Sistema de auto controle e ajuste dos parâmetros de soldagem pela impedância da patente US 6518545 (B1), com seus elementos principais, onde (10) é a máquina de solda, (11) é a tocha de soldagem, (12) é o tubo a ser soldado, (14) é a fonte de energia, (15) é o alimentador de arame-eletrodo, (16) é o oscilador da tocha, (25) é o arame-eletrodo, (26) é o arco elétrico, (30) é o conversor analógico-digital da corrente e tensão do arco, (31) é o software com equação, (32) é o software com equação e relógio regressivo para calcular segunda vez o valor da impedância, (33) é o software com equação, para calcular segunda vez a impedância, (34) é o conversor digital-analógico do índice calculado, (35) é o processador de autocontrole (EEPROM), (36) é o computador com a base dos parâmetros padrões e (70) é o sistema computacional que calcula a variação da impedância

O princípio do sistema de controle adaptativo é baseado numa base de valores padrões de impedância (ou outro índice) para soldagens típicas de passes de raiz em tubulações. De forma comparativa, o sistema confronta o valor constantemente medido com o valor padrão, e, assim, controla a penetração da poça de fusão no tempo real. O sistema computacional (Figura 2.25, posição 70) adquire os sinais analógicos de tensão e corrente, condiciona os mesmos digitalmente, calcula a impedância dinâmica, converte os valores digitais em analógico e manda seu valor para uma EEPROM (posição 35). Essa EEPROM, pelo valor da impedância, compara os valores recebidos com os valores padrões armazenados em um computador (posição 36) e manda os parâmetros para a fonte de energia (posição 14) para mudar ou não a forma de onda de corrente e tensão, seja para o alimentador de arame-eletrodo (posição 15) (controlando a velocidade de alimentação do arame-eletrodo), ou para o oscilador da tocha (posição 16) (controlando a frequência de tecimento da tocha) ou para máquina de solda (posição 10) (regulando a velocidade de soldagem). Segundo os autores, o processo permite soldagens orbitais sem cobrejunta, principalmente em juntas de topo, com ou sem abertura de raiz (folga).

Fafard et al. (1988) criaram um método e equipamento semelhante ao de Richard e Richard (2003) para controlar a penetração durante a soldagem de passe de raiz em juntas de topo com abertura (*Method and apparatus for controlling root pass weld penetration in open butt joints – US 4733051 (A)*) por soldagem circunferencial. Eles também usaram padrões de comparação para definir a conformidade da poça durante a soldagem, mas Fafard et al. propôs controlar a penetração pelo reconhecimento geométrico da poça de fusão. O princípio de funcionamento deste método (sistema) é baseado em imagens feitas por uma câmera (sensor visual). Quando o sistema de controle recebe uma imagem completa da poça de fusão, esta imagem é processada através de um computador, analisando a linha de contorno da poça de fusão em comparação com o contorno padrão (Figura 2.26). Através desta análise, o computador de controle emite os sinais de controle para os elementos da máquina para mudar/ajustar parâmetros de soldagem, tais como oscilação da tocha, velocidade de soldagem, velocidade de alimentação do arame-eletrodo e tensão do arco.

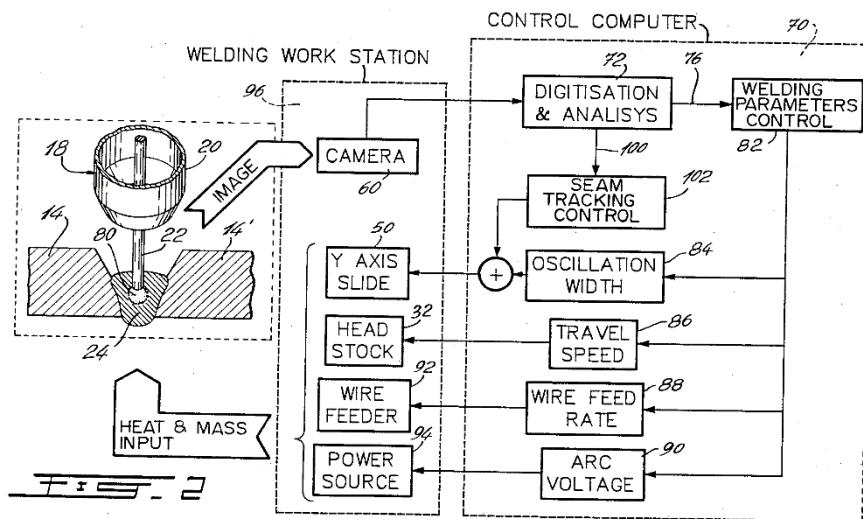
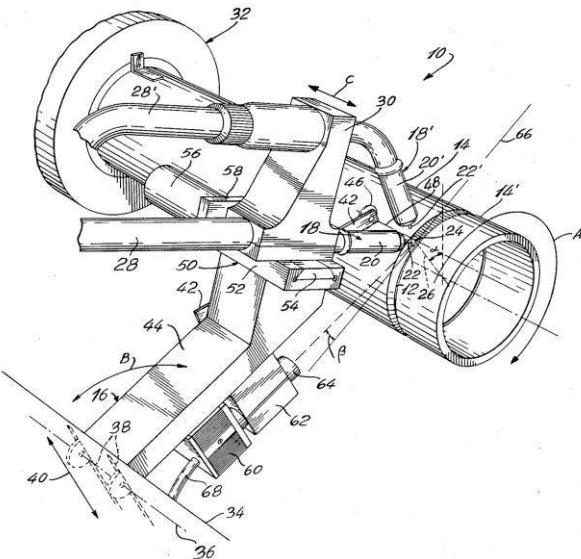


Figura 2.26 – Princípio de funcionamento do controle da penetração da patente *US 4733051 (A)*, onde (14 e 14') são os tubos a serem soldados, (18) é a tocha de soldagem, (22) é o arame-eletrodo, (24) é a poça de fusão, (70) é o computador de controle, (80) é o arco elétrico e (96) é a estação de soldagem que inclui a câmera (60).

A semelhança entre as patentes de Fafard et al. (1988) e Richard e Richard (2003) com a técnica apresentada neste trabalho é, além da aplicação em soldagem orbital/circunferencial de tubulações na forma automatizada, sem utilização cobrejunta, a alteração dos parâmetros durante a soldagem para estabilizar a poça de fusão. Explicitamente ou não, procuram obter esta estabilização pelo controle da viscosidade da poça de fusão para evitar o colapso da poça. Porém, fazem isto através de um algoritmo que calcula um index/geometria e o compara dinamicamente com valores padrões pré-

definidos. Sendo assim, não distribuem o calor de forma sincronizada, aquecendo nas laterais e resfriando no meio da junta como forma de estabilização da poça.

A Figura 2.27 mostra uma vista em perspectiva do equipamento com seus elementos principais, onde o sensor visual (a câmera do tipo CID (*Charge-injection Imaging Device*)), para identificar a geometria da poça, é posicionado à frente das tochas de soldagem (inclinada de um ângulo β), assim obtendo a imagem completa (frontal) da poça de fusão e definindo uma linha de contorno da mesma. A soldagem é realizada na posição plana com o eixo girado com uma velocidade de soldagem, controlada através do cabeçote (posição 32 da Figura 2.27). O equipamento inclui duas tochas de soldagem que estão montadas uma atrás de outra, que podem fazer tecimentos transversais, pela trajetória C da Figura 2.27, ao longo do processo de soldagem.



e (c), a folga era pequena e grande, respectivamente, provocando falta ou excesso de penetração quando a técnica não é utilizada, mas sendo corrigido o problema com o uso da técnica ((b) e (d)).

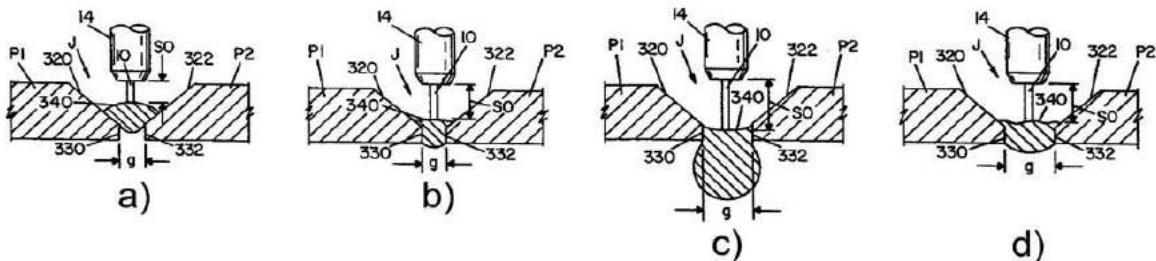


Figura 2.28 – Condições de variação de folga durante a soldagem e suas consequências, sendo as figuras à esquerda o comportamento da solda sem o uso da técnica e à direita com o uso da técnica, e as figuras de cima com folga pequena e as de baixo com folgas grandes

A Figura 2.29 ilustra o princípio de funcionamento do método de controle da poça de fusão proposto por Stava et al. (2006). O arco faz um tecimento de um lado ao outro da junta. Além disto, devido às características do processo STT, por exemplo, a corrente não muda sozinha quando o arco aumenta ou diminui, como acontece nos processos MIG/MAG convencionais operando no modo tensão constante (auto-controle de comprimento de arco). Quando a poça afunda em relação a um perfil de poça (mostrando tendência de escorramento), ou quando o arco está sobre o centro da poça, a DBCP aumenta. No modo STT, a corrente não muda, mas como o arco se torna mais longo, reduz-se a frequência de curtos-circuitos. Essa frequência aumenta em caso contrário, ou seja, a poça está estável ou o arco está nas laterais da junta. O sistema de controle proposto pelos inventores monitora essa frequência e manda para fonte de energia um comando para diminuir a corrente quando a frequência é baixa (meio da poça) ou para aumentar quando a frequência dos curtos-circuitos torna-se alta (laterais da junta).

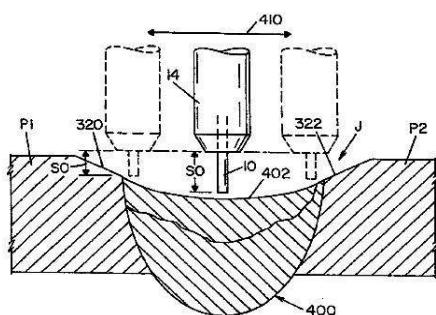


Figura 2.29 – Princípio do método de soldagem da patente *EP1036627 (B1)*, onde (320) e (322) são os chanfros da junta, (402) é a poça de fusão, (410) são os tecimentos pendulares da tocha, (P1) e (9P2) são metais de base (tubos), (I0) é o arame-eletrodo, (I4) é a tocha, (SO) é o comprimento do eletrodo “stick-out”

A ideia desta patente é muito próxima da ideia deste trabalho, mas a diferença é que os processos MIG/MAG APSTT ou MIG/MAG RSSP utilizam dois tipos de modos operacionais de forma programada (e não por controle), ou seja, aumenta o calor imposto nas laterais e diminui no centro, teoricamente permitindo controlar a viscosidade do metal da poça de fusão. O autocontrole, como proposto por esta patente, pode não funcionar tão bem quando houver oscilação da poça, etc.

Andersson, Knipstrom e Malm (1979) em sua patente (*Method for tube welding – US 4142085 (A)*) desenvolveram um método diferenciado para soldagem orbital de tubos em junta de topo sem utilizar cobrejunta. Para tal aplicam um certo controle térmico do processo. Pela sua invenção, os tubos são posicionados na vertical e a soldagem (MIG/MAG) é feita na posição horizontal. Os tubos devem ter espessura de paredes acima de 12 mm. O esquema do princípio de funcionamento do método e a geometria do chanfro para tal estão mostrados na Figura 2.30. As dimensões dos chanfros em que se aplica sua patente são altura do nariz na faixa de 0,5 mm a 3,0 mm, ângulo de chanfro de até 40° e folga entre as faces não maior do que 1,5 mm. O diâmetro de eletrodo especificado é menor do que 1,0 mm e como gás de proteção utilizado uma mistura de Ar com CO₂ (0-40%).

A maior particularidade da invenção é que durante a soldagem são alterados alternadamente os parâmetros (no caso, a tensão do arco muda de um valor baixo para um valor alto, sendo a tensão baixa para produzir uma transferência das gotas por curto-círcuito e o ajuste de uma tensão alta para produzir uma transferência metálica “spray”). Ao mesmo tempo acontece um ajuste da velocidade de soldagem e da velocidade de alimentação.

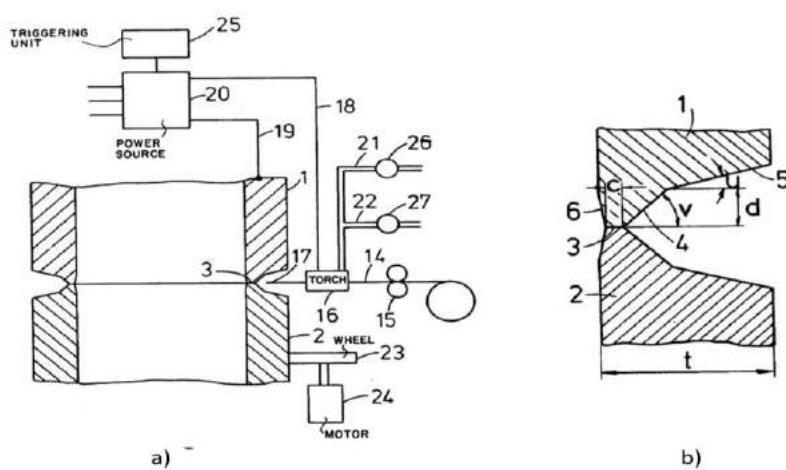


Figura 2.30 – Ilustrações do método da patente *US 4142085 (A)* e da geometria da junta aplicável com seus elementos principais, onde (1) e (2) são os tubos a serem soldados, (25) é a unidade de ativação ajustável

De acordo com o presente método, durante a realização do passe de raiz (Figura 2.31(a)) por um período de alternância de tensão pode ser realizado de 4 a 7 mm de

comprimento do cordão de solda, e a parte de alta tensão consiste de 30-40% por um período de alternância. Por exemplo, duração de um período de alternância de tensão, enquanto executa se no caso de passe de raiz, é de pelo menos 0,8 s, e o tempo de alta tensão é aproximadamente igual a 0,3 s deste período. Os valores de tensão baixa é entre 22-26 V e a alta – é entre 36-40 V. Alternância de tensão entre um valor baixo (transferência por curto-circuito) e um valor alto (transferência “spray”) é numa com frequência de 0,5 a 2,0 Hz. Os passes de enchimento, posições 8 e 9 da Figura 2.31(b,c), realizados sobre o passe de raiz (posição 7 da Figura 2.31) com mesmos parâmetros que no passe de raiz. Os passes de acabamento (posições 10, 11, 12 e 13 da Figura 2.31(c)) são feitos sem alternância de tensão apenas com tensão baixa (transferência por curto-circuito) usando em gás de proteção CO₂ puro.

Os autores dizem que este método oferece uma técnica para soldagem o passe de raiz com alta qualidade. A penetração do passe de raiz é suficiente para formar um reforço, que praticamente no mesmo nível da superfície interna do tubo, não criando, assim, pontos de concentração de tensões e não diminuindo a área de seção transversal de tubo.

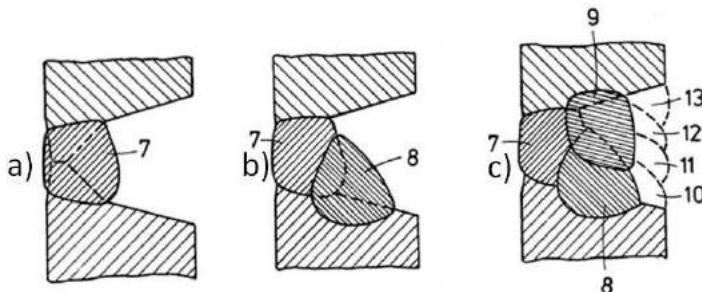


Figura 2.31 – Sequência de deposição dos passes de soldagem da patente US 4142085 (A), onde (7) é o passe de raiz, (8) é o passe de enchimento, (9) é o passe de enchimento, (10), (11), (12) e (13) são os passes de acabamento

A patente desta invenção apresenta alguns pontos com o método apresentado nesta dissertação, como, por exemplo, a mudança de transferência metálica ao longo de processo de soldagem. Só que, nessa patente, isso é conseguido através de mudança da tensão (comprimento do arco elétrico) com frequência pré-programada e sem tecimento. Desta forma, tentando aquecer e resfriar a poça de fusão. Na proposta da técnica MIG/MAG APSTT ou MIG/MAG RSSP, os modos operacionais, como a polaridade, valores de corrente de soldagem, transferências metálicas etc., são sincronizados com fase de tecimento.

Murayama e Sugitani (1991) inventaram e patentearam um método de soldagem orbital *Method for one-side root pass welding of a pipe joint – US 5030812* para soldagem de passes de raiz (e passes seguintes do lado externo dos tubos) em altas velocidades, como ilustrado pela Figura 2.32. Os autores usam a rotação do arco com alta frequência (10 a 150

Hz) para permitir um controle mais efetivo do método de seguimento de junta a partir do sensor de arco (*Through-the-arc-sensor*), mas neste caso ainda com cobrejuntas. Para maior sensibilidade do método, sincronizam os pulsos da corrente do MIG Pulsado para acontecerem nos laterais.

A patente apresenta uma ideia de alto nível de invenção, mas difere da proposta deste trabalho, tanto pelos objetivos como pela ideia. Apesar de ambos usarem de oscilação, na patente de Murayama e Sugitani (1991) o objetivo da oscilação é o seguimento de junta. Este seria um dos métodos a serem usados para reconhecer a amplitude da folga na proposta desta dissertação. Estes inventores também usam cobrejuntas, desnecessário na presente proposta para as técnicas MIG/MAG APSTT ou MIG/MAG RSSP.

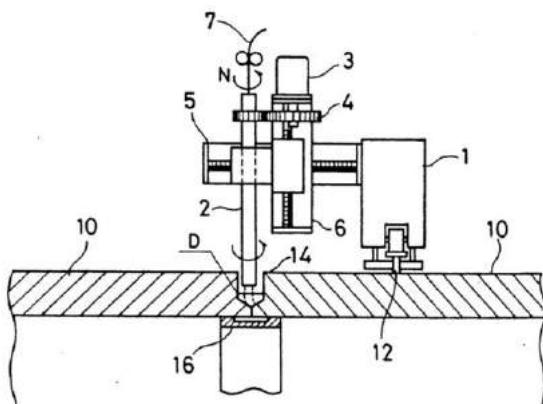


Figura 2.32 – Ilustração esquemática de máquina de soldagem automática utilizada na patente US 5030812: (1) – máquina de soldagem; (12) – trilho de guia, onde anda a máquina; (10) – superfícies dos tubos; (2) – tocha de soldagem fixada na máquina de soldagem; (3) – motor para rotação da tocha; (14) – chanfro; (7) – arame-eletrodo; (16) – cobrejunta, que não se funde

Bracarense et al. (2006) em sua patente (*Robotic system for orbital welding of pipelines – WO 2006/037200 (A1)*) também variam os parâmetros de soldagem para controle da poça de fusão na criação de um sistema robótico para soldagem orbital de tubulações (passe de raiz, enchimento e acabamento). Mas esta mudança de parâmetros se dá pela posição orbital em relação ao tubo e através da oscilação transversal. Para isto, usa um inclinômetro, como ilustrado pela Figura 2.33. O sistema robótico permite a variação controlada dos parâmetros de soldagem (corrente de soldagem, tensão de soldagem, velocidade de soldagem, DBCP e ângulo da posição da tocha de soldagem) ao redor do tubo, que se realiza por meio de interpolação destes parâmetros sobre as regiões de transição (soldagem em posições – sobre cabeça, vertical e plana).

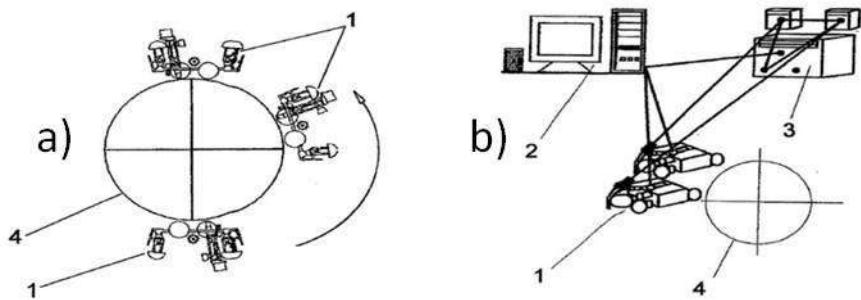


Figura 2.33 – Esquema básico de sistema robótico projetado para soldagem orbital de tubulações da patente WO 2006/037200 (A1), onde a) o sistema está montada no tubo, b) os elementos (blocos) principais do sistema inventada, onde (1) é os manipuladores, (2) é o sistema de comando, (3) é a fonte com os alimentadores de arame-eletrodo e (4) é o tubo

2.7 – Outros métodos aplicados em soldagem de tubulações

Diez et al. (2009) patentaram um método para soldagem de tubulações com duplo arame (*Dual wire welding torch and method – US 7525067 (B2)*), onde apresentaram um modelo de uma tocha com esta finalidade (Figura 2.34(a)). Esta tocha tem um bico de contato especial que tem dois canais inclinados para guiar os dois arames-eletrodos de forma cruzada, um atraí de outro, mas sem contato (potenciais isolados), como mostra a Figura 2.34(b). O motivo da invenção foi a dificuldade em posicionar uma tocha comum na soldagem do passe de raiz para obter um cordão sem presença de falta de fusão nos laterais da junta e evitar risco de trincas, que pode promover um reparo caro e trabalhoso.

O presente método é uma tentativa de melhorar a eficiência e a confiabilidade de soldagem a arco elétrico através de uso duplo arame em única tocha. O método permite reduzir quantidades dos passes, graças ao aumento de quantidade do metal de adição aumentando produtividade. Os autores não explicam o método de controle, falando que a soldagem pode ser executada automaticamente tanto quanto manualmente. Também reivindicam que ela pode ser utilizada com uma fonte de energia com controle pelo computador, que sincroniza os sinais de corrente para cada arame-eletrodo.

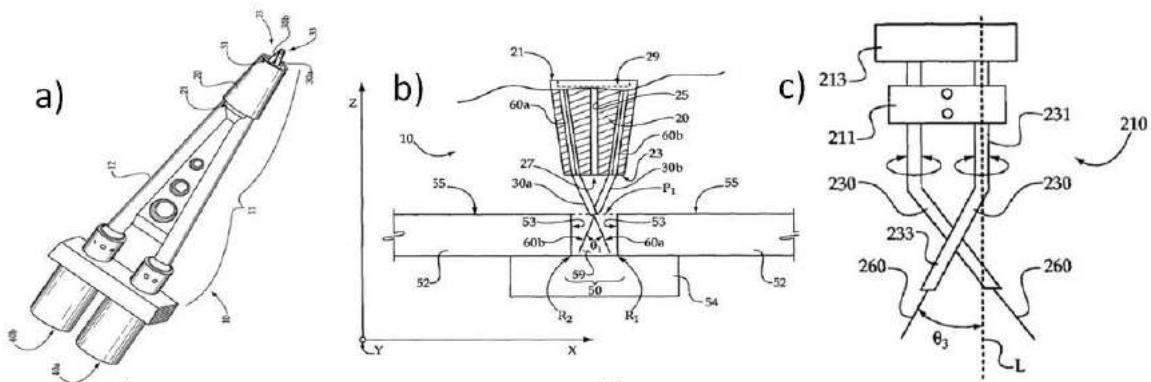


Figura 2.34 – Ilustrações da patente US 7525067 (B2): a) tocha de soldagem duplo arame; b) princípio de funcionamento com seção transversal do bico de contato especial; c) princípio do sistema para girar e inclinar os arames-eletrodos com seus elementos principais, onde (211) é o grampo “clamp”, (213) é a tocha de soldagem (230) são guias dos arames-eletrodos, (260) são os arames-eletrodos e (θ_3) é o ângulo de inclinação dos arames-eletrodos

Em juntas de topo comuns, as bordas devem estar niveladas uma com outra. Os partes soldadas podem ser de painéis, vigas, tubos, etc. e como observado normalmente estão ligadas entre si com uma folga. Este método orienta os pontos dos arames se posicionam mais perto possível em fundo de chanfro, sob o qual está o cobrejunta. Preparação da junta pode ser feita sem chanfro, que economiza tempo de produção e diminui quantidade de metal depositado.

Quando utilizam tochas de duplo arame, os arcos elétricos podem gerar campos magnéticos que causam uma disposição dos arames a podem sair do centro desejado de junta. Enquanto, pela esta invenção, como mostra a Figura 2.34(c), os arames-eletrodos podem ser girados ao longo do processo de soldagem e inclinados no ângulo θ_3 máximo até 20 graus em relação arame reto (posição 231) e arame torto (posição 260) da Figura 2.34(c).

A presente descrição é para fins ilustrativos apenas, e não deve ser interpretado de forma a limitar o potencial da presente inovação, em qualquer maneira. Assim, os engenheiros da área podem inventar várias modificações dessa versão, sem sair do objetivo pretendido e do âmbito da presente revelação.

A patente apresenta maneira original para execução passe de raiz, parecida na proposta anterior com US 6429405 (B2), usando esse método, de uma forma, é tirado pressão de arco de meia da junta, que foi uma das propostas do presente processo, mas em geral método é bem diferente. Também, esta invenção parecida com presente dissertação, porque a força do arco elétrico está concentrada nas laterais da junta, mas comparado com

presente dissertação essa invenção não tenta controlar a poça de fusão, resfriando no meio e aquecendo nas laterais da junta, que bem difere do presente trabalho.

2.8 – Considerações finais

As patentes, apresentados neste capítulo, mostram os métodos, técnicas e processos para executar o passe de raiz (enchimento e acabamento) nos diferentes processos de soldagem (MIG/MAG, TIG etc.) nas formas próximas e diferentes do que propõe a ideia deste trabalho. Mas como descrito no próximo capítulo (Capítulo III Metodologia, Equipamentos e Insumos) a ideia da técnica MIG/MAG APSTT pelo seu princípio de controlar a poça de fusão (viscosidade) pelo resfriamento da mesma é diferente que não foi encontrado em nenhuma base de patentes onde foi realizada a busca, por isso, em a ideia da técnica deste trabalho vale uma patente.

CAPÍTULO III

METODOLOGIA, EQUIPAMENTOS E CONSUMÍVEIS

3.1 – Metodologia geral

No percurso dos últimos 20 a 30 anos foram desenvolvidas muitas variações no processo de soldagem MIG/MAG com o objetivo de melhorar o controle da formação da poça de fusão e, assim, se conseguir melhor desempenho do mesmo (por exemplo, para confecção de passes de raiz ou soldagem de chapas finas). Os modos operacionais empregados que mais se destacam são a pulsação da corrente (para controlar a transferência metálica em baixa corrente média), a variação da polaridade (para controle do aporte de calor) e o controle da corrente de curto-círcuito (para minimizar respingos e garantir maior constância da entrega térmica). Mas poucos trabalhos aproveitaram da combinação desses modos, embora para uma determinada junta (por exemplo, passes de raiz) tal abordagem possa sinalizar ser a única solução adequada. O maior obstáculo para aproveitar esta abordagem era a falta de equipamentos avançados, que permitissem trocas de modos operacionais durante a própria soldagem, mas com o aparecimento das fontes digitais agora é possível realizar mistura dos modos operacionais.

Assim, neste trabalho se propõe combinar os modos operacionais Pulsado e CC- do processo MIG/MAG, de forma alternada. Esses modos operacionais apresentam características bem diferentes, até contrárias. Mas ao serem unidos e cada um atuando por tempos longos, como esquematizado na Figura 3.1, consequentemente com menor frequência de mudança de polaridade (o que diverge do que acontece com o MIG CA), poder-se-ia combinar as vantagens e minimizar as limitações de cada modo operacional, viabilizando soldagens que apresentam algumas dificuldades, como no caso de passes de raiz. Neste trabalho, esta abordagem foi batizada de MIG/MAG com Alternância de Polaridade (MIG/MAG AP). O objetivo seria se obter dois níveis de energia (alta energia, que oferece a transferência metálica goticular com uma gota por pulso na polaridade positiva, e baixa energia com transferência globular na polaridade negativa). Devido ao fato

de que fontes de soldagem com características adequadas para esta finalidade tenham sido disponibilizadas somente há pouco tempo, ainda não se conhece pela literatura corrente a aplicação da abordagem acima.

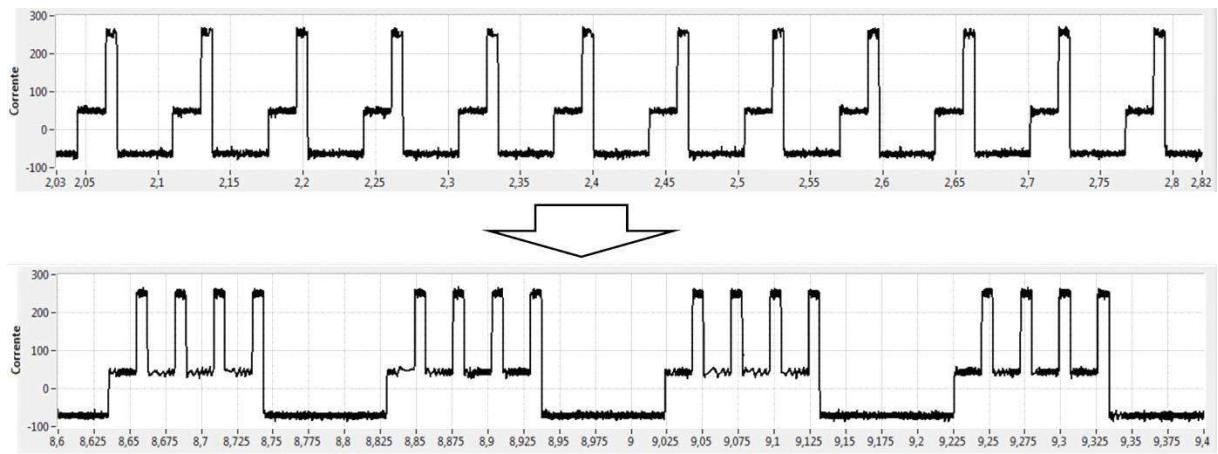


Figura 3.1 – Exemplos de formas de onda de MIG/MAG CA (acima) e MIG/MAG AP (abaixo)

Além disto, não se conhece pela literatura a troca do modo de operação em sincronia com o tecimento. Desta forma, o objetivo principal deste trabalho foi demonstrar a viabilidade da aplicação da combinação dos modos operacionais MIG Pulsado e MIG CC-, mas sincronizados com o tecimento de tocha, para controle da poça de fusão na confecção de passes de raiz em soldagem automatizada. O MIG/MAG Pulsado (com polaridade CC+) é proposto se localizar nas laterais de chanfro (sincronizado com as paradas laterais de tecimento transversal) e MIG/MAG CC- no centro de chanfro (durante a transição entre paradas laterais do tecimento transversal), como mostra a Figura 3.2. Assim, o MIG/MAG com Alternância de Polaridade (AP) junto com a sincronização com o tecimento passa a ser denominado neste trabalho como MIG/MAG APSTT (MIG/MAG com Alternância de Polaridade Sincronizada com Tecimento Transversal).

Ainda do ponto de vista metodológico, é proposto de realizar os passes de raiz por esta tecnologia sem uso das cobrejuntas. Por isso devem ser levados em consideração os fenômenos que acontecem na soldagem do passe de raiz. Sobre a poça de fusão agem principalmente a força da gravidade, a força devido à pressão do arco (jato de plasma, pressão magnética estática e momentum das gotas) e a força devido à tensão superficial, que atua tanto entre a poça fundida e as bordas da junta (metal líquido–metal sólido) como entre a poça fundida e o meio ambiente (metal líquido–meio gasoso). As forças devidas à ação da gravidade sofrida pela poça de fusão e à pressão de arco tentam colapsar o metal líquido. As forças devido à tensão superficial agem em sentido contrário, assegurando (no caso ideal) o equilíbrio com as duas primeiras forças, como ilustra a Figura 3.3.

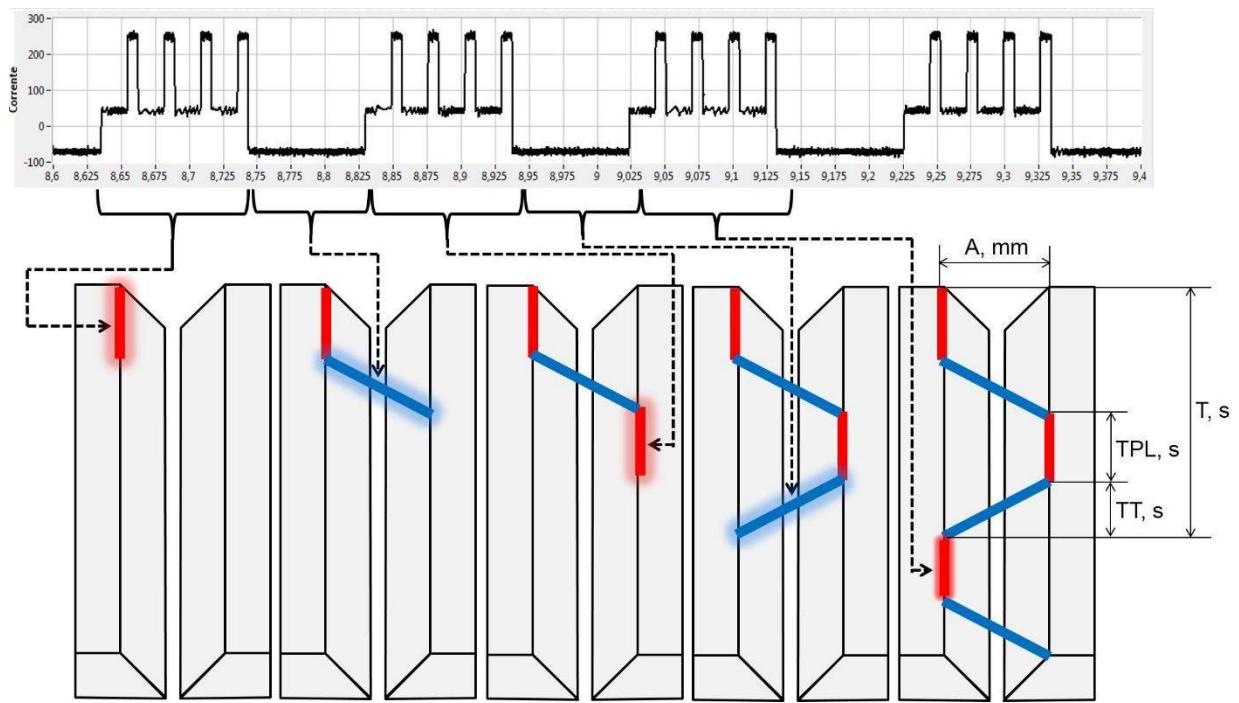


Figura 3.2 – Esquema de distribuição dos semi períodos de cada polaridade nos semi períodos de tecimento transversal; A, mm – amplitude de tecimento; TPL, s – tempo de parada lateral; TT, s – tempo de transição; T, s – período de tecimento

Quanto à força devido à pressão do arco, o jato de plasma e a pressão magnética estática se tornam mais fortes, quanto maiores são a corrente e o comprimento de arco (diferenças entre as áreas das seções transversais nos acoplamentos arco-gota e arco-poça). Já o momentum das gotas não é uma função direta da corrente (SCOTTI; PONOMAREV; LUCAS, 2012), pois depende do diâmetro e frequência de transferências das gotas. Mas, de uma forma geral, pode-se dizer que este momentum é maior para transferência goticular (como em Pulsado) do que globular (como em CC-).

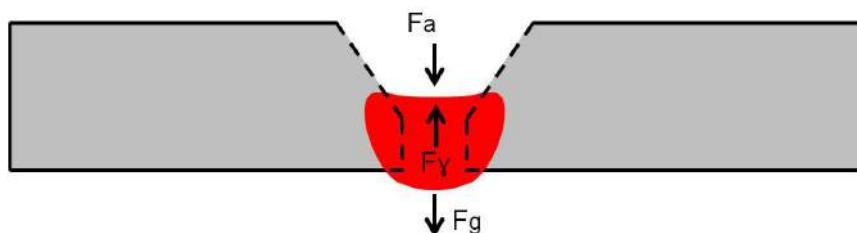


Figura 3.3 – Forças atuantes sobre a poça de fusão: F_a – força devido à pressão do arco (jato de plasma, pressão magnética estática e momentum das gotas); F_g – força da gravidade; F_y – força devido à tensão superficial

Explanando sobre a força devido à tensão superficial, pode-se assumir não haver criação de superfície entre o metal sólido e o metal líquido, pois os mesmos são compatíveis. Assim, não há repulsão do metal líquido pelo sólido (o que promoveria o

colapso da poça), facilitando a agregação de um pelo outro. Por outro lado, nas superfícies metal líquido–meio gasoso existe criação de área superficial. Quanto menos área se cria, menos energia se gasta. Se a criação desta área é favorecida pela força do arco e força da gravidade, a minimização desta área é devida à força devido à tensão superficial. Como demonstra Equação 3.1, não haverá crescimento da poça enquanto a força devido à tensão superficial for maior ou igual à somatória das forças oponentes. Assim, quanto maior for à tensão superficial (dependente do material, temperatura e meio), menor a chance de colapso da poça.

$$F_y \geq F_a + F_g \quad (3.1)$$

Erokhin e Ishchenko (1967) propuseram uma outra equação para o equilíbrio das forças que agem sobre a poça de fusão, representada pela Equação 3.2. É mostrado novamente o papel do volume (representado pela massa) no equilíbrio das forças, acrescentada do efeito da posição de soldagem. No caso de soldagem sobrecabeça o efeito da massa da poça seria contrário ao da força do arco.

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

Onde:

G – peso da poça;

α – ângulo da posição espacial;

F_a – força devido à pressão do arco;

F_y – força devido à tensão superficial.

É importante ressaltar que as forças do arco dependem do processo e parâmetros de soldagem, enquanto as forças devido à ação da gravidade e à tensão superficial estão ligadas ao metal fundido (volume e composição química). Quanto maior o volume, maior as forças devido à tensão superficial e à gravidade, mas a primeira cresce proporcionalmente a uma dimensão linear, enquanto a segunda proporcionalmente ao cubo da dimensão. Desta forma, o crescimento da poça faz crescer muito mais rápido a força devido à gravidade do que a devido à tensão superficial. Isto justifica a necessidade de se manter o volume da poça pequeno para não deixá-la colapsar na confecção do passe de raiz. Ou seja, tensão superficial alta e volume de poça pequena favorecem o não colapso da poça.

Porém, deve-se considerar também nos modelos de equilíbrio das forças sobre a poça o efeito dinâmico, ou seja, o escorramento da poça (perfuração) não se dá

instantaneamente depois de vencido o equilíbrio estático. Assim, a viscosidade do material da poça passa a ser um fator de extrema importância. Infelizmente este fator não tem sido comentado amplamente na literatura. Na verdade, o que se precisa é que a viscosidade da poça seja aumentada para que, mesmo havendo um volume grande, alta pressão do arco ou baixa tensão superficial, haja tempo da mesma se solidificar sem “escorrer”. Assim, o que se procura, por hipótese, é trabalhar um pouco acima do equilíbrio das forças (Equação 3.1 ou 3.2), mas controlando a viscosidade. Como a viscosidade de um dado metal líquido é controlada pela sua temperatura, a solução seria aquecer e resfriar periodicamente a poça de fusão, abastecendo com o calor necessário para fundir um volume, mas em seguida minimizando este calor para aumentar a viscosidade.

A distribuição proposta dos semi-períodos de corrente, conforme ilustrado pela Figura 3.4, promove a repartição do calor e pressão do arco mais adequadamente entre as regiões da junta, ou seja, maior calor e pressão nas laterais e menor na transição entre laterais. O MIG/MAG Pulsado, como modo operacional mais potente entre os dois, é localizado nas laterais do chanfro, oferecendo maior energia térmica e aplicando maior forças de arco (garantindo a fundição do metal de base, com menor perigo de causar perfuração). O CC- foi localizado no centro do chanfro, oferecendo uma redução do aporte de calor nessa região em relação ao calor imposto nas laterais (e não um resfriamento propriamente dito) e uma menor pressão devido ao arco.

Mas as dificuldades de se obter uma poça sem haver o colapso da mesma são intensificadas pela própria montagem da junta. Um dos maiores problemas da soldagem automática de passes de raiz em juntas de topo com penetração total (por exemplo, na soldagem as tubulações), é a variação da folga e o deslocamento vertical (desnívelamento) das chapas ao longo da junta. A forma de evitar estes defeitos é adaptar a energia absorvida pelas chapas (calor imposto) durante a soldagem à variação da folga/desnívelamento devido às tolerâncias de montagem. Assim, o calor imposto deve ser alto suficiente para evitar falta de penetração, mas não tão alto a ponto de provocar penetração excessiva ou perfuração da junta soldada. Então, deve ser criado um sistema de controle complexo para relacionar os parâmetros (níveis e tipo) com a variação geométrica, que garante uma robustez da tecnologia proposta, através da variação do nível de corrente (que é tipicamente o primeiro parâmetro a ser modificado neste caso), mas também da velocidade de soldagem (mais altas proporcionam menor calor de aporte por unidade de comprimento de solda, produzindo poças de fusão menores, o que limita a ocorrência de perfuração) e outros parâmetros relacionados.

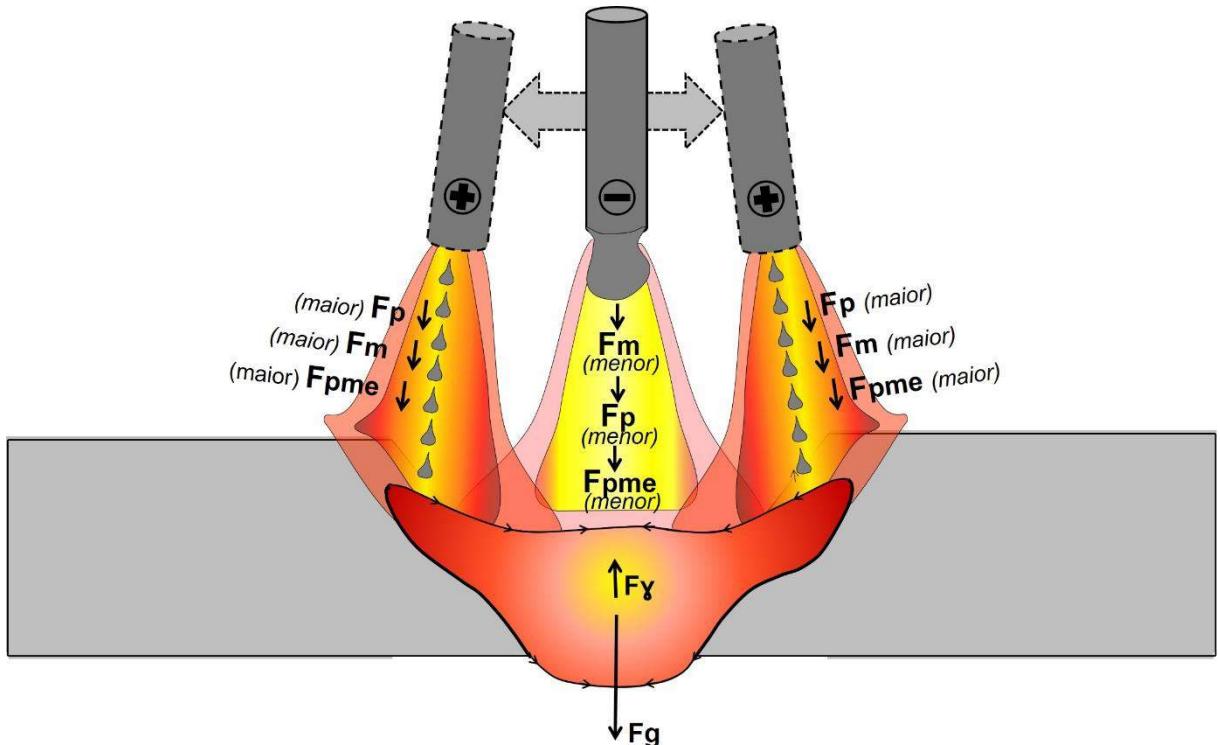


Figura 3.4 – Ilustração da repartição de calor e pressão do arco sobre a poça de fusão usando a tecnologia de soldagem MIG/MAG APSTT, onde na condição pulsada (CC+) existe maior calor aportado (maior corrente média) e maior força do jato de plasma, ao contrário de CC-, onde F_p – força devido ao jato de plasma, F_m – força devido ao momentum das gotas e F_{pme} – força devido à pressão magnética estática

3.2 – Bancada experimental

A bancada experimental para realizar este trabalho consistiu de:

- Equipamento de soldagem;
- mesa de coordenadas com mecanismo de tecimento transversal;
- suporte para chapas;
- interface para sincronismo dos modos operacionais com o tecimento;
- sensor de luminosidade para caracterização da transferência metálica;
- sistema de monitoramento dos parâmetros de soldagem.

O funcionamento da bancada experimental pode ser esquematizado pela Figura 3.5. Inicialmente o usuário introduz informações sobre a trajetória da tocha e a velocidade de soldagem (eixos X-Y) pela unidade de controle (um “PC”) da mesa de coordenadas. Também entra com os parâmetros de tecimento. As instruções processadas pela unidade de controle são enviadas para os “drivers”, que comandam os movimentos rotacionais dos “motores” da mesa de coordenadas, fazendo executar o movimento da tocha (movimentos

longitudinal dos eixos X e Y e pendular para tecimento transversal com paradas laterais) para realização da “solda”. A sincronização dos movimentos de tecimento com o modo operacional do processo de soldagem é executada com auxílio da “interface CONPARTE”. O usuário introduz também a informação das posições do tecimento em que se quer mudar o modo operacional, como os extremos da amplitude de tecimento. Como a interface está monitorando o envio das instruções para o driver do motor de tecimento, ela reage e manda o comando para “fonte” quando o tecimento atinge as posições definidas. Em resposta, a fonte liga o modo operacional programado. Dessa forma, as condições de soldagem são alcançados. Os sinais de corrente, tensão e de acionamento de cada modo operacional são dinamicamente monitorados pelo sistema de “aquisição de dados”.

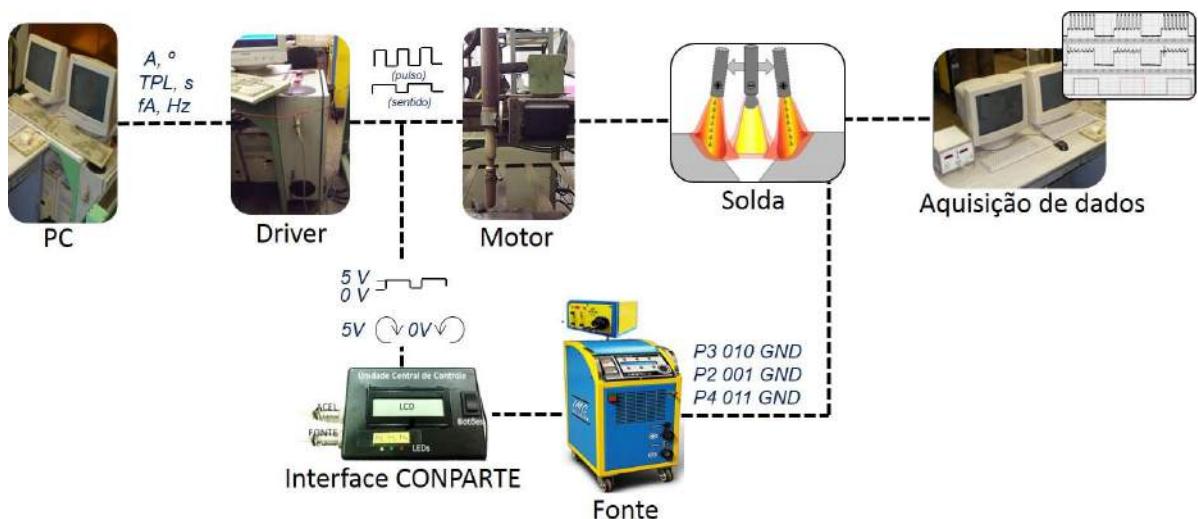


Figura 3.5 – Esquema ilustrativa da bancada experimental

3.2.1 – Equipamento de soldagem: fonte, alimentador de arame e tocha

As soldagens foram realizadas com um equipamento com tecnologia e construção totalmente brasileira. O DIGIPlus A7 é uma fonte de soldagem especial, que permite programar livremente diferentes formatos de ondas, dentre eles a MIG/MAG CA, MIG/MAG Pulsado e o MIG/MAG CC-. Seu sistema de controle é baseado em um micro-controlador ARM 7 de 32 bit, o qual possibilita toda a operação da fonte através apenas de “softwares”. Isto possibilita que, para cada tipo de aplicação seja desenvolvido um programa especial. Outra grande vantagem é a facilidade de comunicação com outros sistemas automatizados, como robô, linhas de montagem etc. A Figura 3.6 traz as principais características técnicas deste equipamento.



Fonte de soldagem DIGIPlus A7

- Corrente a 100 % de fator de carga 280 A;
- Faixa de corrente 5 - 450 A;

Figura 3.6 – Fonte de soldagem DIGIPlus A7 e alimentador de arame STA-20 (IMC, 2012)

Assim, este equipamento permite realizar as operações que viabilizem a abordagem proposta no item anterior (misturar os modos operacionais de forma intercalada), pois oferecem a possibilidade de trocar os parâmetros de soldagem (sem interrupção do processo), por exemplo, a corrente variar entre dois níveis, permanecendo em cada nível um determinado tempo. Esta fonte contém um modo de controle externo (VIA I/O) que permite que o usuário pré-programue até seis diferentes configurações (programas) de soldagem MIG/MAG. É possível definir e se especificar a duração da ação de cada programa ou se faz isto através de um sinal de controle. Para este último caso, um sinal remoto modifica as configurações através de três bits de controle (MANUAL DE CONTROLE DIGIPlus A7, 2011), conforme a Tabela 3.1. O tempo mínimo de permanência em cada configuração, ou seja, em cada modo de soldagem, é de 100 ms (0,1 s).

Tabela 3.1 – 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 3.6), o qual possibilita a alimentação de arame-eletrodo de diversos tipos, com velocidade regulada pelo usuário numa faixa de 1,0 a 20,0 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). Foi feito o calibração de velocidade de alimentação de arame através de uma régua especial com contatos-chaves, as quais permitem automaticamente registrar o tempo de passagem de arame. Como pode ser visto pela Figura 3.7, o comportamento é linear para uma faixa de velocidade de 1 a 20 m/min e o coeficiente angular é aproximadamente 1, o que permite dizer que pode-se usar os valores nominais de regulagem no alimentador neste trabalho, principalmente por que serão suados velocidades de alimentação baixas (máximo 5 m/min).

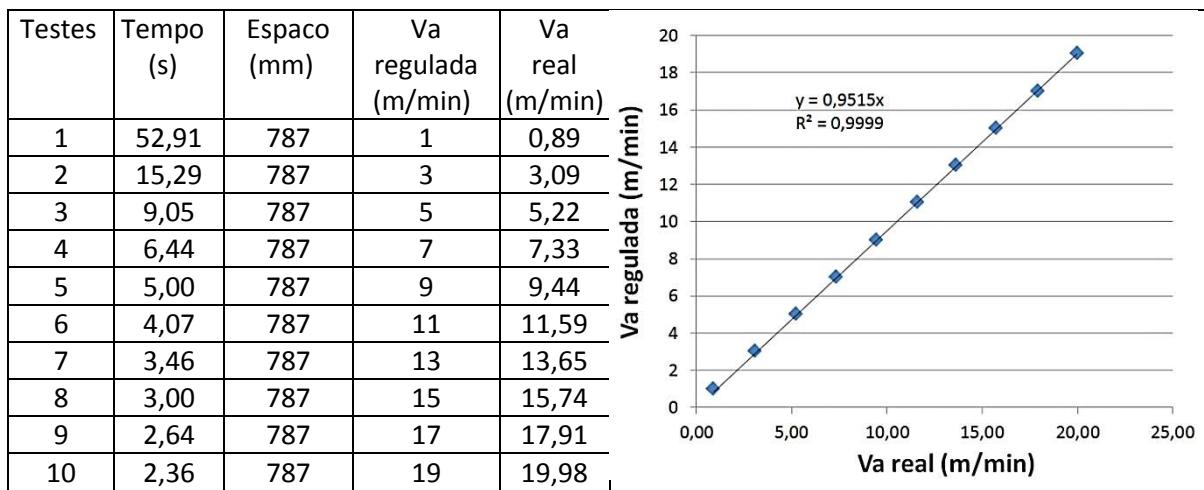


Figura 3.7 – Dados de calibração da velocidade de alimentação de arame para o alimentador STA-20

Durante as soldagens, foi utilizada uma tocha MIG/MAG automática, do tipo AUT501D, refrigerada a água, com a capacidade nominal de corrente a 450 A.

3.2.2 – Mesa de coordenadas ortogonais X-Y-T com mecanismo de tecimento transversal do tipo pendular

Para movimento da tocha, foi utilizada uma mesa de coordenadas X-Y-T programável, que permite controlar os movimentos da tocha nos eixos X e Y, de forma ortogonal, assim como pode realizar tecimento com oscilação pendular. As principais características dessa mesa estão apresentadas na Figura 3.8. Esta mesa permite que trajetórias lineares sejam programadas na sua unidade de controle (usando um PC), de

forma unitária (trecho reto) ou sequências (trechos retos com mudanças de direção), entrando-se com as coordenadas geométricas e a velocidades de translação desejadas (velocidades de soldagem).



Especificações da “Sistema de controle da mesa X-Y-T”:

- Comprimento do eixo X – 1000 mm;
- Comprimento do eixo Y – 570 mm;
- Velocidade de soldagem: 0,5 – 80 mm/s, resolução 0,01 mm/s;
- Frequência de tecimento: 0,1 Hz a 5 Hz, resolução 0,0001 Hz;
- Ângulo máximo de amplitude: 10°, resolução 0,09°;
- Tempo de parada lateral: 40 – 2000 ms, resolução 0,0001 s;
- Tempo de parada central: 40 – 2000 ms, resolução 0,0001 s.

Figura 3.8 – Mesa de coordenadas X-Y-T com mecanismo de tecimento transversal do tipo pendular: 1 – tocha de soldagem, 2 – motor para realizar tecimento transversal

A velocidade de soldagem (o movimento pelo eixo X) foi calibrada através da utilização de sensores magnéticos e cronômetro digital. Como pode ser visto pela Figura 3.9, o comportamento é linear para uma faixa de velocidade de 5 a 40 mm/s e o coeficiente angular é literalmente unitário, o que permite dizer que pode-se introduzir os valores nominais de velocidades no sistema de controle da mesa neste trabalho.

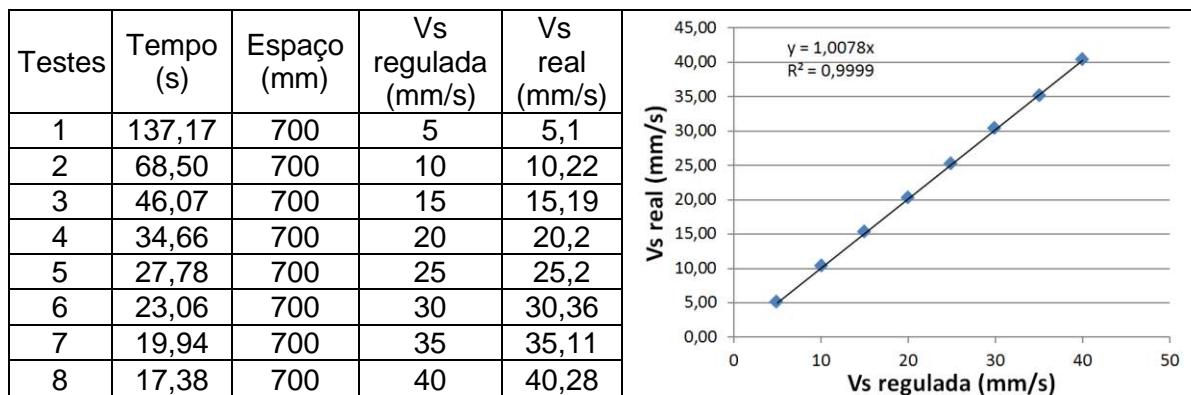


Figura 3.9 – Dados de calibração da velocidade de soldagem pelo eixo longitudinal da mesa de coordenadas

Para o tecimento, o sistema permite realizar tecimentos trapezoidais, sem parada lateral (triangular) ou com parada lateral. Para isto é necessário digitar como parâmetros de entrada a amplitude, frequência e tempo de parada na lateral. Na verdade, a amplitude não é um parâmetro direto, pois se entra com o valor do ângulo de tecimento. A Figura 3.10 e a Equação 3.4 ilustram a relação entre amplitude e o ângulo de tecimento.

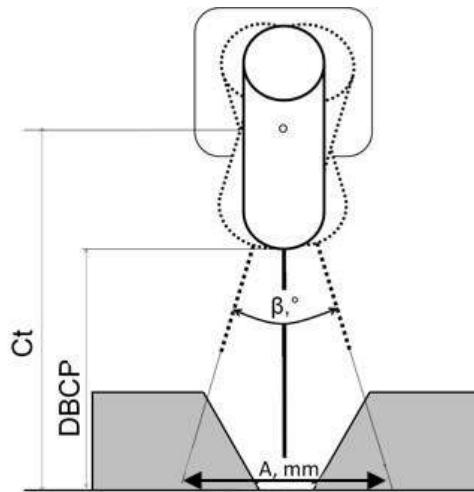


Figura 3.10 – Ilustração dos parâmetros geométricos do sistema de tecimento

$$\beta = 2 \arctan \frac{A}{2 Ct} \quad (3.4)$$

Onde, A e Ct são dados em mm

Observação. Foi verificado o desempenho da mesa para realização da onda de tecimento, pela simulação da soldagem com uma tocha TIG e um lápis colocado no lugar de eletrodo. Pelo formato da onda obtida num primeiro instante (Figura 3.11(a)), foi percebido um erro na equação de programação da mesa para execução o movimento da tocha, a saber, o tempo para transição. O problema foi corrigido e a forma de onda obtida daí para frente é mostrada na Figura 3.11(b).

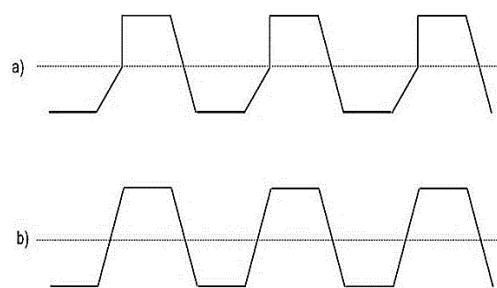


Figura 3.11 – Forma de onda de tecimento transversal: (a) – a forma de onda de tecimento com erro; (b) – a forma de onda de tecimento após correção da programação

3.2.3 – Suporte para fixação das chapas de soldagem

Para garantir a manutenção da folga, desalinhamento e distorções durante as soldagens, foram feitos ponteamentos das extremidades e colocados pequenos “cachorros” no verso das placas de teste (MAGALHÃES, 2012). Esta abordagem já havia sido aplicada no Laprosolda com sucesso, como ilustra a Figura 3.12.

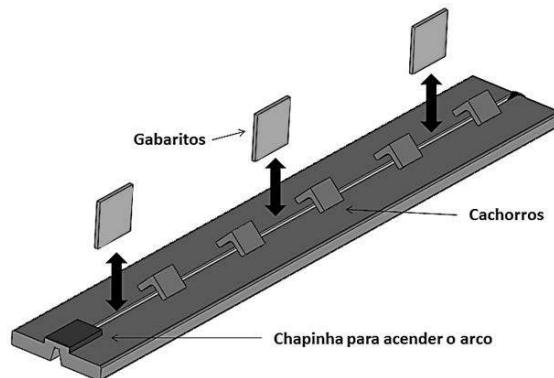


Figura 3.12 – Montagem da junta (MAGALHÃES, 2012)

Para fixação das chapas de soldagem durante as soldagens, foi utilizado um suporte especial construído dedicadamente às chapas a serem usadas (Figura 3.13). Esse suporte consiste inicialmente de uma base com uma abertura central de aproximadamente 30 mm no sentido longitudinal, para que a raiz da soldagem ficasse suspensa. Essa base sustenta duas barras de cobre (secção de 22 x 22 mm) equidistantemente separadas em relação ao centro, que, pela sua alta condutividade térmica, serve para diminuir a acumulação de calor de soldagem nos chapas (possibilitando trabalhar com placas de teste com menores larguras). A distância das barras de cobre em relação à linha central do suporte pode ser ajustada através de parafusos e guias por ranhuras. Assim, a placa de soldagem (placa de teste) é posicionada sobre as barras de cobre e fixadas utilizando “sargentos” regularmente distribuídos nos dois lados. Finalmente, o suporte tem 4 reguladores de nível de altura do suporte, para garantir o mesmo nível das placas de testes durante de soldagem ao longo de todo o comprimento.

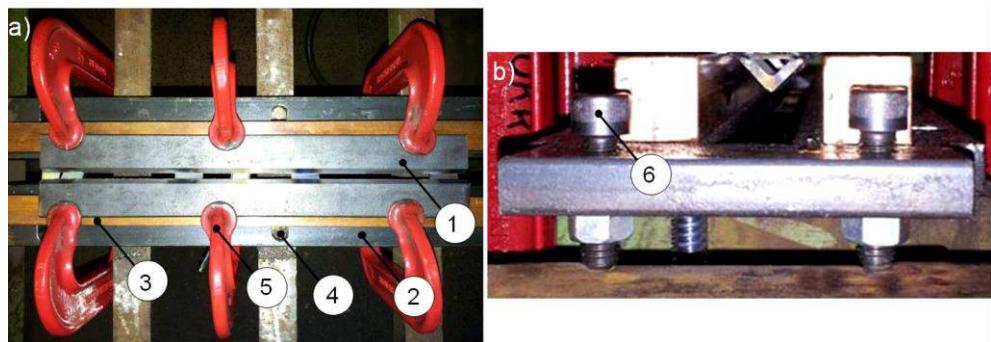


Figura 3.13 – Suporte para fixação das chapas: (a) – vista de cima; (b) – vista lateral; (1) – chapa de soldagem; (2) – base do suporte; (3) – barras de cobre para resfriamento; (4) – sargentos; (5) – reguladores do nível de altura de suporte

3.2.4 – Interface para sincronização dos modos operacionais com tecimento transversal

A interface CONPARTE (Sistema de Controle de Parâmetros por Tecimento) foi desenvolvida no Laboratório para o Desenvolvimento de Processos de Soldagem (Laprosolda) da Universidade Federal de Uberlândia (UFU), para sincronizar os parâmetros de soldagem com tecimento transversal. Essa interface está ilustrada pela Figura 3.14 e um melhor detalhamento da mesma pode ser encontrada em Mota et al., (2012). O princípio de funcionamento da interface é baseado no recebimento de um sinal da posição da tocha durante o tecimento da mesma (sinal enviado para o driver) e no consequente envio de um sinal para a fonte mudar o programa. Assim, é possível sincronizar os momentos do MIG/MAG Pulsado e do MIG/MAG CC- com o tecimento da tocha.



Figura 3.14 – CONPARTE: aspectos e seus componentes

Para que a interface CONPARTE possa atuar, inicialmente é necessário introduzir o ângulo de abertura do movimento pendular, a saber, ângulos de subida de tocha, β_{1a} , β_{2a} , e ângulos de descida da tocha, β_{1b} , β_{2b} , os quais são mostrados na Figura 3.15.

Lembrando-se de que a interface recebe o sinal de controle do “driver” responsável pelo movimento pendular da tocha (chamado usualmente de eixo T), quando os ângulos de inclinação da tocha correspondem aos ângulos programados de interface, a interface envia sinais para a fonte de soldagem para mudar o modo operacional. Cada pulso enviado de driver para motor 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. Assim, pode ser programado qualquer ângulo de mudança dos modos operacionais que esteja dentro do valor de amplitude de tecimento. A contagem dos passos leva em consideração o sentido de rotação do motor (adota-se o sentido anti-horário como positivo).

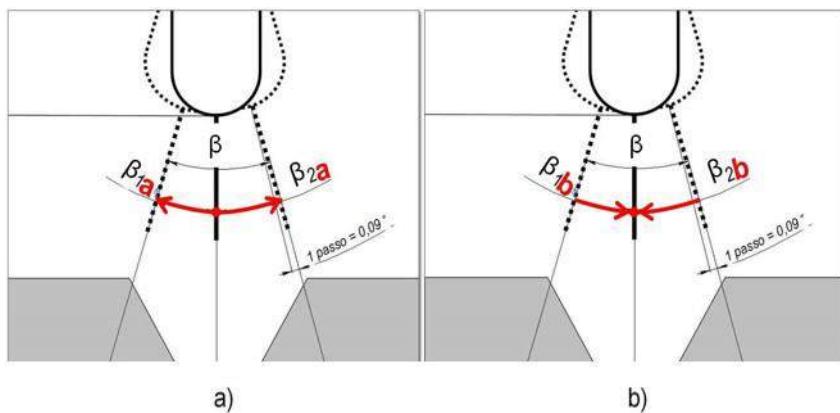


Figura 3.15 – Os ângulos de mudança dos modos operacionais: β_{1a} ; β_{2a} – ângulos de subida; β_{1b} ; β_{2b} – ângulos de descida

3.2.5 – Sistema de aquisição dos parâmetros de soldagem

Um sistema de aquisição de dados foi usado para monitoramento da tensão, corrente e sinal de tecimento transversal. Tal sistema é constituído de uma placa A/D da National Instruments®, modelo NI USB-6009, ilustrada na Figura 3.16. Sua conexão com o computador é feita via USB (*Universal Serial Bus*). Também foi desenvolvido uma programa em linguagem *LabVIEW®* para apresentar os sinais adquiridos e com a opção de salvá-los em formato texto para posterior análise e tratamento. O sistema de aquisição permite verificar se os semi períodos de Pulsado estão em fase com o lateral da junta e se CC-fica em fase com parte central da junta.

Durante o monitoramento, a aquisição foi regulada para trabalhar com uma frequência de 5000 amostras por segundo (5 kHz) a uma resolução de 12 bit. O tempo de aquisição variava de 5-10 s, conforme a aplicação.



Figura 3.16 – Placa de aquisição da *National Instruments®* modelo NI USB-6009 com principais características

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

Existem vários métodos para identificação dos tipos de transferência metálica, como através da luminosidade ou som emitidos pelo arco, análise da aparência de sinais elétricos de corrente e tensão ou filmagem de alta velocidade das gotas em transferência, sendo esse último um método mais amplo e mais trabalhoso. Neste trabalho foi utilizado o detector de transferência metálica “P-GMAW Precise tuner” (Figura 3.17), cujo princípio de funcionamento é baseado no monitoramento da luminosidade do arco. Quanto maiores a corrente e o comprimento do arco, maior será o fluxo luminoso. É nesta característica 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 induz variações no fluxo luminoso gerado pelo arco. Informações mais detalhadas sobre este sistema podem ser encontradas no trabalho de Miranda; Scotti; Ferraresi (2007) ou Scotti e Ponomarev (2008, p.172).



Figura 3.17 – Detector de transferência metálica “P-GMAW Precise tuner”, composta por uma interface eletrônica e um sensor de luminosidade fixado numa tocha de soldagem (MIRANDA, SCOTTI, FERRARESI, 2007)

3.3 – Consumíveis

Como metal de base foi utilizado aço ABNT 1020, que é um dos aços ao carbono mais comuns, caracterizado por excelente soldabilidade. As espessuras das placas de teste foram diferentes (de 2 mm até 6,3 mm), em dependência da etapa do trabalho.

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 3.2.

Tabela 3.2 – Composição química nominal do arame-eletrodo utilizado (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

^(*) Valores individuais são valores máximos

Como gás de proteção, foram utilizadas nas diferentes etapas de trabalho, misturas comerciais de Ar+5%O₂ e Ar+8%CO₂. Antes das soldagens, a composição química foi checada através de um medidor de composição química de mistura gasosa (Oxi-baby). A Tabela 3.3 apresenta o percentual de O₂ e CO₂ 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 3.3 – Verificação da composição química das misturas gasosas Ar+5%O₂ e Ar+8%CO₂

Gases	Medições, (%) de Ar+5%O ₂					Gases	Medições, (%) de Ar+8%CO ₂				
O ₂	5,4	5,5	5,4	5,4	5,4	O ₂	8,6	8,7	8,6	8,6	8,7
Ar	94,6	94,5	94,6	94,6	94,6	CO ₂	91,4	91,3	91,4	91,4	91,3

CAPÍTULO IV

AVALIAÇÃO DO POTENCIAL DO PROCESSO MIG/MAG COM ALTERNÂNCIA DE POLARIDADE

4.1 – Avaliação do modo operacional MIG/MAG CA aplicado em soldagem de chapas finas com folga variável simulando o passe de raiz

A forma mais comum de alternância de polaridade do processo MIG/MAG é o modo operacional conhecido como MIG/MAG CA, no qual, após um semi-período de polaridade positiva com um pulso da corrente, acontece a mudança de polaridade no próximo semi-período para negativa (MIG/MAG Pulsado convencional na polaridade positiva e MIG/MAG CC- na polaridade negativa), como mostrado no Capítulo III (Fig. 3.1). O objetivo desta etapa foi avaliar a robustez desse modo operacional (MIG/MAG CA, com a transferência de uma gota por pulso na polaridade positiva) em relação à tolerância de folga em soldagens de juntas de topo. Para avaliação da potencialidade da técnica, as soldagens foram feitas de forma comparativa com a soldagem MIG/MAG Pulsado convencional (na polaridade positiva com uma gota por pulso – UGPP).

Como material de base usou-se barras-chatas de ABNT 1020 de 2 mm de espessura e de 30 mm de comprimento. A folga foi variada de 0 até 3 mm. Para se conseguir unir as bordas com esta variação de folgas, usou-se tecimento do arco que, além de espalhar melhor o metal fundido pela distribuição transversal do volume na peça, fazia com que a energia de soldagem agisse sobre uma área maior (reduzindo o risco da perfuração). As soldagens foram realizadas na posição plana, com a tocha na posição perpendicular.

4.1.1 – Parametrização da Soldagem MIG/MAG CA

A parametrização da Soldagem MIG/MAG CA não é uma tarefa fácil, pois este processo se compõe de dois modos operacionais, cada um agindo na sua polaridade, criando as condições mais favoráveis para o seguinte modo operacional. A maior dificuldade

em atrelar os modos operacionais entre o MIG/MAG Pulsado na polaridade positiva e o MIG/MAG CC- é a manutenção do comprimento do arco igual em ambos os modos operacionais, sendo que o comprimento de arco na polaridade positiva (onde atua a transferência UGPP) é considerado como procurado (requerido) e o da polaridade negativa deve ser mantido igual a ele. Dessa forma, um modo operacional é considerado como o principal e o outro estará ajustado para que ambos os modos operacionais se funcionem como um processo só.

Por isso, inicialmente, procurou-se os parâmetros para assegurar a transferência pulsada do tipo UGPP na polaridade CC+, o que será descrito no item a) abaixo. O modo operacional MIG/MAG Pulsado tem mais variáveis (que o outro) e, assim, ele é mais difícil a ser regulado (uma pequena mudança nos valores dos parâmetros pode desfazer a condição de UGPP). Uma vez estabelecidos os parâmetros do modo operacional MIG/MAG Pulsado, o comprimento de arco foi usado como uma constante (um pré-requisito) para o modo operacional MIG/MAG CC-. Neste caso, a manutenção do mesmo comprimento de arco pode ser feito através do ajuste da corrente ou da velocidade de alimentação. Porém, a rapidez de reação (resposta dinâmica) da mudança de velocidade de alimentação em comparação com a da corrente é sempre menor, pois depende de acionamento mecânico e não elétrico. Por isso, optou-se manter o comprimento de arco requerido através do ajuste da corrente negativa (I_n), assim mantendo a velocidade de alimentação constante (ação descrita no item b)). Outro fator que foi levado em consideração para essa decisão foi a intenção de diminuir a energia gerada no polo negativo, para que se obtivesse o “resfriamento” da poça durante este período.

a) *Parametrização de MIG/MAG Pulsado*

No modo operacional Pulsado, a corrente de pulso deve ser maior do que a corrente de transição (para que se conseguir a transferência do tipo gotícular somente durante os pulsos). Em função do gás de proteção (Ar+5%O₂) e do arame-eletrodo (AWS ER70S-6, de 1,2 mm), foi estimada a corrente de transição (I_t) a partir da literatura (SCOTTI; PONOMEREV, 2009, p. 143) como uma faixa de 230 A a 250 A. Procurou-se, para esse trabalho, um valor de I_p bem próximo da I_t para manter o calor imposto o mais baixo possível e evitar surtos de pressão do arco muito alto durante os pulsos. Assim, definiu-se a corrente de pulso (I_p) como 250 A. A corrente de base (I_b) tem como meta manter o arco aberto com energia o mais baixa possível, e, por isso, foi escolhida igual a 40 A.

Com estes valores de I_p e I_b , foi procurado definir o tempo de pulso que levasse à condição de transferência metálica gotícular com uma gota por pulso (UGPP), regulando-se por varredura tp e monitorando-se a transferência (ver item 3.2.6 no Capítulo III) para se

achar a faixa de t_p que garantisse a condição de UGPP para os dados I_p de 250 A e I_m de 100 A. O valor médio dessa faixa foi de 7,7 ms. Com I_p , t_p , I_b determinados, calculou-se o tempo de base (t_b) que levaria a corrente média (I_m) para o nível de 100 A. Em seguida, encontrou-se a velocidade de alimentação (V_a) que gerasse, com esses parâmetros de pulso, um comprimento de arco em torno de 5 mm. No caso, V_a foi de 2,8 m/min. Os parâmetros de soldagem MIG/MAG Pulsado encontrados são apresentados na Tabela 4.1. Os oscilogramas de corrente, tensão e do sinal de sensor de luminosidade, relevantes à condição de UGPP, estão mostrados na Figura 4.1.

Tabela 4.1 – Parâmetros encontrados de soldagem MIG/MAG Pulsado

I_p (A)	t_p (ms)	I_b (A)	t_b (ms)	I_m (A)	V_a (m/min)	DBCP (mm)
250	7,7	40	19,3	100	2,8	22

Obs: I_p e t_p – corrente e tempo de pulso; I_b e t_b – corrente e tempo de base; I_m – corrente média; V_a – velocidade de alimentação; DBCP – distância bico de contato peça

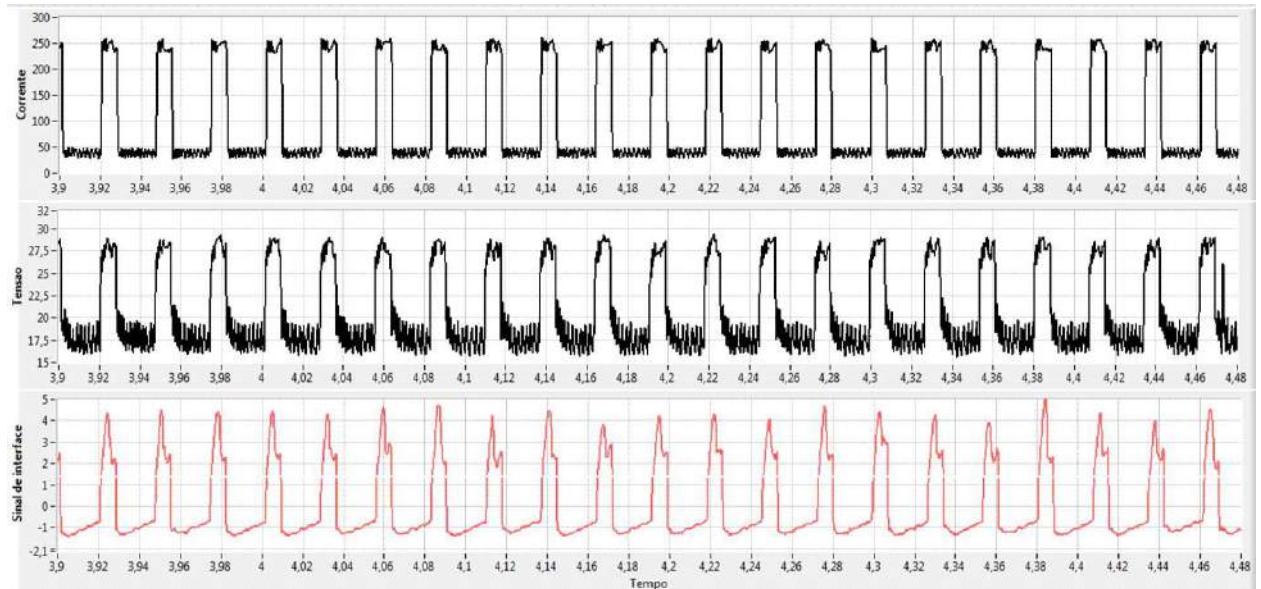


Figura 4.1 – Oscilogramas de corrente, de tensão e de sinal de sensor de luminosidade relevantes à condição de UGPP em MIG/MAG Pulsado

Também, foi verificada pela manutenção da condição de UGPP a tolerância de regulagem da velocidade de alimentação. Foi determinado que para esses parâmetros de soldagem, a UGPP se mantém em faixa de velocidade de alimentação de 2,7 m/min a 3,0 m/min, mas à 3,0 m/min, apesar de ainda se manter a condição de UGPP (ver figura 4.2), o arco perde a sua estabilidade (início de curtos-circuitos).

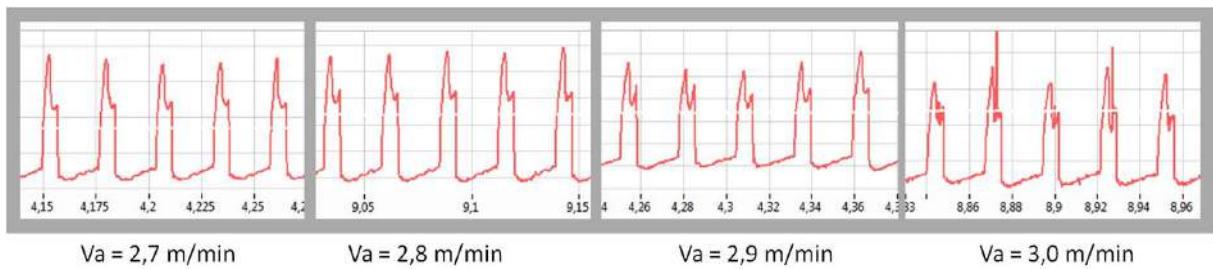


Figura 4.2 – Tolerância de manutenção de UGPP dependo de velocidade de alimentação

b) *Parametrização de CC-*

O modo operacional CC- ocorre com a corrente constante contínua, sem qualquer pulsação. As regulagens são apenas da intensidade da corrente negativa (I_n) e da velocidade de alimentação (V_{alim}). O valor da corrente em CC- deve ser tal a garantir que para uma dada velocidade de alimentação não haja variações significativas no comprimento de arco na hora de inversões de polaridade. A DBCP e a V_a foram mantidas as mesmas de para MIG/MAG Pulsado e por tentativa e erro (varrendo-se a regulagem de I_n e observando-se o comprimento de arco) foi encontrada a corrente igual -72 A que ficou conveniente para aliar com MIG/MAG Pulsado. Os parâmetros de MIG/MAG CC- estão mostrados na Tabela 4.2 e os oscilogramas de corrente e tensão estão apresentados na Figura 4.3.

Tabela 4.2 – Parâmetros de soldagem MIG/MAG CC-

I_n (A)	V_a (m/min)	DBCP (mm)
72	2,8	22

Obs: I_n – corrente negativa, V_a – velocidade de alimentação; DBCP – distância bico de contato peça

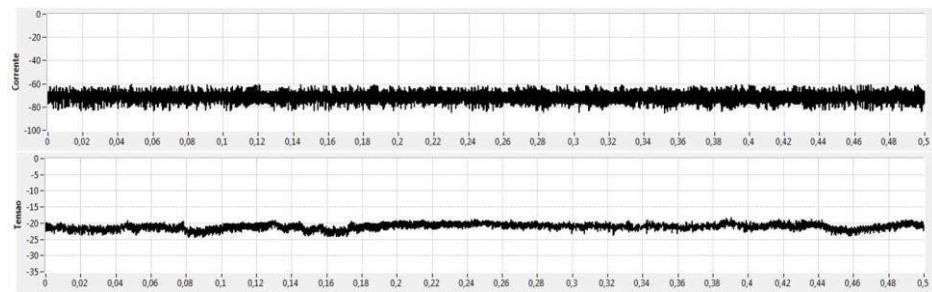


Figura 4.3 – Oscilograma de corrente e tensão de MIG/MAG CC-

c) *Combinação dos modos CC+ Pulsado e CC-*

O parâmetro muito importante na aliança das polaridades de MIG/MAG CA é a duração da ação de cada polaridade. A soma das durações de CC+ e CC- é o período do

MIG/MAG CA. Se existe a necessidade de manutenção da condição de UGPP e resfriamento máximo de poça de fusão, a duração de tempo de CC- precisa ser cuidadosamente escolhida. É conhecido da literatura (por exemplo, NASCIMENTO et al, 2008) que com o eletrodo no negativo em mais de 70% do período gera muita instabilidade na transferência metálica, com gotas em geral três vezes maiores que o diâmetro do eletrodo e com nível inaceitável de respingos, devido à ação intensificada da força repulsiva. De acordo com esses autores, se o tempo em CC- fica entre 30 e 50% é possível alcançar a transferência de UGPP com gotas de diâmetro próximo ao diâmetro do arame.

Para realizar a soldagem MIG/MAG CA foram usadas as mesmas regulagens apresentadas nas Tabelas 4.1 e 4.2 combinadas a uma razão de EP/EN de 40%/60%. Essa razão visou definir o tempo de negativo (t_n) como máximo permitível, para que ao mesmo tempo mantenha a condição de UGPP, abastecendo assim uma transferência metálica constante e regular, e favorecendo o resfriamento da poça de fusão, que permite maior facilidade em conseguir soldar as chapas finas com folga. A parametrização do MIG/MAG CA esta mostrada na Tabela 4.3.

Usando-se a mesma metodologia baseada no sinal de luminosidade, foi possível verificar a manutenção da condição de UGPP para a parametrização da Tabela 4.3 em MIG/MAG CA, como ilustra a Figura 4.4.

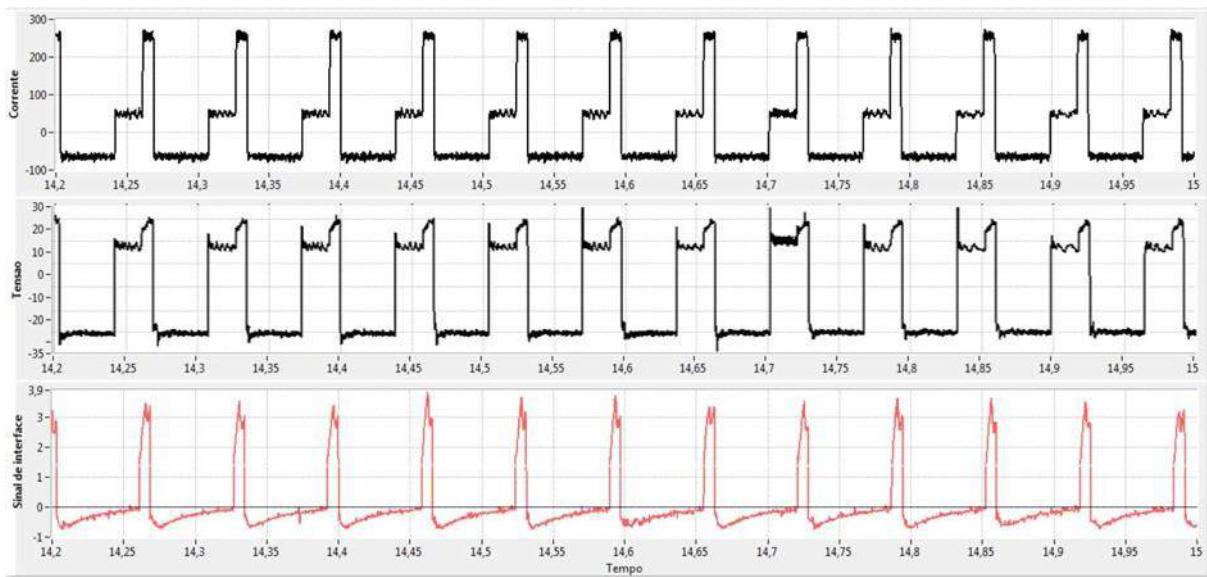


Figura 4.4 – Oscilograma de corrente, tensão e sinal de sensor de luminosidade (para verificar a transferência das gotas) em MIG/MAG CA

Tabela 4.3 – Parâmetros de regulagem para a soldagem MIG/MAG CA

I_b (A)	t_b (ms)	I_p (A)	t_p (ms)	I_n (A)	t_n (ms)	V_a (m/min)	DBCP (mm)	EP/EN (%)
40	19,3	250	7,7	72	38,6	2,8	22	40/60

Obs: I_p e t_p – corrente e tempo de pulso; I_b e t_b – corrente e tempo de base; I_n e t_n – corrente e tempo negativos; V_a – velocidade de alimentação; DBCP – distância bico de contato peça; EP/EN – razão entre polaridade positiva e negativa

4.1.2 – Determinação dos Parâmetros de Tecimento para a Soldagem MIG/MAG CA

Inicialmente, experimentos exploratórios com MIG/MAG CA foram realizados para estudar o efeito dos parâmetros de tecimento transversais (tempo de parada lateral, tempo de parada central e frequência) sobre as características geométricas de cordão. O interesse principal foi verificar a possibilidade de se obter menor penetração no centro do cordão, assumindo-se, assim, fusão nas laterais e menores chances de perfuração. Os resultados foram comparados entre si e com a condição sem tecimento transversal. Os parâmetros de soldagem e parâmetros de tecimento encontram-se nas Tabelas 4.4 e 4.5. Os resultados estão apresentados na Figura 4.5, sendo o melhor resultado alcançado com menor frequência e sem tempo de parada central.

Tabela 4.4 – Parâmetros de soldagem MIG/MAG CA

I_p (A)	t_p (ms)	I_b (A)	t_b (ms)	I_n (A)	t_n (ms)	V_a (m/min)	V_s (mm/s)	EP/EN (%)	DBCP (mm)
250	6	40	4	123	15	4,8	5	40/60	25

Obs: I_p e t_p – corrente e tempo de pulso; I_b e t_b – corrente e tempo de base; I_n e t_n – corrente e tempo negativos; V_a – velocidade de alimentação; V_s – velocidade de soldagem; EP/EN – razão entre polaridade positiva e negativa; DBCP – distância bico de contato peça

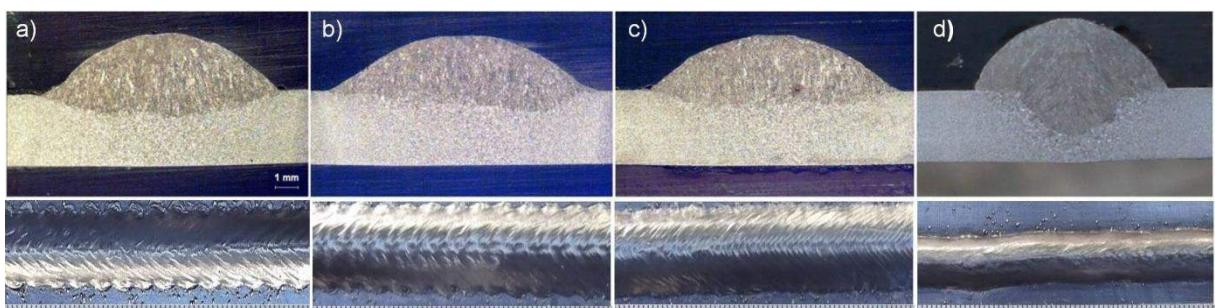


Figura 4.5 – Seções transversais e aspectos superficiais dos cordões de experimentos da Tabela 4.4: a) cordão feito com TPL e TPC; b) cordão feito só com TPL; c) cordão feito só com TPL numa frequência maior; d) cordão feito sem tecimento transversal

Tabela 4.5 – Parâmetros de tecimento transversal, parâmetros de monitoramento dos sinais elétricos e medições de seções transversais de soldagem MIG/MAG CA convencional

Exp	A (mm)	TPL (s)	TPC (s)	T (s)	fA (Hz)	Parâmetros monitorados				Medição de seções			
						I_m (A)	I_{rms} (A)	U_m (V)	U_{rms} (V)	P (mm)	L (mm)	R (mm)	A _f (mm ²)
a)	7	0,250	0,250	1,0	1	136,7	153,8	20,4	20,7	1,20	10,30	2,60	26,40
b)	7	0,250	0	1,0	1	136,2	153,4	20,0	20,4	0,80	11,80	2,40	26,23
c)	7	0,125	0	0,5	2	136,6	153,6	20,2	20,4	1,04	11,40	2,35	26,40
d)	sem tecimento					136,8	154,0	20,6	20,9	2,21	8,05	3,14	23,75

Obs: A – amplitude de tecimento; TPL – tempo parada lateral; TPC – tempo de parada central; T – tempo total de um ciclo (período) do movimento do tecimento; fA – frequência de tecimento; ; I_m – corrente media; I_{rms} – corrente eficaz; U_m – tensão media; U_{rms} – tensão eficaz; P – penetração; L – largura; R – reforço; A_f – área fundida

O cordão feito sem tecimento transversal (Figura 4.5(d)) apresentou uma penetração profunda localizada no centro do cordão, uma largura pequena e reforço alto. Como o cordão da Figura 4.5(a) utilizou-se de parada central, ainda houve penetração maior no centro do cordão. A utilização do tecimento transversal sem parada no centro (Figuras 4.5 (b) e (c)) promoveu molhabilidade melhor da poça de fusão e proporcionou grande impacto nos perfis, pela distribuição transversal do calor do arco. Estes resultados demonstram a importância do tecimento na distribuição de calor na junta.

4.1.3 – Avaliação da Soldagem MIG/MAG CA em juntas com folga variável

Em seguida, soldagens das chapas finas com abertura da junta foram realizadas com os parâmetros do processo MIG/MAG CA, apresentados na Tabela 4.3 com um tecimento privilegiando uma baixa frequência e sem TPC, parâmetros descritos na Tabela 4.6. Para ainda avaliar a penetração, a velocidade de soldagem foi variada de 3 a 5 mm/s, consequentemente fornecendo-se diferentes quantidades de metal depositado. A Tabela 4.7 mostra as condições de soldagem, parâmetros monitorados e medidas de seções transversal destes cordões. O critério utilizado para avaliar o efeito da condição de soldagem sobre a capacidade de preencher variações de folga na geometria e dimensão da junta proposta para este estudo foi o de avaliar a faixa de folga em que se conseguiu um cordão com penetração total e sem perfuração. As aparências dos cordões realizados estão mostradas nas Figuras de 4.6 a 4.11.

Tabela 4.6 – Parâmetros de tecimento transversal para soldagem de MIG/MAG CA chapas finas

A (mm)	TPL (s)	TPC (s)	T (s)	fA (Hz)
4	0,15	0	1,42	0,7

Obs: A – amplitude de tecimento; TPL – tempo parada lateral; TPC – tempo de parada central; T – tempo total de um ciclo (período) do movimento do tecimento; fA – frequência de tecimento

Tabela 4.7 – Condições de soldagens, parâmetros monitorados e medidas pelo preenchimento das folgas

Nº	Processo/técnica operacional	V_s (mm/s)	I_m (A)	I_{rms} (A)	U_{rms} (V)	f_{min} (mm)	f_{max} (mm)	Faixa (mm)
1	MIG/MAG Pulsado com tecimento	3	102,0	144	20,3	0,05	0,25	0,20
2		5	103,3	144	21,6	0,15	1,00	0,85
3	MIG/MAG CA	3	106,5	103	21,5	0,23	0,91	0,68
4		5	96,6	104	20,5	0,88	1,37	0,49
5	MIG/MAG CA com tecimento	3	103,2	104	21,3	0,58	1,45	0,87
6		5	102,8	103	21,6	0,73	2,04	1,31

Obs: V_s – velocidade de soldagem; I_m – corrente media absoluta; I_{rms} – corrente eficaz; U_{rms} – tensão eficaz; f_{min} – valor min de folga; f_{max} – valor max de folga

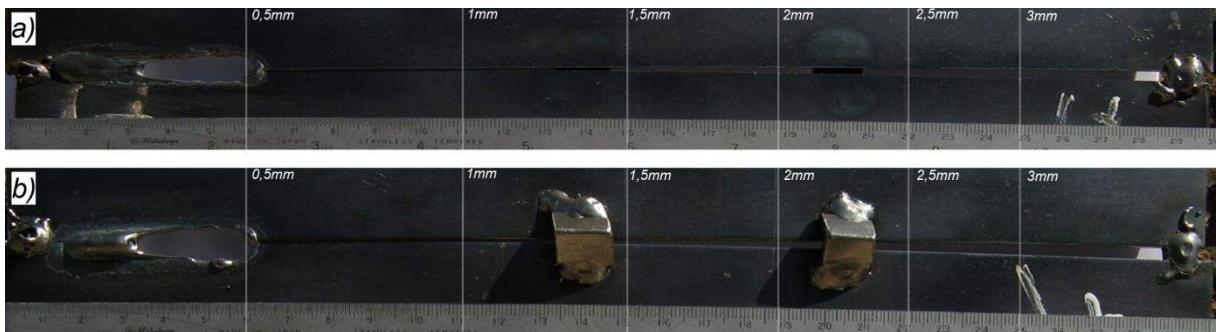


Figura 4.6 – Condição Nº 1 – MIG Pulsado, realizado com tecimento transversal (velocidade de soldagem 3 mm/s): a) vista da face do cordão; b) vista da raiz do cordão

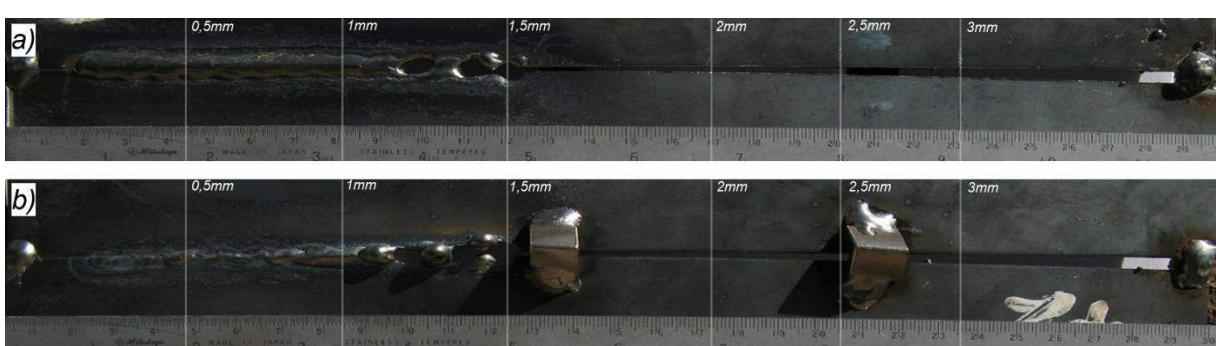


Figura 4.7 – Condição Nº 2 – MIG Pulsado, realizado com tecimento transversal (velocidade de soldagem 5 mm/s): a) vista da face do cordão; b) vista da raiz do cordão

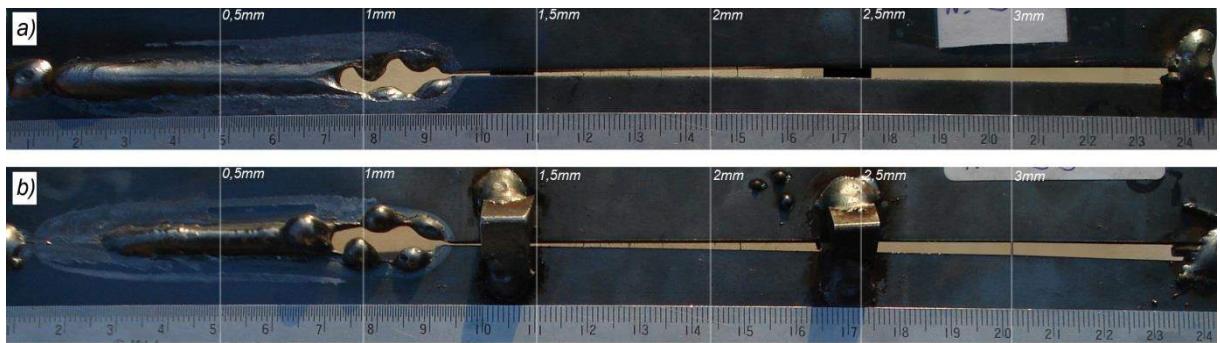


Figura 4.8 – Condição Nº 3 – MIG CA, realizado sem tecimento transversal (velocidade de soldagem 3 mm/s): a) vista da face do cordão; b) vista da raiz do cordão

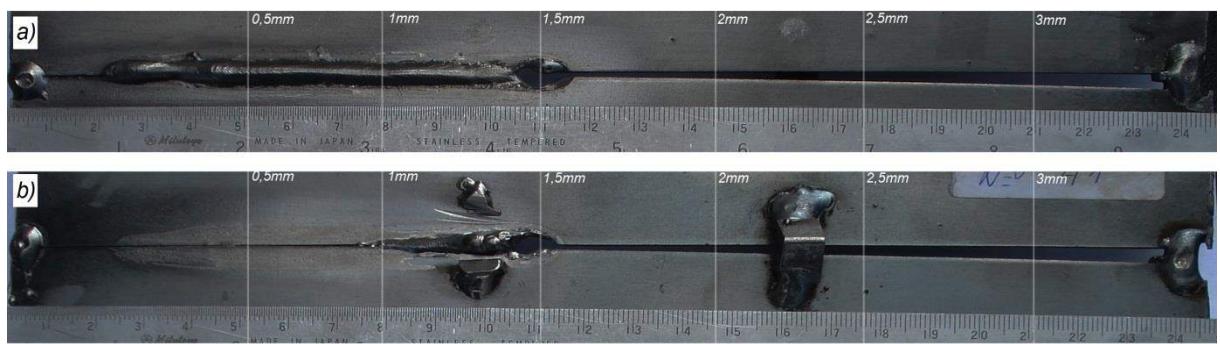


Figura 4.9 – Condição Nº 4 – MIG CA, realizado sem tecimento transversal (velocidade de soldagem 5 mm/s): a) vista da face do cordão; b) vista da raiz do cordão

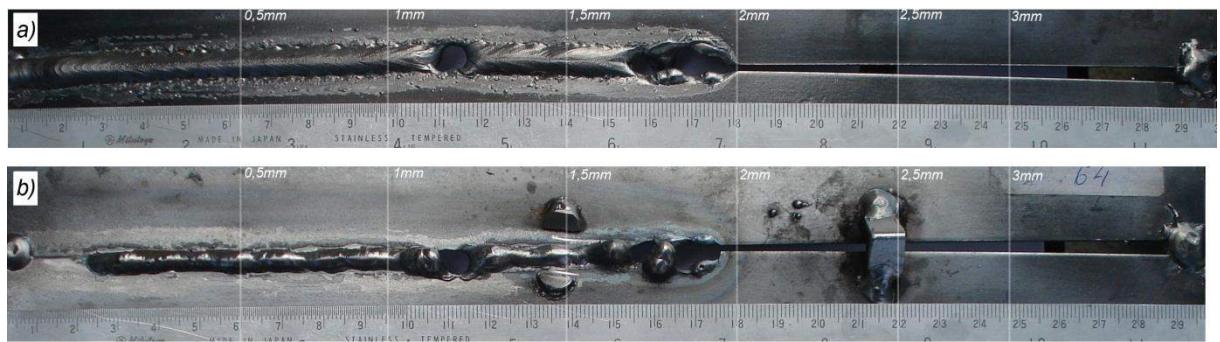


Figura 4.10 – Condição Nº 5 – MIG CA, realizado com tecimento transversal (velocidade de soldagem 3mm/s): a) vista da face do cordão; b) vista da raiz do cordão

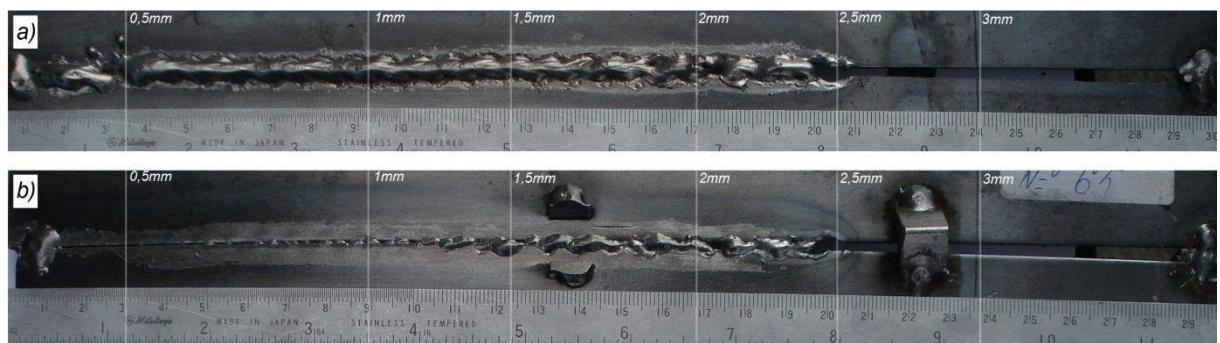


Figura 4.11 – Condição Nº 6 – MIG CA, realizado com tecimento transversal (velocidade de soldagem 5mm/s): a) vista da face do cordão; b) vista da raiz do cordão

O MIG/MAG CA com tecimento transversal numa velocidade de 5 mm/s (condição 6) conseguiu soldar com uma faixa de abertura maior do que com MIG/MAG Pulsado com tecimento (condição 2) e do que MIG/MAG CA sem tecimento (condição 4), corroborando a ideia de que permite-se melhor controle da poça pela abordagem proposta. Apesar de ter menor penetração do que o Pulsado, o CA com tecimento mostrou reduzir a folga mínima e aumentar a folga máxima em que se consegue uma soldagem com penetração total. Pode-se dizer que o tecimento, juntamente com o MIG/MAG CA, mostra possibilidade de aumentar a robustez do processo. Este resultado confirma a menor energia imposta em CA com tecimento em relação ao Pulsado com tecimento, até mesmo quando a energia de soldagem era maior (pois a velocidades de soldagem eram menores).

4.2 – Avaliação da Alternância de Polaridade Sincronizada com o Tecimento Transversal (APSTT) sobre a distribuição de calor na poça de fusão

Com os resultados promissores obtidos com o MIG/MAG CA em soldagem de chapas finas, os indícios de que o objetivo de se conseguir um maior controle da poça com alternância da polaridade aumentaram. Porém, para se atingir a abordagem expressa no Capítulo III, item 3.1 será necessária uma sincronização entre o tecimento e o modo operacional. Mas, a sincronização MIG/MAG CA com tecimento transversal seria uma tecnologia de difícil execução, por envolver um mecanismo de tecimento transversal de muito alta frequência. Para sincronizar os semi-períodos das condições paramétricas do MIG CA (CC+ Pulsado de 27 ms e CC- de 38,6 ms), a frequência de tecimento deve ser de 7,62 Hz, alta para o equipamento (manipulação da tocha e fonte) disponível. Foi percebido que acima de 5 Hz a tocha começa a apresentar altas vibrações. Mais, este seria um problema fácil de se resolver com uso de unidades robóticas, por exemplo. O problema estaria em se ter também os parâmetros da fonte sincronizadas com este tecimento, ou seja, mudando de parâmetros (de CC+ pulsado para CC- e vice versa) a cada 30 ms aproximadamente. Mesmo que exequível, esta troca de parâmetros tão rápidas com certeza não teria o efeito de resfriar a poça no centro.

Então, de acordo com a metodologia (Capítulo III), foi proposto que nas laterais deveria agir CC+ e no centro CC- mas de alternância com baixa frequência. Desta forma, os semi-períodos em cada polaridade tornaram-se mais longos, o que fez no caso de CC+ haver mais de um pulso por semi-período. Estes semi-períodos tornam-se dependentes dos TPL e TT. Assim, foram utilizados os parâmetros de regulagem da Tabela 4.8 e os parâmetros de tecimento transversal da Tabela 4.9 e o processo ao invés de ser

denominado MIG/MAG CA passou a ser denominado MIG/MAG APSTT (com Alternância de Polaridade Sincronizada com Tecimento Transversal).

Tabela 4.8 – Parâmetros de regulagem para a soldagem MIG/MAG APSTT

I_b (A)	t_b (ms)	I_p (A)	t_p (ms)	I_n (A)	V_a (m/min)	DBCP (mm)
40	19,3	250	7,7	72	2,8	22

Obs: I_p e t_p – corrente e tempo de pulso; I_b e t_b – corrente e tempo de base; I_n – corrente negativa; V_a – velocidade de alimentação; DBCP – distância bico de contato peça;

Tabela 4.9 – Parâmetros de tecimento para soldagem MIG/MAG APSTT

Condição Nº	V_s (mm/s)	A (mm)	TPL (s)	TT (s)	T (s)	fA (Hz)
7	sem tecimento					
8	1,4	10	0,3	0,3	1,2	0,83
9						

Obs: V_s – velocidade de soldagem; A – amplitude de tecimento; TPL – tempo parada lateral; TT – tempo de transição; T – tempo total de um ciclo (período) do movimento do tecimento; fA – frequência de tecimento

O objetivo desta etapa foi avaliar, ao aplicar a parametrização acima exposta, o perfil transversal de cordão do MIG/MAG APSTT, tendo em mente se conseguir esfriamento no centro do cordão. Para tal, uma série de soldagens automatizadas, de simples deposição sobre chapas, na posição plana, foi feita em placas de teste padrão (mantendo-se o mesmo volume de cordão por unidade de comprimento da solda). As morfologias dos cordões foram comparadas entre si. O MIG/MAG Pulsado sem tecimento foi utilizado como base de comparação. As técnicas avaliadas foram o MIG/MAG Pulsado com tecimento transversal e MIG/MAG com Alternância de Polaridade Sincronizada com o Tecimento Transversal (MIG/MAG APSTT). Assim, o resfriamento no centro do cordão aqui seria na verdade uma redução do calor de aporte no centro do cordão em relação ao calor imposto nas laterais do mesmo e não um resfriamento propriamente dito. Uma vantagem adicional desta proposta é que, além de aportar menos calor no centro, haverá ao mesmo tempo menos pressão do arco e momentum das gotas em transferência sobre a poça, o que deve ajudar a formação de passe de raiz.

As soldagens foram feitas com a seguinte ordem de coerência:

- MIG/MAG Pulsado com movimento reto da tocha (sem tecimento);
- MIG/MAG Pulsado com tecimento transversal;

- MIG/MAG com Alternância de Polaridade Sincronizada com o Tecimento Transversal.

O oscilograma de condição Nº 9, de sincronização de corrente e tecimento transversal esta apresentada na Figura 4.12. Os resultados das soldagens feitas com as parametrizações estão apresentados na Figura 4.13, enquanto a Tabela 4.10 apresenta os respectivos parâmetros geméticos.

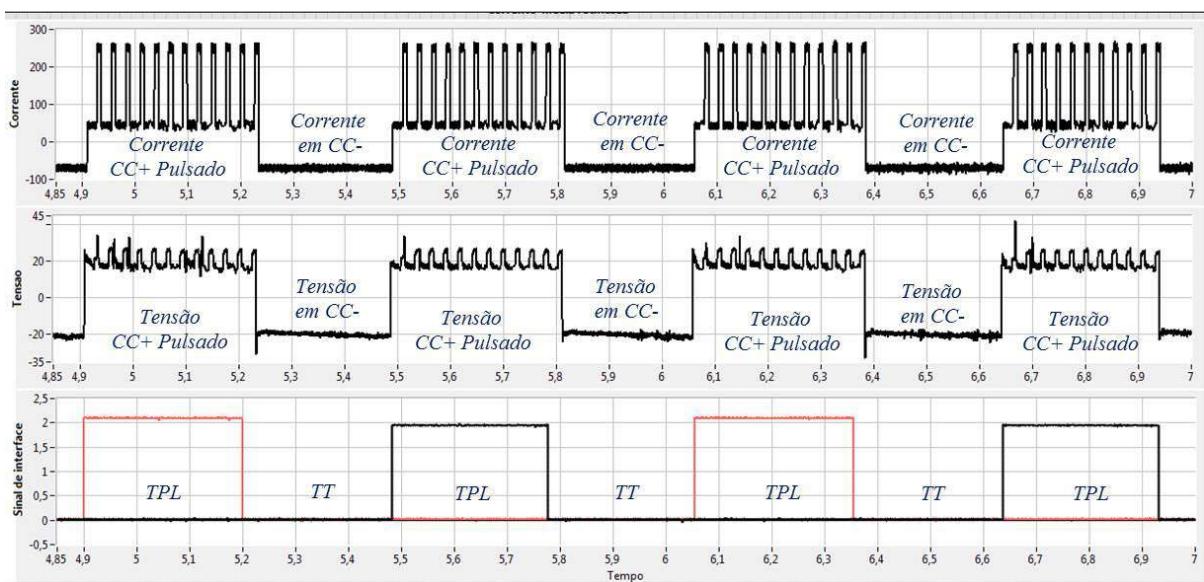


Figura 4.12 – Oscilograma de sincronização de corrente do MIG/MAG APSTT com tecimento trapezoidal

Observação. Pela Figura 4.12 pode-se observar que o MIG/MAG Pulsado está em fase com o tempo de parada lateral (TPL), assim como que a MIG/MAG CC- está em fase com o tempo de transição (TT). A pequena defasagem entre o sinal do sensor e os de corrente e tensão pode ser explicada pelo fato de que a fonte de soldagem precisa de um tempo para trocar os modos operacionais. Por isto, o sinal do sensor fica um pouco mais à frente. Neste caso o valor da defasagem foi igual a 0,01 s.

Para garantir que não ocorra um pulso indesejado no final da parada lateral, o TPL deve ser ligeiramente menor do que a soma dos tp e tb do MIG/MAG Pulsado. Por exemplo, a soma de tp e tb é de 0,027 s. Se o TPL foi programado em 0,100 s, a corrente devia consistir de 3,7 períodos de MIG/MAG Pulsado. Mas a fonte não consegue dividir o pulso, por isto acaba e tempo final de MIG/MAG Pulsado pode ser maior de que TPL programado. Por isto, é importante calcular a quantidade dos períodos em MIG/MAG Pulsado para programar TPL.

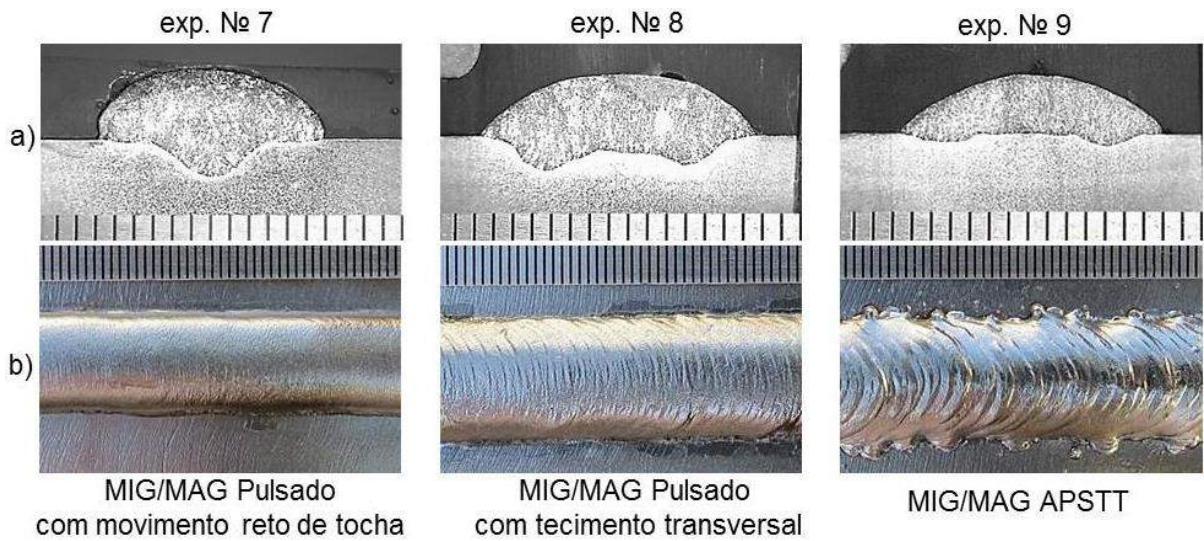


Figura 4.13 – Aspectos dos cordões obtidos com MIG/MAG Pulsado e MIG/MAG APSTT; (a) – seções transversais; (b) – superfície dos cordões

Tabela 4.10 – Quantificação geométrica dos cordões obtidos com MIG/MAG Pulsado e MIG/MAG APSTT

Exp. Nº	L (mm)	R (mm)	P (mm)	A_f (mm ²)	A_d (mm ²)
7	11,8	3,7	2,0	7,9	33,9
8	14,5	3,3	1,9	13,4	33,6
9	14,2	3,4	0,6	3,0	32,3

Obs: L – largura; R – reforço; P – penetração; A_f – área fundida; A_d – área depositada

O MIG/MAG Pulsado com movimento reto da tocha no geral apresentou cordão com piores características para soldagem passe de raiz, ou seja, menor largura e maior penetração. Mas os outros resultados confirmaram mais um vez que o tecimento transversal com paradas laterais por si só já é satisfatório para diminuir a penetração de cordão, mas ainda não é suficiente para controlar sozinho o perfil de penetração. Os valores de largura e reforço dos cordões Nº 8 e Nº 9 foram similares, mas como pode se notar, o MIG/MAG APSTT reduziu bastante o valor de penetração (menor nível obtido). Isso pode ser explicado pela a deposição de metal com sacrifício de penetração da polaridade inversa (CC+). Inclusive é possível se ver que a penetração é maior nas bordas dos cordões, onde a polaridade estava em CC+, a qual se propõe fundir as laterais de chanfro. Então, pode se concluir que a utilização da alternância de polaridade distribui de forma controlada a energia ao longo da junta e permite atuar sobre o perfil da penetração do cordão. Fica evidente que a otimização dos parâmetros de MIG/MAG com Alternância de Polaridade Sincronizada com Tecimento Transversal leva, potencialmente, à formação dos cordões mais adequados para soldagem de passe de raiz. Também, tem previsão, que a técnica MIG/MAG APSTT pode

ser com sucesso utilizada na área de revestimento por soldagem (por exemplo, para proteção contra desgaste ou corrosão), visto que mostra atuação sobre o perfil da penetração do cordão com relação à capacidade de produzir revestimentos com baixa diluição.

4.3 – A formação do cordão usando a tecnologia MIG/MAG Alternância de Polaridade sincronizada com tecimento transversal (APSST) ou “Conditio sine qua non” da APSTT

Como esse trabalho envolve a soldagem de passe de raiz com folgas deferentes (2 mm, 4 mm e 6 mm), a dificuldade para formar o cordão é diferente também. Por isso, para planejar este trabalho é importante entender as condições nas quais ocorre ou não a formação da poça de fusão, especificamente qual o volume mínimo e máximo necessário para fechar a abertura do chanfro sem causar a perfuração e queda de material. A ideia é se ter sempre a poça de fusão líquida mantida durante todo o movimento da tocha (inclusive na parte transversal, definida pela amplitude do tecimento). Assim, para manter a poça de fusão durante todo o movimento de tecimento, foram destacadas as condições que devem ser adequadamente selecionadas para atingir básicas requisições, a saber:

- 1) Volume mínimo da poça: para prevenir a separação do material fundido em dois cordões (pelo efeito de tensão superficial);
- 2) Volume máximo da poça: para evitar que o peso do material fundido não fique em excesso e favoreça o escorramento pelo chanfro;
- 3) Manutenção da condição de poça a ficar líquida e única.

Neste trabalho foi proposta uma hipótese sobre formação do cordão (ver apêndice A), onde um volume de metal depositado pelo processo MIG/MAG sobre uma chapa com a tocha perfazendo o movimento de tecimento (transversal) e de avanço (longitudinal) ao mesmo tempo pode acomodar-se como um cordão inteiro (forma de semi-elipse) ou dois cordões separados (forma de dois semicírculos). A preferência pela forma de acomodação se daria em função principalmente do volume de material depositado por unidade de comprimento da solda (que é representado pelas áreas das seções transversais das formas geométricas) e amplitude de tecimento. De acordo com os cálculos desta abordagem, a partir de uma área depositada em valor maior do que 20 mm^2 deve mudar a preferência de formação do cordão, passando de dois semicírculos para uma semi-elipse. Para verificar

este modelo, feita uma série de experimentos, que envolve os fatores específicos de tecnologia proposta (APSTT).

4.3.1 – Influência de ordem de posição dos modos operacionais em sincronismo com tecimento transversal

Para demonstrar esta abordagem, foram feitos testes de simples deposição de cordões sobre chapa (espessura de 3,4 mm). Os parâmetros de soldagem APSTT foram os mesmos dos da Tabela 4.8 e parâmetros de tecimento estão mostrados na Tabela 4.11. O planejamento experimental para esta etapa consistiu de três testes:

- a) Soldagem com sincronização MIG/MAG Pulsado nas laterais e MIG/MAG CC- no meio (soldagem com a sincronização direita), oscilograma na Figura 4.14(a);
- b) Soldagem com a sincronização MIG/MAG CC- nas laterais e MIG/MAG Pulsado no meio (soldagem com a sincronização inversa), oscilograma na Figura 4.14(b);
- c) Soldagem com uma sucessão de modos (MIG/MAG Pulsado – MIG/MAG CC- – MIG/MAG Pulsado, mas sem sincronização com o tecimento da tocha), oscilograma na Figura 4.14(c).

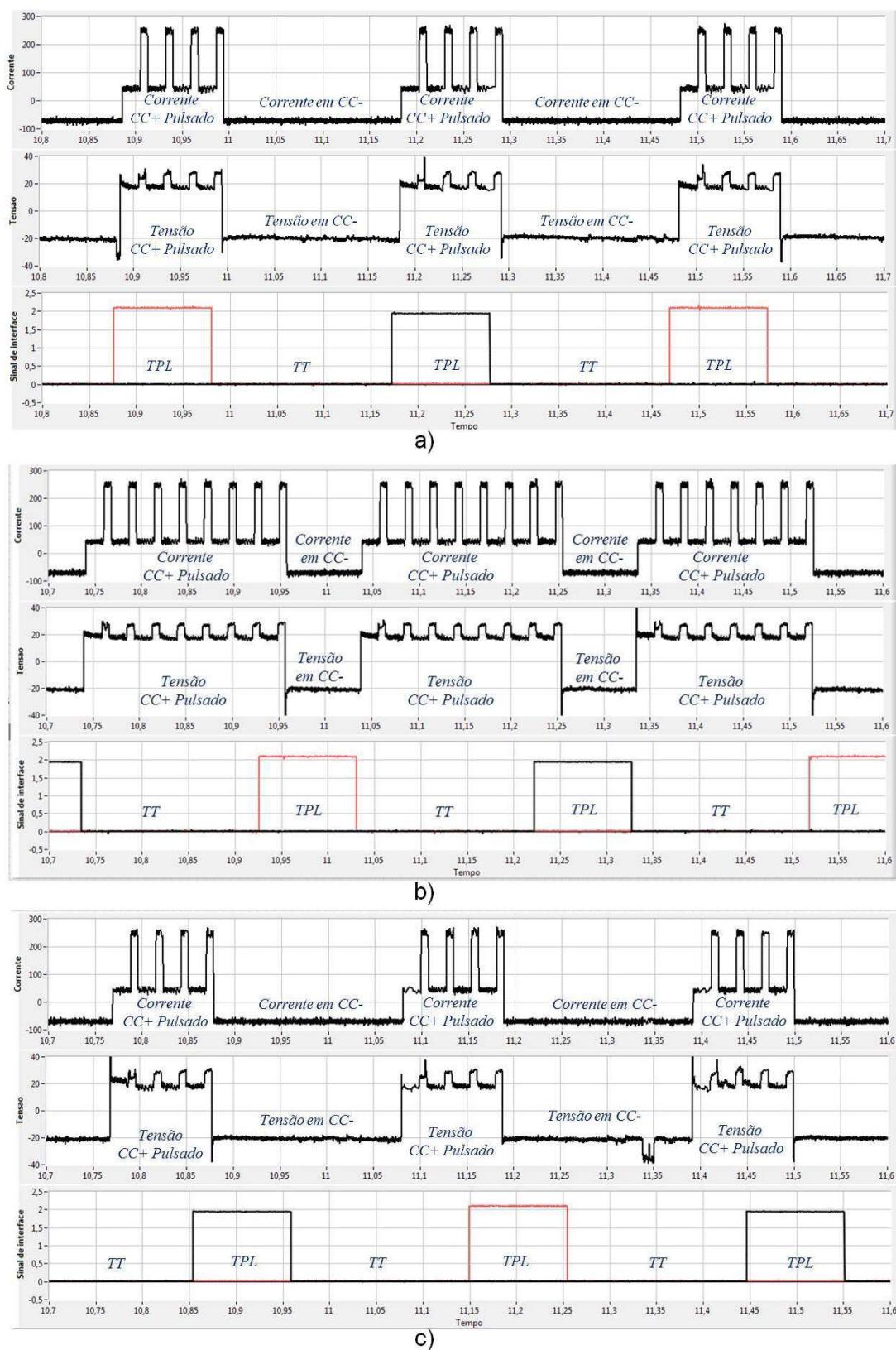


Figura 4.14 – Oscilogramas de corrente, tensão e sinal de sensor de sincronizações do tipo:
(a) – MIG/MAG Pulsado nas laterais e MIG/MAG CC- no meio (soldagem com a sincronização direita); (b) – MIG/MAG CC- nas laterais e MIG/MAG Pulsado no meio (soldagem com a sincronização inversa); (c) – MIG/MAG Pulsado – MIG/MAG CC- – MIG/MAG Pulsado, mas sem sincronização com o tecimento da tocha

Tabela 4.11 – Parâmetros de tecimento transversal

A (mm)	TPL (s)	TT (s)	T (s)	fA (Hz)	V _s (mm/s)	A _d (mm ²)
9,0	0,11	0,19	0,6	1,6	3	18

Onde: A – amplitude de tecimento TPL – tempo parada lateral; TT – tempo de transição; T – tempo total de um ciclo (período) do movimento do tecimento; fA – frequência de tecimento; V_s – velocidade de soldagem; A_d – área depositada

Os resultados da aplicação da abordagem acima mencionada estão apresentados na Figura 4.15.

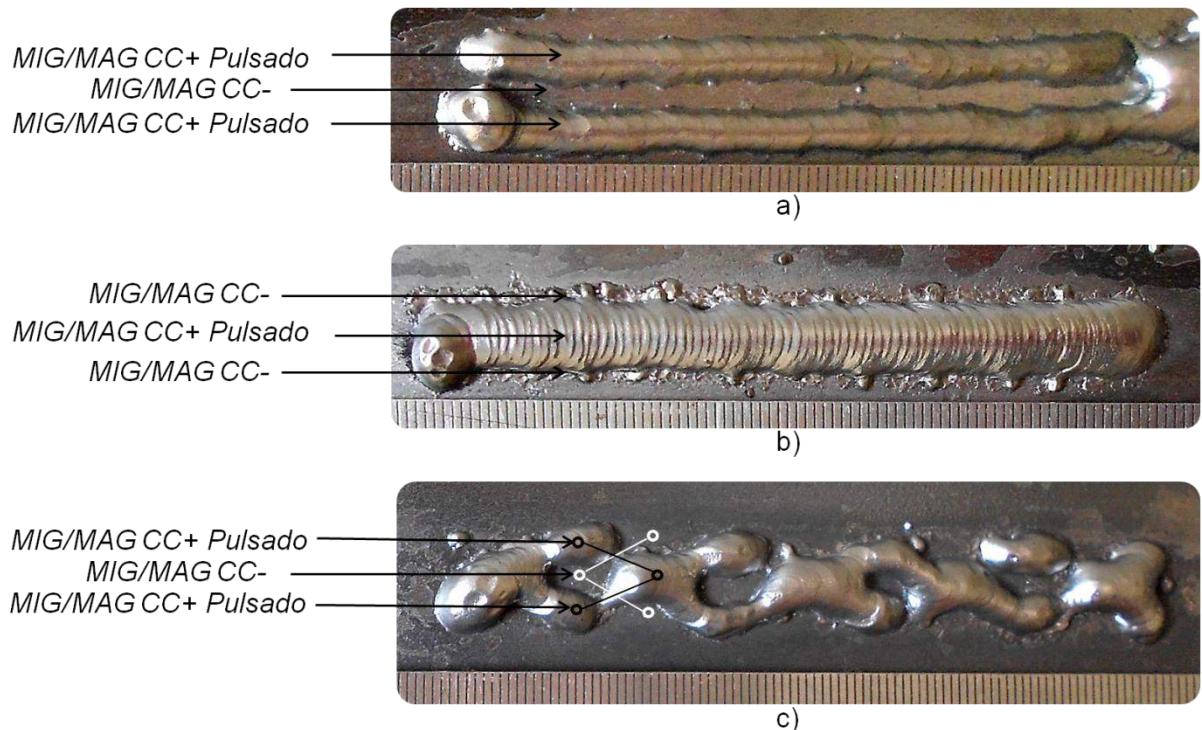


Figura 4.15 – Vista superior dos cordões, feitos usando sincronizações do tipo: (a) – MIG/MAG Pulsado nas laterais e MIG/MAG CC- no meio (soldagem com a sincronização direita); (b) – MIG/MAG CC- nas laterais e MIG/MAG Pulsado no meio (soldagem com a sincronização inversa); (c) – MIG/MAG Pulsado – MIG/MAG CC- – MIG/MAG Pulsado, sem sincronização com o tecimento da tocha

O aspecto superficial do cordão da primeira abordagem (Figura 4.15(a)) apresentou dois cordões separados, correspondentes às localizações laterais. Apesar das duas polaridades depositarem a mesma quantidade de material por unidade de tempo (mesma velocidade de alimentação), o calor transferido para chapa pelo CC- é menor do que quando em CC+ Pulsado. Esta seria uma razão para que houvesse maior molhabilidade nas laterais. Como a amplitude de tecimento transversal foi grande, esta condição de soldagem favoreceu a formação de dois cordões laterais (o metal depositado em CC- foi “sugado” pelas poças criadas nas laterais sob CC+ Pulsado, pela força de tensão superficial). Os contornos do cordão são nítidos e lisos, o que confirma uma boa molhabilidade.

Na segunda solda (Figuras 4.15 (b)), o cordão formou-se único e localizado no eixo central de tecimento. O modo Pulsado agrupou as gotas geradas na fase do MIG/MAG CC- na mesma poça, apresentando os contornos aproximadamente da solda irregulares, deteriorados pela transferência globular.

O cordão terceiro (Figura 4.15 (c)), que foi feito sem a sincronização entre a posição da tocha e as fases dos processos, apresentou o cordão resultante muito irregular, para o que pode-se supor que houve uma sincronização parcial ora do tipo MIG/MAG Pulsado nas laterais e MIG/MAG CC- no meio (solda bifurcada), ora MIG/MAG CC- nas laterais e MIG/MAG Pulsado no meio (solda única).

Os experimentos conduzidos mostram que a posição de MIG/MAG Pulsado e MIG/MAG CC- em sincronismo com tecimento transversal tem grande importância e comprova que Pulsado tem maior molhabilidade e afeta significamente na formação do cordão.

4.3.2 – A influência de TPL numa amplitude de tecimento "pequena", mantido a mesma área do metal depositado

A meta foi testar o efeito de diferentes tempos de TPL (tempo parada lateral), que considera diferentes frequências de tecimento transversal, numa amplitude pequena, com o TT (tempo de transição) destinados a ser igual a TPL para igualar todos trechos de movimento, e sobre aspectos visuais dos cordões. Os experimentos foram feitos com os parâmetros de MIG/MAG APSTT apresentados na Tabela 4.8 e com os parâmetros de tecimento da Tabela 4.12. Os resultados estão apresentados na Figura 4.16.

Tabela 4.12 – Parâmetros de tecimento transversal

A (mm)	TPL (s)	TT (s)	T (s)	fA (Hz)	V _s (mm/s)	A _d (mm ²)
4	0,2	0,2	0,8	1,250	2,6	20
	0,4	0,4	1,6	0,625		
	0,6	0,6	2,4	0,416		
	0,8	0,8	3,2	0,313		
	1,0	1,0	4,0	0,250		

Onde: A – amplitude de tecimento TPL – tempo parada lateral; TT – tempo de transição; T – tempo total de um ciclo (período) do movimento do tecimento; fA – frequência de tecimento; V_s – velocidade de soldagem; A_d – área depositada

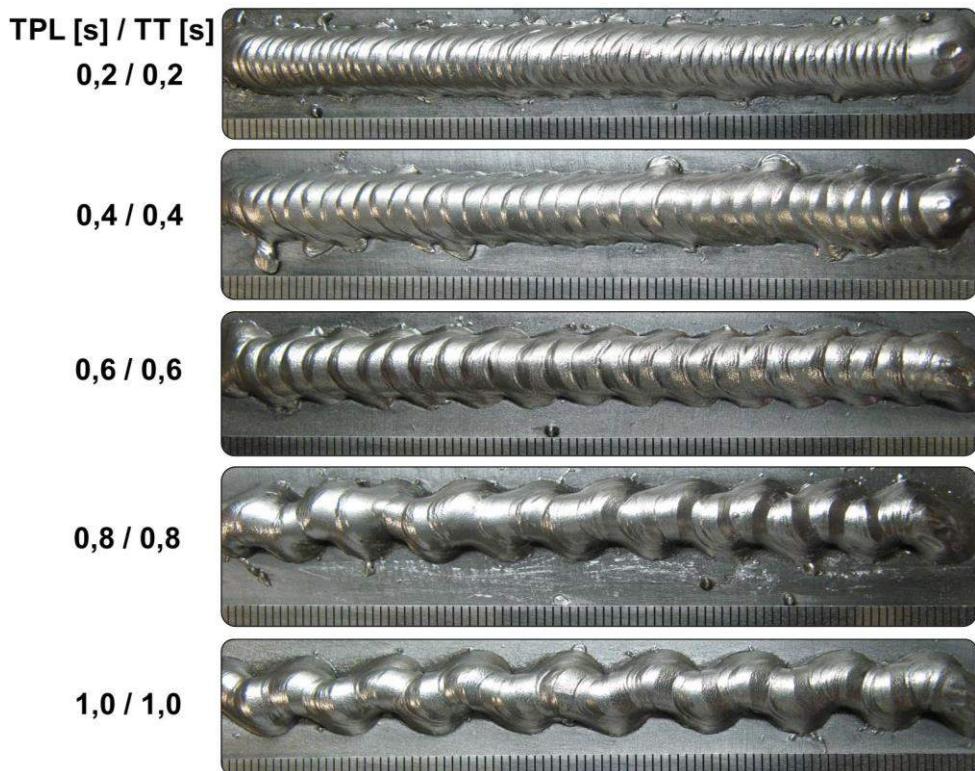


Figura 4.16 – Aspectos superficiais dos cordões feitos nos diferentes tempos de TPL e TT

Os resultados mostraram que numa amplitude de tecimento pequena (4 mm) o cordão não tende de se separar em dois e arruma a forma única, mesmo que de forma irregular quando a frequência é baixa. Em relação ao passe de raiz, acima da razão entre TPL e TT de 0,4/0,4 s os cordões começam a ficar bem irregulares, com forma sinusoidal, que não é favorável para passe de raiz. Até a razão entre TPL e TT de 0,4/0,4 s, os cordões têm forma desejada e mostram que a frequência alta melhor acompanha a formação de cordão regular. Mas a distribuição de calor dentro do chanfro é diferente do que acontece sobre chapa e ondulações laterais podem obter caráter mais suave. A conclusão é que devam ser ainda confirmadas estas tendências dentro de chanfro.

4.3.2 – A influência de TPL usando-se uma amplitude de tecimento "grande", utilizando diferentes áreas de metal depositado

Uma outra série de testes foi feita para estudar o comportamento de formação de cordão em dependência da área depositada e do tempo de parada lateral, usando-se uma amplitude de tecimento relativamente grande (9 mm). Os experimentos foram feitos com os mesmos parâmetros de soldagem MIG/MAG APSTT dos itens anteriores, a saber

parâmetros da Tabela 4.8. Parâmetros de tecimento estão na Tabela 4.13 e os resultados estão apresentados na Figura 4.17.

Tabela 4.13 – Parâmetros de tecimento transversal

A (mm)	TPL (s)	TT (s)	T (s)	fA (Hz)	V_s (mm/s)	A_d (mm ²)
9	0,2	0,2	0,8	1,250	3,77	14
					3,30	16
					2,93	18
					2,64	20
	0,4	0,4	1,6	0,625	3,77	14
					2,64	20
					2,30	23
					2,05	26

Onde: A – amplitude de tecimento TPL – tempo parada lateral; TT – tempo de transição; T – tempo total de um ciclo (período) do movimento do tecimento; fA – frequência de tecimento; V_s – velocidade de soldagem; A_d – área depositada

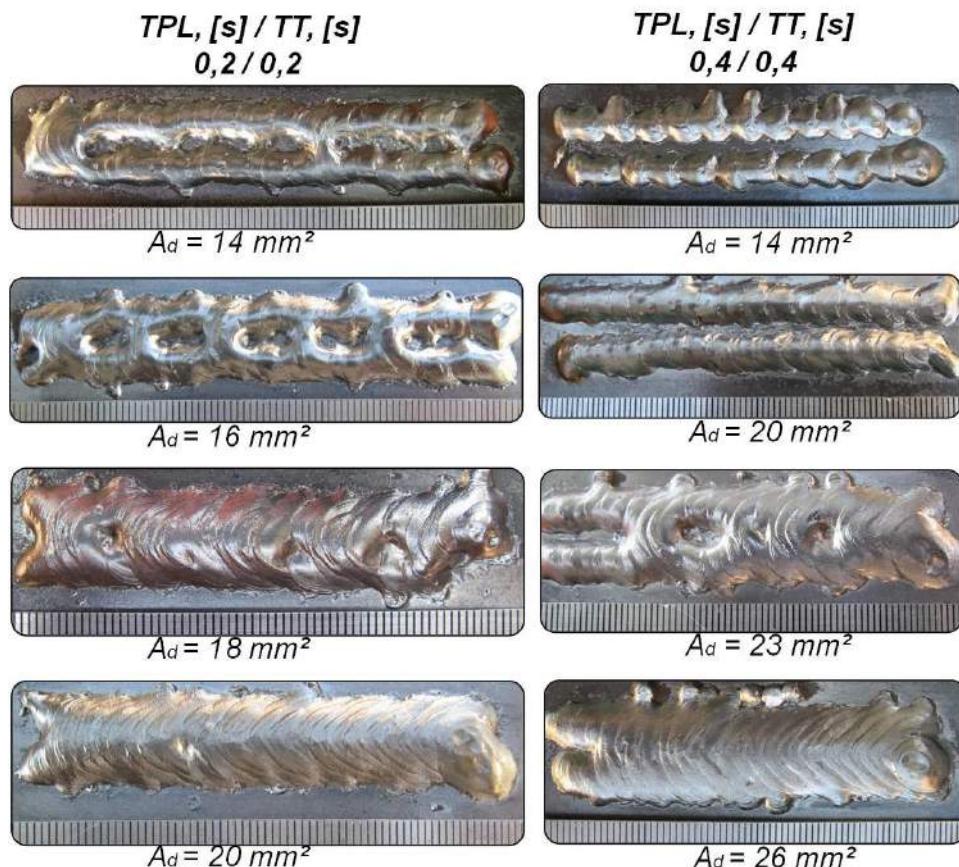


Figura 4.17 – Aspectos superficiais dos cordões de diferentes áreas de metal depositado, feitos com diferentes TPL

Os resultados mostram que numa frequência maior, o cordão obtém a forma de semielipse em área de 20 mm² e numa frequência menor de tecimento em área de 26 mm². Os cordões de mesma área depositada se formam de jeito diferente, em função de TPL. Menor valor de TPL favorece formar cordão inteiro com menor volume de material depositado por unidade de comprimento da solda. Assim, as áreas depositadas devem ser diferente em cada caso (se deve ter maior área depositada com os aumentos de TPL e da amplitude de tecimento para se formar um único cordão).

Finalizando, a tendência geral, seria sempre formar um cordão na forma de semi-elipse, mas o modelo proposto no Apêndice A sugere razões para existência de dois cordões, em função somente do volume de material depositado por unidade de comprimento do cordão e da amplitude de tecimento. Mas os experimentos mostraram que há influência de outros fatores. Por um lado, os experimentos confirmaram o modelo, ao se comparar os experimentos feitos com maior frequência (Tabela 4.13) com os dados de cálculos da Tabela A-2 e os experimentos feitos com menor frequência (Tabela 4.13) com os dados de cálculos de Tabela A-3. Por outro lado, o modelo não se ajusta tão bem aos dados dos experimentos mostrados na Tabela 4.11 ou Tabela 4.12.

A ordem de posicionamento dos modos operacionais pelo sistema de sincronismo mostra que a localização da corrente Pulsada nas laterais de cordão favorece a separação do cordão em dois. Justifica-se pelo fato do Pulsado agindo nas laterais oferecer uma molhabilidade maior nas regiões da chapa no contorno do cordão. No caso em que a amplitude de tecimento é “grande” e a localização de CC- se dá no centro, esta molhabilidade facilita o metal do centro se juntar com poças laterais devido à tensão superficial. Em caso oposto, quando TPL é menor (menor tempo para aquecer as regiões das bordas do cordão, diminuindo o molhamento nas laterais), as poças laterais se criam mais próximas uma da outra, favorecendo mais rápida conjunção. Num terceiro caso, em que a frequência é reduzida, a saber TPL aumentado, as poças laterais têm tamanho maior e, quando a tocha está agindo num lado, a poça do outro lado começa se esfriar e aumentar a sua viscosidade, dificultando se espalhar. Por isso, para o primeiro e segundo caso, para se unir as poças deve-se aumentar o volume de material, que permite maior tamanho das poças laterais e menor distância entre elas (o cordão se torna único).

De qualquer forma, não se poderia esperar mesmo que as previsões do modelo se ajustassem perfeitamente aos resultados práticos. Várias razões poderiam se citadas para tal:

- a) Devido à transição entre CC+ e CC- o calor não é homogeneousmente distribuído transversalmente e não molha por igual a poça sobre a chapa, preenchendo mais as duas

laterais. Mas, devido ao tecimento, o metal líquido procura mais o centro da chapa, favorecendo a formação do cordão em elipse;

- b) Não é levado em conta a viscosidade;
- c) Valor "a" usado no cálculo da semi-elipse é empírico e impreciso, porque podem se ter casos reais em que "a" é menor do que a metade da amplitude de tecimento usada e em outros casos quando a área de metal depositado cresce e "a" cresce proporcionalmente, mas "b", devido à força de gravidade, cresce mais suavemente do que está na Tabela A-2.

CAPÍTULO V

DETERMINAÇÃO DOS CRITÉRIOS DE ACEITABILIDADE E LIMITES DA TECNOLOGIA MIG/MAG APSTT NA SOLDAGEM DE PASSE DE RAIZ

5.1 – Critérios de aceitabilidade para o passe de raiz

De acordo com a *API Standard 1104 “Welding of Pipelines and Related Facilities”*, 2010, são constatados uma série de descontinuidades nos passos de raiz, de enchimento e de acabamento, para os quais critérios de aceitabilidade têm sido propostos, a saber:

1. A largura do reforço superficial completo deve ser de aproximadamente $1/8"$ (3,2 mm) mais largo do que a largura do chanfro inicial;
2. O valor de reforço superficial e reforço da raiz, por essa norma, em nenhum momento deve ser elevado acima de $1/16"$ (1,6 mm), como mostrado na Figura 5.1.

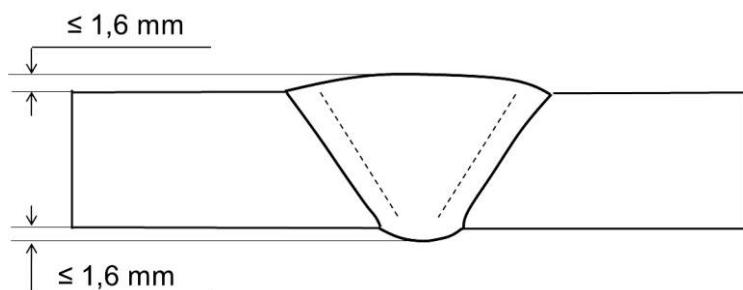


Figura 5.1.– Limite de reforço superficial e de reforço da raiz pela *API Standard 1104 “Welding of Pipelines and Related Facilities”*, 2010

3. A penetração inadequada no chanfro sem *high-low*, definida como o preenchimento incompleto da raiz de cordão e mostrada esquematicamente na Figura 5.2., deve ser considerada como um defeito no caso das seguintes condições:

- a) O comprimento de uma indicação individual de penetração inadequada for superior a 1" (25 mm);
- b) O comprimento total de indicações de penetração inadequada em qualquer 12" (300 mm) de comprimento de cordão contínua exceder 1" (25 mm);

- c) O comprimento total dos sinais de penetração inadequada ser superior a 8% do comprimento de cordão de qualquer cordão inferior a 12" (300 mm) de comprimento.

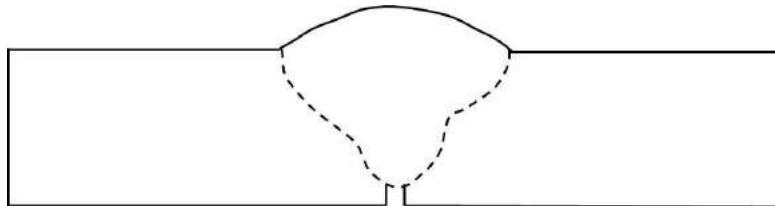


Figura 5.2 – A penetração inadequada no chanfro sem *high-low*

4. A penetração devido ao *high-low*, definida como a condição que existe quando uma extremidade da raiz está exposta por causa do tubo adjacente ou quando juntas de encaixe estão desalinhadas, condição é mostrada esquematicamente na Figura 5.3, deve ser considerada um defeito no caso das seguintes condições:

- O comprimento de uma indicação individual de penetração inadequada devido ao *high-low* exceder 2" (50 mm);
- O comprimento total de indicações de penetração inadequada devido ao *high-low* em qualquer 12 pol. (300 mm) de comprimento de solda contínua exceder 3" (75 mm).

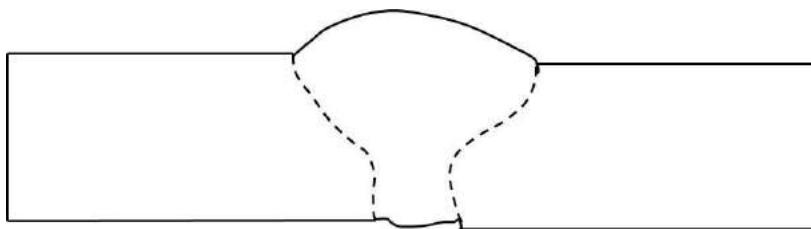


Figura 5.3 – A penetração inadequada no chanfro com *high-low*

5. A penetração transversal inadequada é definida como uma imperfeição subsuperficial entre a passe de raiz e o passe de enchimento e é causada por penetração inadequada nas faces verticais do chanfro, como mostrado esquematicamente na Figura 5.4, é considerada um defeito no caso das seguintes condições:

- O comprimento de uma indicação individual de penetração transversal inadequada exceder 2" (50 mm);
- O comprimento total de indicações da penetração transversal inadequada em qualquer 12" (300 mm) de comprimento do cordão exceder 2" (50 mm).

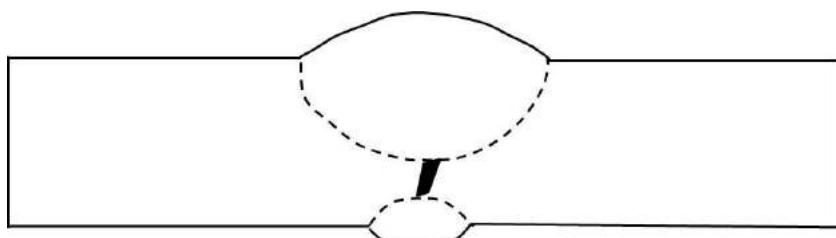


Figura 5.4 – Penetração transversal inadequada

6. A fusão incompleta, definida como uma imperfeição de superfície entre o metal depositado e o material de base, e aberta para a superfície, condição é mostrada esquematicamente na Figura 5.5, deve ser considerada um defeito em qualquer uma das seguintes condições:

- O comprimento de uma indicação individual de fusão incompleta for superior a 1" (25 mm);
- O comprimento total de indicações de fusão incompleta em qualquer 12" (300 mm) contínuas de comprimento de solda for superior a 1" (25 mm);
- O comprimento total dos sinais de fusão incompleta exceder 8% do comprimento do cordão de solda em qualquer 12" (300 mm) de comprimento.

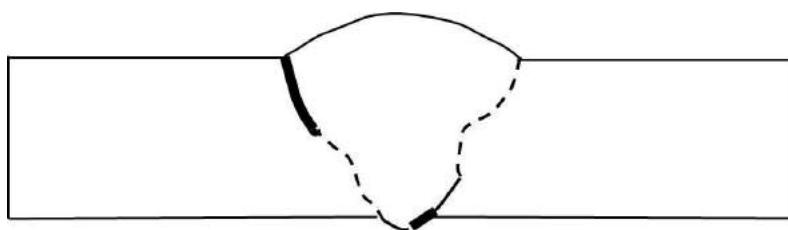


Figura 5.5 – Fusão incompleta

7. A fusão incompleta devido à sobreposição fria, definida como uma falha entre os dois cordões adjacentes, ou entre o metal depositado e o metal de base que não está exposto à superfície e mostrada esquematicamente na Figura 5.6, deve ser considerada um defeito em uma das seguintes condições:

- O comprimento de uma indicação individual de fusão incompleta devido á sobreposição fria exceder 2" (50 mm);
- O comprimento total de indicações de fusão incompleta devido á sobreposição fria em qualquer 12" (300 mm) de comprimento de solda contínua exceder 2" (50 mm);
- O comprimento total das indicações de fusão incompleta devido á sobreposição fria excede 8% do comprimento de cordão.



Figura 5.6 – Fusão incompleta devido à volta fria

8. A concavidade interna, definida quando um cordão que é devidamente depositado e penetra completamente na espessura da parede do tubo ao longo de ambos os lados do bisel, mas cujo centro se situa um pouco abaixo da superfície interior da parede do tubo (a magnitude da concavidade é a distância perpendicular entre a extensão axial da superfície da parede do tubo e o ponto mais baixo da superfície do cordão de solda), mostrada esquematicamente na Figura 5.7, é aceitável (qualquer comprimento de concavidade interna é aceitável), desde que a densidade da imagem radiográfica da concavidade interna não exceda à espessura mais fina do material adjacente.

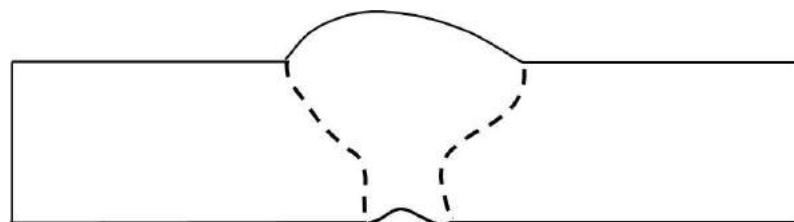


Figura 5.7 – Concavidade interna

9. Perfuração, definida como uma porção da raiz em que a penetração excessiva causa o sopro da poça fundida para dentro de cordão, não pode ser aceita.

10. Inclusão de escória é definida como um sólido não metálico retido no cordão entre o metal fundido e o material de base, sendo que o indicador de escória não pode ser maior de que 0,8 mm, e a quantidade total de inclusões de escória não pode ser mais do que 8% do comprimento do cordão (para mais informação sobre critérios de aceitabilidade de inclusões de escória deve-se consultar a *API Standard 1104 “Welding of Pipelines and Related Facilities”, 2010*).

11. Porosidade é definida como gás aprisionado por solidificação do metal de solda antes do gás ter possibilidade de subir para a superfície da poça de fusão e escapar, não podendo ser aceita se o tamanho do poro individual for superior a 1/8" (3 mm) e se o comprimento total de todas as indicações de porosidades ultrapassar os 8% do comprimento do cordão (para mais informação sobre critérios de aceitabilidade de

porosidade deve-se consultar a *API Standard 1104 "Welding of Pipelines and Related Facilities"*.

Assim, neste trabalho, para avaliar o passe de raiz dos cordões foram escolhidos os seguintes critérios de aceitabilidade:

1. Cordões sem perfurações;
2. Penetração total nas laterais do chanfro;
3. Bom acabamento na face de cima do cordão, sem ondulações e concavidades inadequadas;
4. Bom acabamento na face de raiz do cordão, sem concavidades internas e penetrações inadequadas;
5. Estabilidade e regularidade do reforço da raiz ao longo de todo comprimento do cordão;
6. Inclusões de escória e porosidades com valores de acordo com o exposto no item 10 e 11;
7. Reforço de raiz de até 1,6 mm.

5.2 – Aplicação do Processo MIG/MAG APSTT na soldagem de passe de raiz com folga de 2 mm

A confecção de passe de raiz sem folga é uma operação complexa, apesar das vantagens econômicas e de geração de tensões (menor volume de metal depositado), pode se dificultar a penetração e reduzir a tolerância para evitar perfuração. Mais, é muito difícil evitá-la durante a montagem das partes a serem soldadas, de acordo com Mustafin et al. (2002), a folga de 2 mm na soldagem de passe de raiz é permitida. Por isto, se prefere fazer passes de raiz com folgas. A maioria dos trabalhos sobre soldagem de passe de raiz são feitos inclusive usando essa folga. Mas, apesar de não causar grandes dificuldades na soldagem da raiz, soldagem com essa folga demanda alguns cuidados. Nesta etapa do presente trabalho, a folga de 2 mm foi tomada como um limite mínimo.

O objetivo desta parte do trabalho foi testar diferentes parâmetros de tecimento transversal na soldagem de passe de raiz com folga de 2 mm e obter um entendimento geral sobre o comportamento da formação do cordão nesta folga. Todas as soldagens foram realizadas sem cobrejuntas, em juntas de topo em V confeccionadas de aço ABNT 1020 com espessura de 6,3 mm, comprimento de 300 mm e largura de 30 mm, com abertura entre as faces de 60° ($\pm 1^\circ$) e sem nariz, com folga de 2,0 mm ($\pm 0,1$ mm). Dois cordões foram feitos para cada condição para verificar a repetibilidade dos resultados.

Todas as soldas foram executadas na posição plana com a posição da tocha puxando (10°) para aumentar a penetração, com uma distância bico de contato-peça (DBCP) de 22 mm e um comprimento de arco aproximado de 5 mm (Figura 5.8). Foi usado como gás de proteção Ar+5%O₂ em uma vazão de 15 l/min.

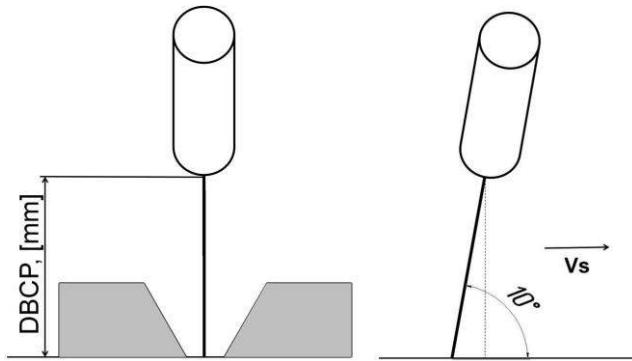


Figura 5.8 – DBCP no chanfro com folga de 2 mm e posição da tocha

Os parâmetros de tecimento transversal estão apresentados na Tabela 5.1. A amplitude de tecimento de 4 mm foi escolhida baseado em experimentos anteriores. Os parâmetros de soldagem são apresentados na Tabela 5.2

Tabela 5.1 – Parâmetros do tecimento transversal e parâmetros de monitoramento dos sinais elétricos

Exp. Nº	TPL (s) ou (%)	TT (s) ou (%)	T (s)	fA (Hz)	A (mm)	V _s (mm/s)	V _a (m/min)	Aquisição dos dados						
								V _a CC+	V _a CC-	V _{ap}	I _m (A)	I _{rms} (A)	U _m (V)	U _{rms} (V)
1	0,20 (50%)	0,20 (50%)	0,8	1,25	4	2,6	2,8	2,8	2,8	85,7	88,3	113,7	18,8	19,1
1.1	0,20 (50%)	0,20 (50%)									86,4	110,6	20,5	21,0
2	0,40 (50%)	0,40 (50%)	1,6	0,625			2,8	2,8	2,8	85,7	109,7	19,9	20,2	
3	0,60 (50%)	0,60 (50%)									86,6	111,2	19,6	19,9
4	0,80 (50%)	0,80 (50%)	3,2	0,313							85,6	111,8	19,2	19,6

Obs: TPL – tempo de parada lateral; TT – tempo de transição; T – período; fA – frequência; A – amplitude de tecimento; V_s – velocidade de soldagem; V_a CC+ – velocidade de alimentação de MIG/MAG Pulsado, V_a CC- – velocidade de alimentação de MIG/MAGCC-, V_{ap} – velocidade de alimentação ponderada; I_m – corrente media (absoluta); I_{rms} – corrente eficaz; U_m – tensão media; U_{rms} – tensão eficaz

Tabela 5.2 – Parâmetros de regulagem

MIG/MAG Pulsado						MIG/MAG CC-	
I_p (A)	t_p (ms)	I_b (A)	t_b (ms)	I_m (A)	V_a (m/min)	I_n (A)	V_a (m/min)
250	7,7	40	19,3	100	2,8	72	2,8

Obs: I_p – corrente de pulso; t_p – tempo de pulso; I_b – corrente de base; t_b – tempo de base; I_m – corrente média; V_a – velocidade de alimentação; I_n – corrente na polaridade negativa

Os resultados dos experimentos estão apresentados nas Figuras de 5.9 a 5.13.

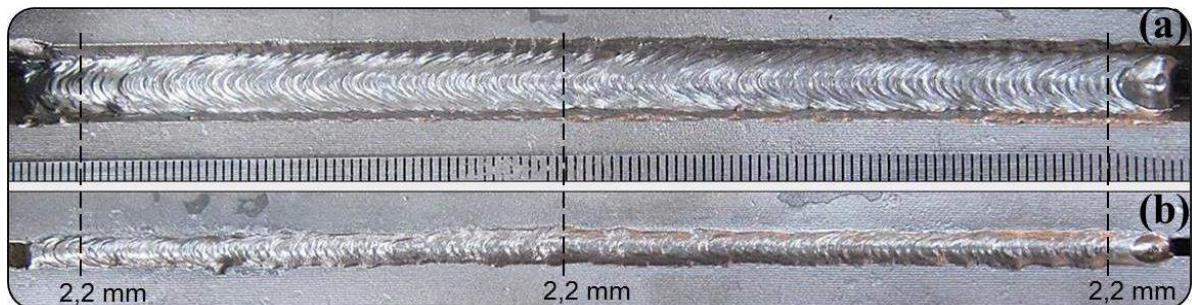


Figura 5.9 – Aspecto do cordão do experimento Nº 1: amplitude de tecimento de 4 mm; velocidade de soldagem de 2,6 mm/s; TPL = 0,20 s; TT = 0,20 s, folga constante de 2,2 mm; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

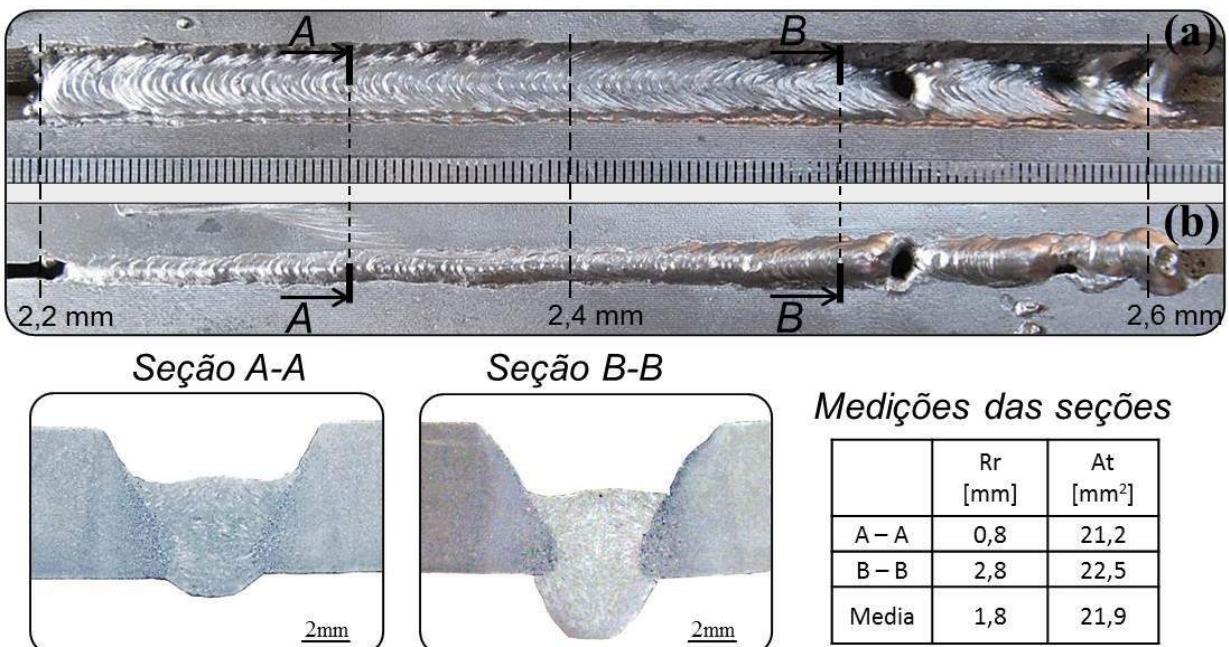


Figura 5.10 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento Nº 1.1: amplitude de tecimento de 4 mm; velocidade de soldagem de 2,6 mm/s; TPL = 0,20 s; TT = 0,20 s; folga variável de 2,2 mm a 2,6 mm; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

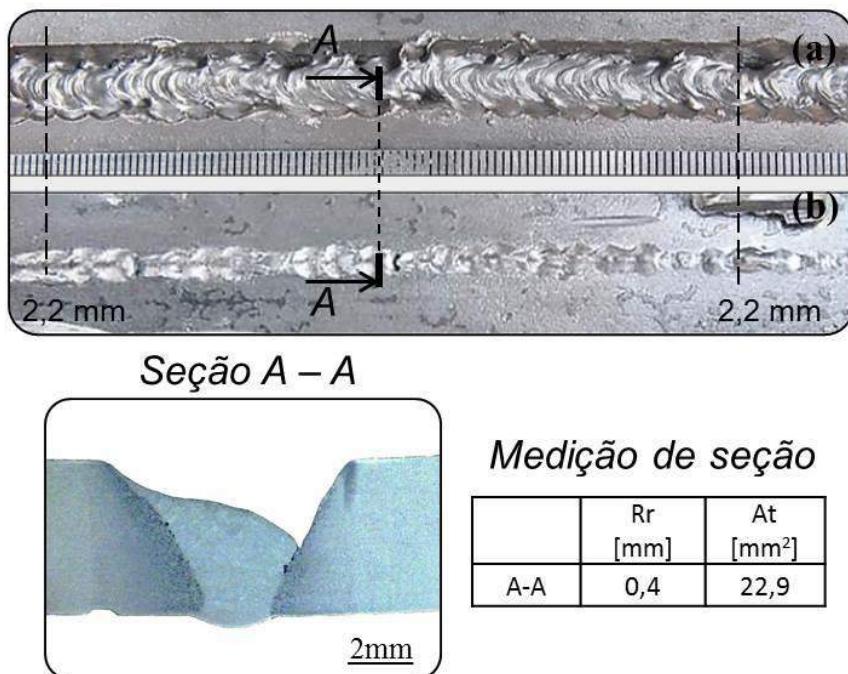


Figura 5.11 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento Nº 2: amplitude de tecimento de 4 mm; velocidade de soldagem de 2,6 mm/s; TPL = 0,40 s; TT = 0,40 s; folga constante de 2,2 mm; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

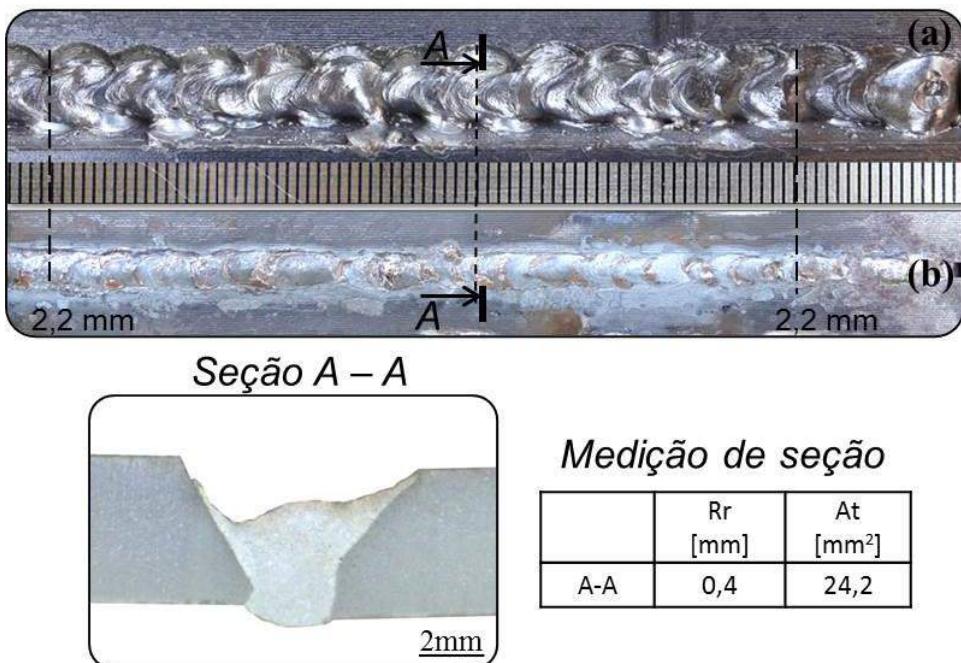


Figura 5.12 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento Nº 3: amplitude de tecimento de 4 mm; velocidade de soldagem de 2,6 mm/s; TPL = 0,60 s; TT = 0,60 s; folga constante de 2,2 mm; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

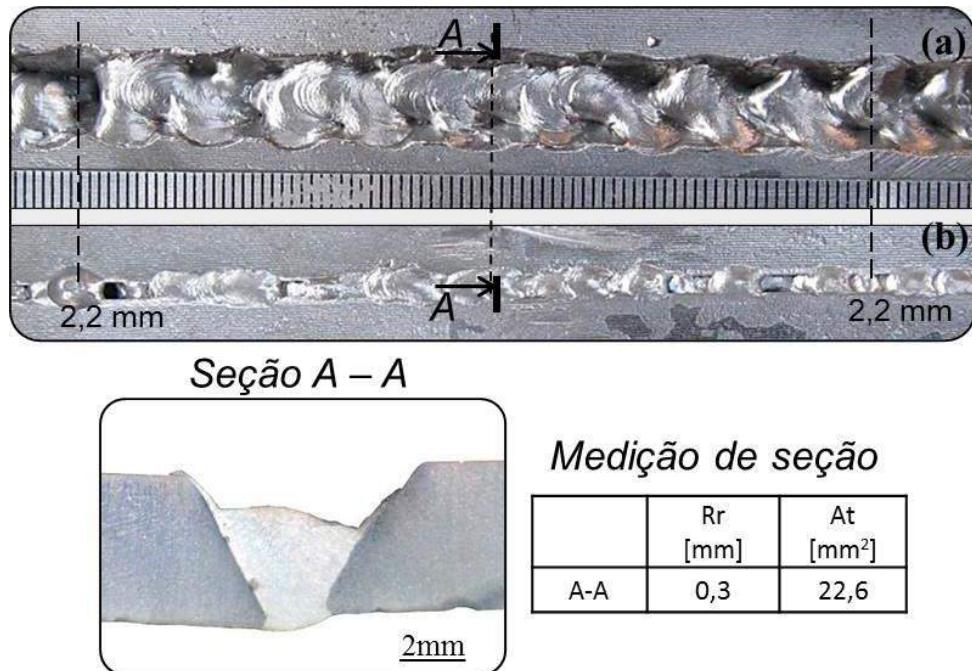


Figura 5.13 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento Nº 4: amplitude de tecimento de 4 mm; velocidade de soldagem de 2,6 mm/s; TPL = 0,80 s; TT = 0,80 s; folga constante de 2,2 mm; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

Os parâmetros de $TPL/TT = 0,20\text{ s}/0,20\text{ s}$ possibilitaram uma boa formação do cordão, vista superior e inferior são satisfatórias. O calor imposto parece ser balanceado perfeitamente, não permitindo aquecimento ou resfriamento em excesso, devido à alta frequência de tecimento, garantindo a fusão total das laterais e sem perfuração. Os parâmetros funcionam bem para folga entre as faces de 2,2 mm e mantém o bom comportamento até a folga de 2,5 mm. A partir dessa folga, os parâmetros devem ser ajustados para recuperar a qualidade dos cordões. Outros parâmetros, como $TPL/TT = 0,40\text{ s}/0,40\text{ s}$; $TPL/TT = 0,60\text{ s}/0,60\text{ s}$ e $TPL/TT = 0,80\text{ s}/0,80\text{ s}$ demonstraram capacidade de produzir seções transversais com reforços de raízes desejáveis, mas os aspectos superficiais foram irregulares. Assim, para se conseguir boa formação do cordão deve-se manter uma alta frequência de tecimento transversal.

5.3 – Aplicação do Processo MIG/MAG APSTT na soldagem de passe de raiz com folga de 6 mm

A soldagem de passe de raiz com folga de 6 mm é, como se espera, uma operação complicada para ser utilizada em soldagem autorizada. Por isto, nesta etapa do trabalho a folga de 6 mm é considerada como um limite máximo para soldagem, usando a tecnologia

aqui desenvolvida. Assim, o objetivo desta parte do trabalho foi encontrar parâmetros de tecimento transversal para a soldagem de passe de raiz com folga de 6 mm.

Todas as soldagens foram realizadas em placas de teste e configuração de junta iguais às do item anterior, exceto pela folga, que passou de 2,0 ($\pm 0,1$ mm) mm para 6,0 mm ($\pm 0,1$ mm). O demais parâmetros de soldagem foram os mesmos, apresentados na Tabela 5.2, exceto pela distância bico de contato-peça (DBCP) que foi aumentada para 25 mm, considerada a partir do fundo da espessura de chanfro, como mostrado na Figura 5.14. O aumento da DBCP aconteceu pela necessidade de fazer com que a formação da poça de fusão ocorra mais acima em relação ao fundo do chanfro, já que mesmo com DBCP de 22 mm estavam acontecendo perfurações. E isto seria possível pois, ao se aumentar a DBCP e mantendo-se invariáveis a corrente e a V_a , o arco cresceria, atuando mais nas paredes para cima.

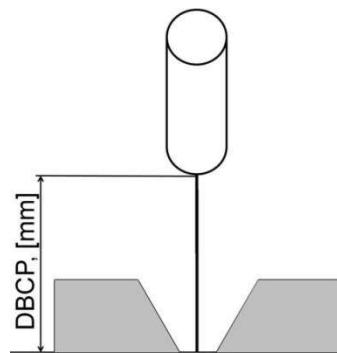


Figura 5.14 – DBCP no chanfro com folga de 6 mm

Os parâmetros do tecimento transversal estão apresentados na Tabela 5.3, trabalhando-se com uma amplitude de tecimento de 13 mm, considerada suficiente para essa folga. Os valores de velocidades de soldagem e TPL (tempo de parada lateral) e TT (tempo de transição), foram escolhidos a partir de algumas tentativas em experiências prévias.

Os resultados dos experimentos são apresentados nas Figuras de 5.15 a 5.17. A Figura 5.15 mostra que a soldagem de passe de raiz com folgas relativamente grandes (4 mm – 6 mm) é dificultada pelo comportamento do metal líquido, é complicado unir as bordas por uma poça estável. É muito complicado encontrar a velocidade de soldagem, que não cause perfuração e/ou separação de um cordão em dois. A execução deste experimento na velocidade de soldagem 1 mm/s já causa a perfuração. Foi tentado eliminar este comportamento pela mudança de TPL e TT (mas quase sem mudança do período e da frequência de tecimento) para tentar aumentar o nível de aquecimento das bordas e diminuir o resfriamento no meio da junta.

Tabela 5.3. – Parâmetros do tecimento transversais e de monitoramento dos sinais elétricos

Nº	TPL (s) ou (%)	TT (s) ou (%)	T (s)	fA (Hz)	A (mm)	V _s (mm/s)	V _a (m/min)			Aquisição dos dados			
							V _a CC+	V _a CC-	V _{ap}	I _m (A)	I _{rms} (A)	U _m (V)	U _{rms} (V)
5	0,23 (37%)	0,40 (63%)	1,26	0,80	13	1,2	2,8	2,8	2,8	84,2	106,8	19,9	20,3
6	0,30 (50%)	0,30 (50%)	1,20	0,83						91,4	118,2	19,8	20,1
7	0,23 (50%)	0,23 (50%)	0,92	1,08						89,6	115,0	19,5	19,9

Obs: TPL – tempo de parada lateral; TT – tempo de transição; T – período; fA – frequência; A – amplitude de tecimento; V_s – velocidade de soldagem V_a CC+ – velocidade de alimentação de MIG/MAG Pulsado, V_a CC- – velocidade de alimentação de MIG/MAG Polaridade Direita, V_{ap} – velocidade de alimentação ponderada; I_m – corrente media (absoluta); I_{rms} – corrente eficaz; U_m – tensão media; U_{rms} – tensão eficaz

A Figura 5.16 apresenta a melhoria da formação do cordão; obteve-se uma união por inteiro devido ao aumento do calor, mas a união não foi constante em todo comprimento do cordão. O experimento seguinte (Figura 5.17) foi feito com diminuição dos valores de TPL e TT de 0,30 s para TPL e TT de 0,23 s, que também causou a aumento da frequência de tecimento. A velocidade de soldagem foi diminuída para 1,1 mm/s (na velocidade de soldagem anterior, de 1,2 mm/s, foi observado a iminência de separação do cordão de solda em dois). Como ilustra a Figura 5.17, ocorreu ligação inteira do cordão (cordão único) e boa aparência, mas parece se estar no limite.



Figura 5.15 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento Nº 5: amplitude de tecimento de 13 mm; velocidade de soldagem de 1,2 mm/s; TPL = 0,23 s; TT = 0,40 s; folga constante de 6 mm; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

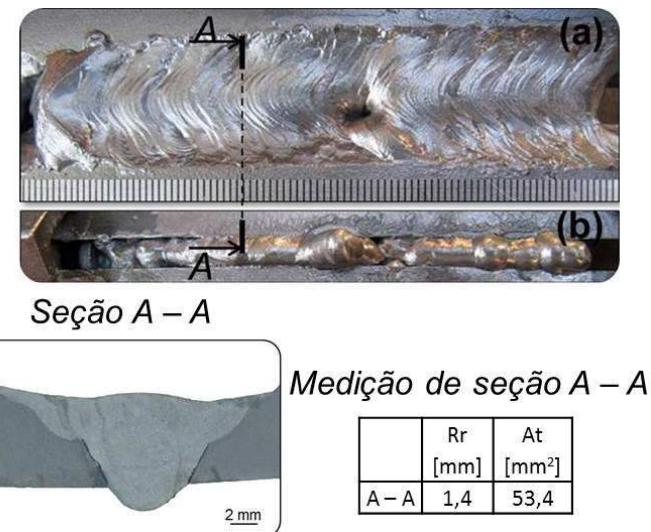


Figura 5.16 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento Nº 6: amplitude de tecimento de 13 mm; velocidade de soldagem de 1,2 mm/s; TPL = 0,30 s; TT = 0,30 s; folga constante de 6 mm; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

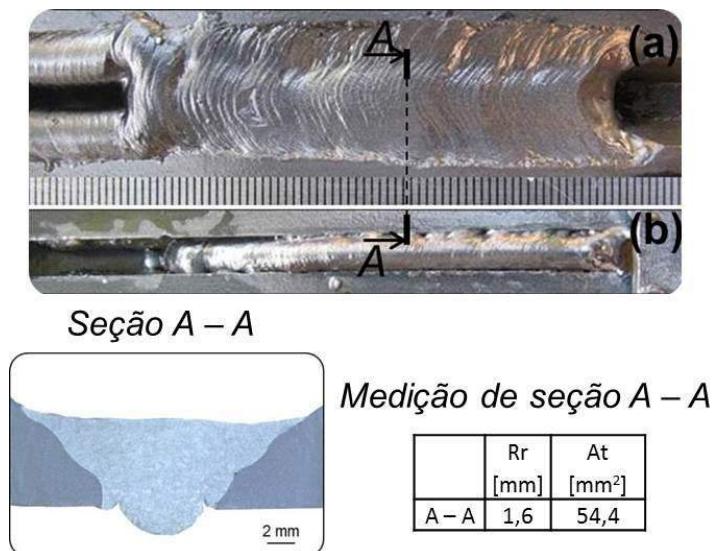


Figura 5.17 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento Nº 7: amplitude de tecimento de 13 mm; velocidade de soldagem de 1,2 mm/s; TPL = 0,23 s; TT = 0,23 s; folga constante de 6 mm; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

Verificou-se, assim, que pequenas diferenças na folga da junta ou no posicionamento da tocha de soldagem podem causar queda (escorramento) de metal líquido. E que pequenas alterações das condições podem provocar problemas na formação do cordão. Por isto, foi decidido repetir o uso destes parâmetros de tecimento transversal na soldagem com uma folga menor (5 mm), esperando uma formação do cordão mais robusta. Foram testadas duas velocidades de soldagem. Os parâmetros de tecimento transversais são apresentados na Tabela 5.4 e resultados dos experimentos Nº 8 e 9 estão apresentados abaixo nas Figura 5.18 e 5.19.

Tabela 5.4 – Parâmetros do tecimento transversais para folga de 5 mm e de monitoramento dos sinais elétricos

Nº	TPL (s) ou (%)	TT (s) ou (%)	T (s)	fA (Hz)	A (mm)	V_s (mm/s)	V _a (m/min)			Aquisição dos dados			
							V _a CC+	V _a CC-	V _{ap}	I _m (A)	I _{rms} (A)	U _m (A)	U _{rms} (A)
8	0,23 (50%)	0,23 (50%)	0,92	1,08	13	1,1	2,8	2,8	2,8	89,6	115,4	19,4	19,7
9						1,0				89,1	114,5	19,6	19,9

Obs: TPL – tempo de parada lateral; TT – tempo de transição; T – período; fA – frequência; A – amplitude de tecimento; V_s – velocidade de soldagem V_a CC+ – velocidade de alimentação de MIG/MAG Pulsado, V_a CC- – velocidade de alimentação de MIG/MAG Polaridade Direita, V_{ap} – velocidade de alimentação ponderada; I_m – corrente media (absoluta); I_{rms} – corrente eficaz; U_m – tensão media; U_{rms} – tensão eficaz

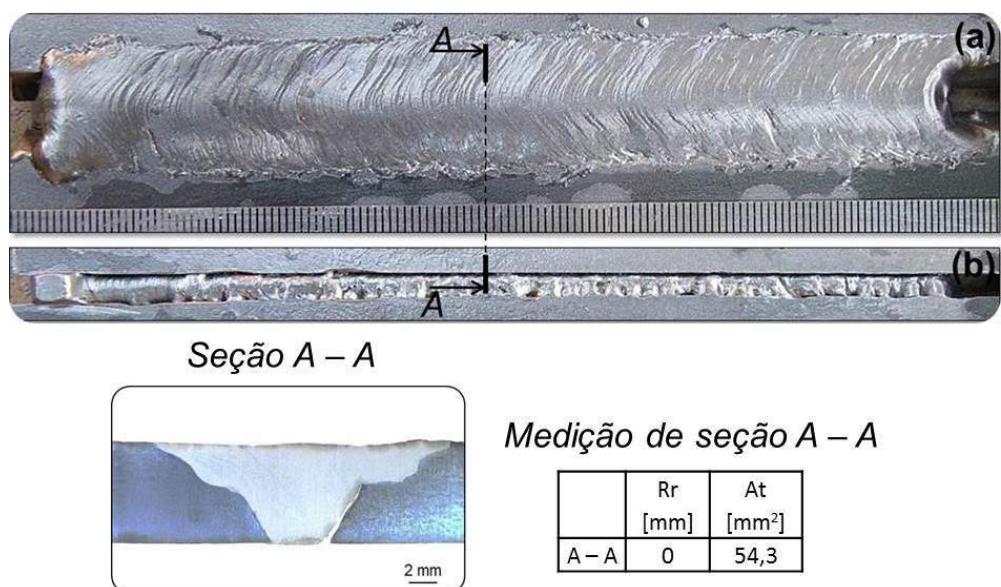


Figura 5.18 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento Nº 8: amplitude de tecimento de 13 mm; velocidade de soldagem de 1,1 mm/s; TPL = 0,23 s; TT = 0,23 s; folga constante de 5 mm; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

A Figura 5.18 apresenta um cordão estável durante todo comprimento, mas com falta de fusão nas laterais. Por isso a velocidade de soldagem foi diminuída em 0,1 mm/s, cujo resultado está apresentado na Figura 5.19. Como mostra essa figura, o cordão resultante apresentou bom acabamento e reforço da raiz, mas com falta de fusão (como em cordões anteriores). Assim, ainda é necessário fazer ajustes para evitar a falta da fusão na raiz dos cordões.

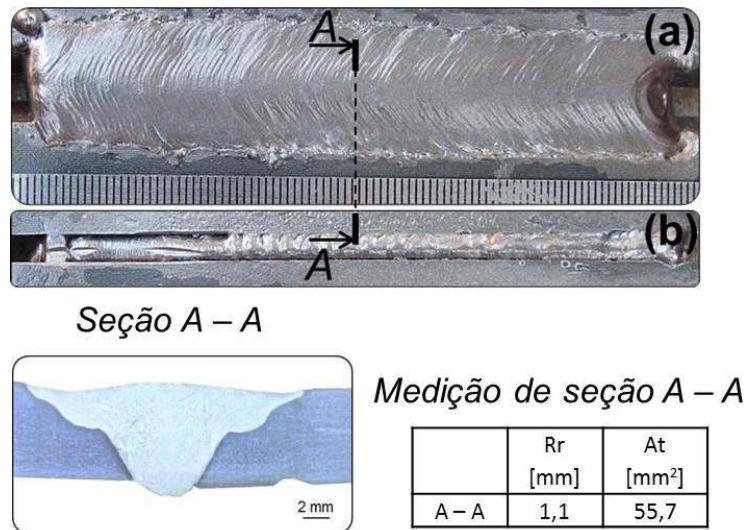


Figura 5.19 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento № 9: amplitude de tecimento de 13 mm; velocidade de soldagem de 1,0 mm/s; TPL = 0,23 s; TT = 0,23 s; folga constante de 5 mm; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

Após os testes realizados nesta parte do trabalho, pode-se dizer que a ideia de usar a tecnologia aqui desenvolvida (sincronizar os modos operacionais com tecimento transversal) para a soldagem de passes de raiz com folgas é promissora. A distribuição de calor e pressão do arco em locais apropriados do chanfro permite soldar com folgas menores (de 2 mm) sem dificuldades em grande faixa de parâmetros de tecimento transversal. A melhor formação do cordão foi observada na maior frequência de tecimento utilizada. Frequências baixas causam formação de cordões com faces (superfícies) irregulares, o que pode induzir a formação de defeitos em passes subsequentes, dificultando a execução de passes de enchimento. Juntas com folgas maiores (de 5 a 6 mm) podem ser soldadas com sucesso usando frequências de tecimento transversal e velocidade de soldagem baixas, mas pelo risco de falta de fusão deve-se ser feito um ajuste cuidadoso dos parâmetros.

Depois desses experimentos foi prevista a possibilidade de obtenção dos resultados positivos na soldagem do passe de raiz com abertura de 4 mm, como uma dimensão média das aberturas já usadas. Portanto, um estudo mais profundo da tecnologia será realizado em soldagem passe de raiz com abertura de 4 mm.

CAPÍTULO VI

APLICAÇÃO DE MIG/MAG APSTT NA SOLDAGEM DE PASSE DE RAIZ

6.1 – Metodologia

O objetivo desta parte do trabalho foi encontrar os parâmetros para soldagem de passe de raiz com abertura de 4 mm. Todas as soldagens foram realizadas sem cobrejuntas, em juntas de topo em V, com ângulo de abertura de 60° ($\pm 1^\circ$), sem nariz e com folga de 4,0 mm ($\pm 0,1$ mm). Chapas de aço ABNT 1020, com espessura de 6,3 mm, comprimento de 300 mm e largura de 30 mm, foram usados para a confecção das placas de teste. Como gás de proteção foram usadas as misturas Ar+5%O₂ e Ar+8%CO₂, com uma vazão de 15 l/min. Os parâmetros de soldagem consistiram de dois níveis de corrente média para o período com MIG/MAG Pulsado (100 e 130 A) e um nível de corrente para o período com MIG/MAG CC- (72 A). Todas as soldas foram executadas na posição plana, com a posição da tocha em perpendicular. A distância bico de contato-peça (DBCP) foi de 22 mm (Figura 6.1), para um comprimento de arco aproximado de 5 mm. Dois cordões foram feitos para cada condição para verificar a repetibilidade dos resultados.

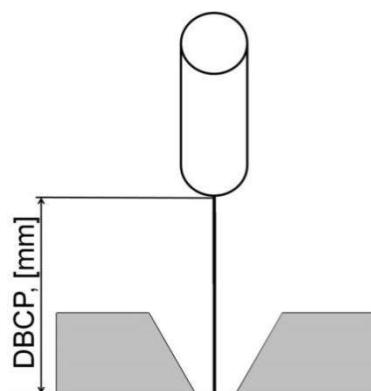


Figura 6.1 – Localização de DBCP no chanfro com folga de 4 mm

6.2 – Adequação da relação entre amplitude de tecimento e velocidade de soldagem para uma folga de 4 mm

Os experimentos foram feitos com os parâmetros de soldagem mostrados na Tabela 6.1 e utilizando o gás de proteção Ar+5%O₂.

Tabela 6.1 –Parâmetros de regulagem

MIG/MAG Pulsado						MIG/MAG CC-	
I _p (A)	t _p (ms)	I _b (A)	t _b (ms)	I _m (A)	V _a (m/min)	I _n (A)	V _a (m/min)
250	7,7	40	19,3	100	2,8	72	2,8

Obs: I_p – corrente de pulso; t_p – tempo de pulso; I_b – corrente de base; t_b – tempo de base; I_m – corrente média; V_a – velocidade de alimentação; I_n – corrente na polaridade negativa.

O tempo de funcionamento de cada modo operacional foi escolhido baseando em testes preliminares, os quais demonstraram o melhor comportamento com 0,11 s de parada lateral com MIG/MAG Pulsado e 0,19 s de ação no centro da junta com MIG/MAG CC-. Foi verificado que este tempo de ação dos modos operacionais possibilita garantir o calor necessário para fundir o metal de base e, ao mesmo tempo, o resfriamento da poça de fusão, regulando a viscosidade da poça (mas a amplitude do tecimento transversal e velocidade da soldagem precisaram ser adequados). Os parâmetros de tecimento (TPL, TT, período e frequência) utilizados durante os experimentos estão mostrados na Tabela 6.2.

Tabela 6.2 – Parâmetros de tecimento

TPL (s) ou (%)	TT (s) ou (%)	T (s)	fA (Hz)
0,11 (36,6%)	0,19 (63,3%)	0,6	1,66

Obs: TPL – tempo de parada lateral; TT – tempo de transição; T – período; fA – frequência

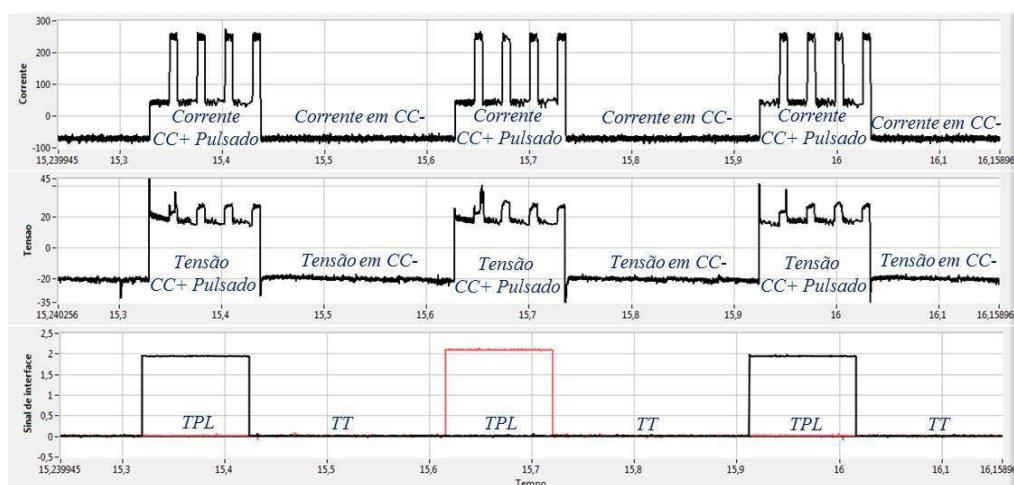


Figura 6.2 – Oscilogramas de sincronização do MIG/MAG Pulsado com o tempo de parada lateral (TPL) de 0,11 s e do MIG/MAG CC- com o tempo de transição (TT) de 0,19 s

Nesta etapa, a amplitude de tecimento transversal e a velocidade da soldagem vão ser os principais responsáveis pela determinação da quantidade de energia necessária e sua distribuição no metal fundido na junta. Por lógica, uma corrente relativamente baixa não permite usar um valor de velocidade de soldagem elevado. Por isso foram empregados para os testes iniciais os valores de 1 mm/s, 2 mm/s e 3 mm/s. O valor de amplitude do tecimento, com certeza, precisa ser maior do que a folga entre as faces, para evitar o queda de metal fundido. Então, sendo a folga de 4 mm, a cada lado da junta foi somado, primeiramente, 1,5 mm, dando uma amplitude de tecimento igual a 7 mm. Em seguida, somou-se 2,5 mm em cada lado, dando uma nova amplitude de 9 mm e, finalmente, somou-se 3,5 mm, propiciando 11 mm de amplitude.

Para tentar visualizar e entender o efeito da combinação dos valores de velocidade de soldagem e de amplitude de tecimento sobre a forma da onda do tecimento transversal para uma dada folga (linhas pontilhadas em vermelho) e um comprimento fixo de percurso (21 mm), foi feito o esquema ilustrativo apresentado na Figura 6.3. Este esquema mantém os valores arredondados do período, frequência, tempo de parada lateral e tempo de transição indicados na Tabela 6.2. O esquema mostra que menos ciclos (f) acontecem quando maior a velocidade de soldagem. Quanto maior amplitude, a trajetória de transição torna-se mais íngrime, pois menor é o tempo para se fazer a mesma trajetória transversal.

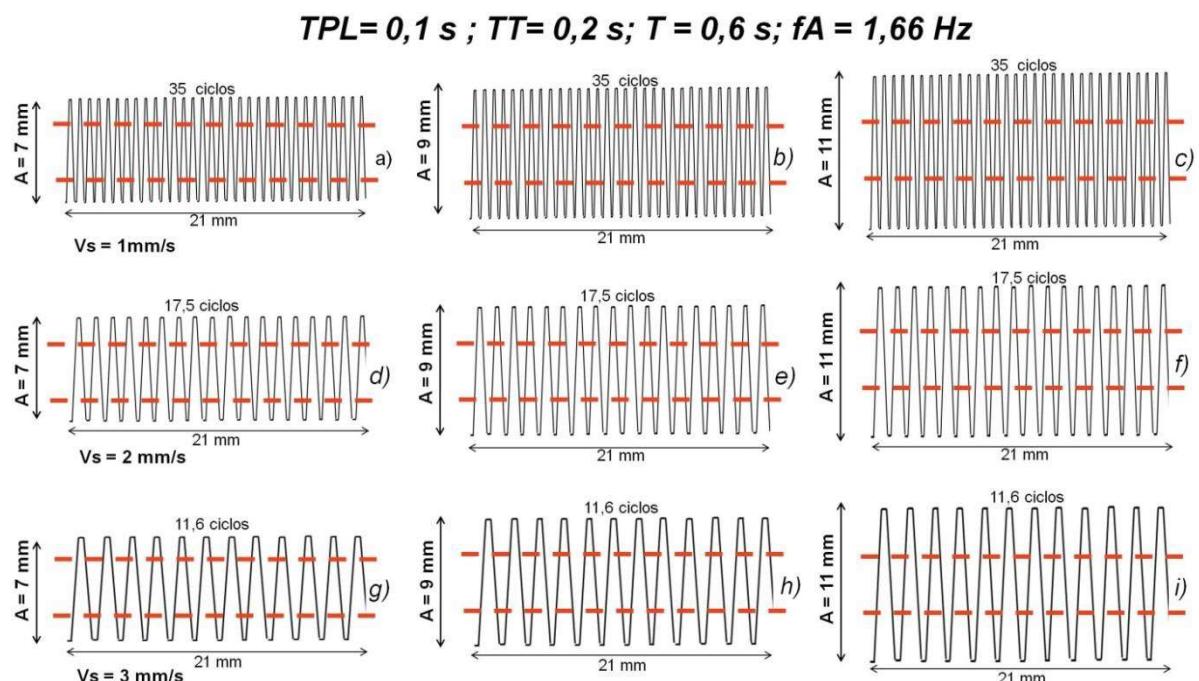


Figura 6.3 – Esquema do comportamento do tecimento transversal para diferentes velocidades de soldagem e amplitudes de tecimento: TPL – tempo de parada lateral; TT –

tempo de transição; T – período; f_A – frequência; A – amplitude de tecimento; V_s – velocidade de soldagem

Como pode se perceber através desta Figura 6.3, a diferença entre formas de ondas existe e é considerável. Deve-se esclarecer que o principal objetivo da velocidade de soldagem é o de regular a quantidade da energia de soldagem para definir a quantidade do metal fundido e o principal objetivo da amplitude de tecimento transversal é o de distribuir este metal fundido transversalmente na junta, influenciando a largura do cordão. Dentro de uma mesma velocidade de soldagem, a quantidade de metal depositado é igual e não depende da amplitude, mas o perfil da seção transversal é diferente dentro de uma mesma velocidade e com diferentes amplitudes de tecimento. Na maior amplitude, ocorre menor penetração no centro da junta; a linha de penetração é mais suave entre as laterais da junta e o meio. Já a menor amplitude concentra o metal mais no meio da junta, conduzindo a penetrações maiores.

O tempo que leva a tocha para realizar o movimento de transição quando é utilizada uma maior amplitude de tecimento é o mesmo tempo gasto pela tocha para realizar este movimento quando a amplitude é menor. Desta maneira, existe a necessidade de modificar o ângulo de transição de maior amplitude (θ_1), ou seja, ele acaba sendo sempre menor do que o ângulo de transição de menor amplitude (θ_2), como indica a Figura 6.4. Assim, na maior amplitude de tecimento, a tocha, durante o movimento de transição, tem uma trajetória mais reta.

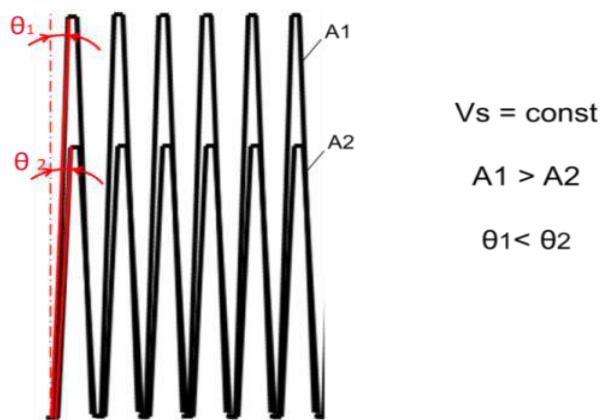


Figura 6.4 – Ilustração da diferença entre ângulos de transição na amplitude menor e maior: V_s – velocidade de soldagem; A – amplitude de tecimento; θ_2 – ângulo de transição

O ângulo de transição também é modificado com a mudança da velocidade de soldagem, como indica a Figura 6.5. Além disso, muda-se a distância entre os movimentos de transição da tocha (c) e (d), ou seja, a base do trapézio tem comprimentos diferentes com a mudança da velocidade, e, com isso, a quantidade dos períodos de tecimento por comprimento de cordão é modificada. Com o aumento da velocidade de soldagem, o ângulo

de transição cresce, a distância entre movimentos de transição aumenta e a quantidade dos períodos diminui por comprimento de cordão (em relação à velocidade de soldagem menor). Estes fatores dificultam a ligação do metal fundido e a manutenção da poça única, existindo uma possibilidade de separar a cordão, deixando-o irregular e não inteiro. Entretanto, tais fatores podem ajudar a distribuir o metal líquido, evitando a perfuração.

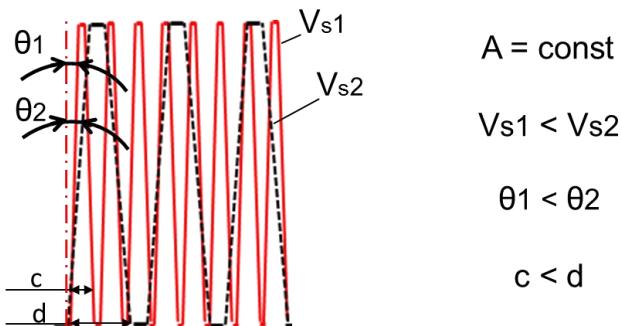


Figura 6.5 – Ilustração da diferença entre velocidade baixa e alta na mesma amplitude de tecimento: V_s – velocidade de soldagem; A – amplitude de tecimento; θ_2 – ângulo de transição; c,d – distância entre os movimentos de transição

Desta maneira, pode-se concluir que ambos os parâmetros (amplitude e velocidade de soldagem), independentemente um do outro, tem influência na forma de onda do tecimento. E no caso, quando eles estão mudando juntos, a influência da mudança da velocidade de soldagem continua a ter o mesmo comportamento (como no caso da distância entre movimentos de transições, e, então, no caso do ângulo de transição), mas a influência da mudança de amplitude de tecimento depende da velocidade de soldagem, o ângulo do movimento transversal nem sempre diminui com aumento da amplitude, pode também aumentar, dependendo da velocidade.

Pode ser que estas influências sejam mais suaves com apenas um modo operacional, mas quando se utiliza dois diferentes modos operacionais e distribuídos na junta a consequência pode ser importante. O perfil de distribuição dos modos operacionais de soldagem em relação ao movimento da tocha, dependendo da amplitude de tecimento e velocidade de soldagem, é apresentado na Figura 6.6.

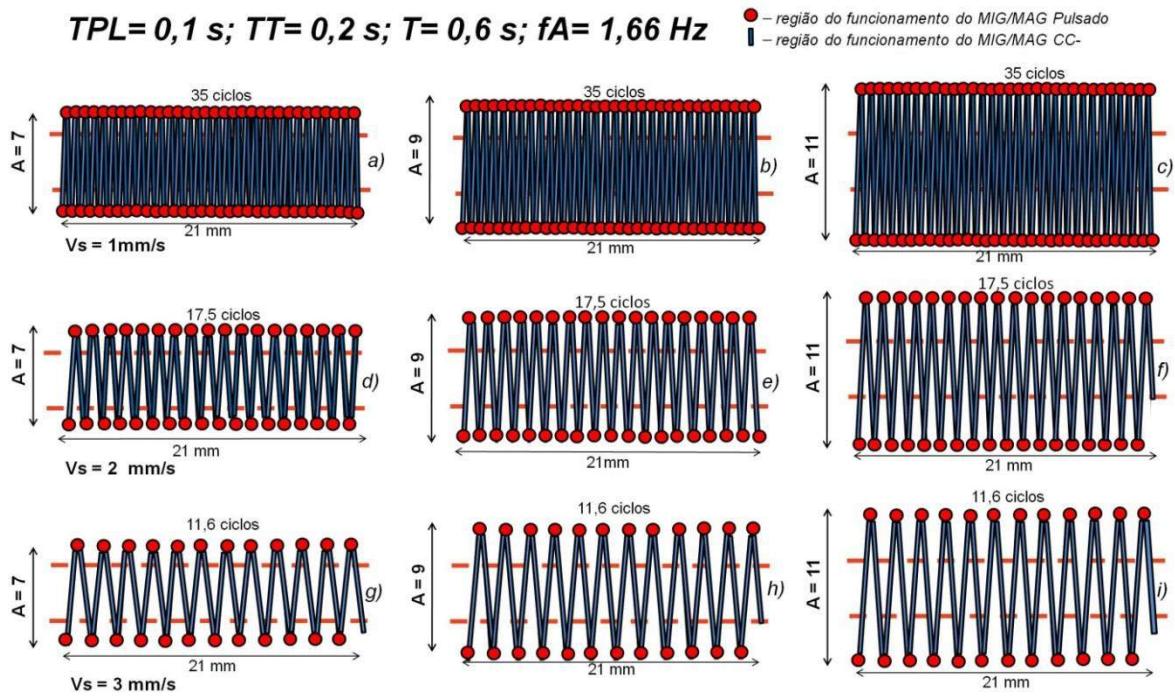


Figura 6.6 – Perfil de distribuição dos modos operacionais de soldagem em relação ao movimento da tocha: TPL – tempo de parada lateral; TT – tempo de transição; T – período; fA – frequência; A – amplitude de tecimento; V_s – velocidade de soldagem

Pode ser previsto que em casos como (a), (b) e (d) da Figura 6.6 é possível acontecer a perfuração, devido a grande concentração de movimentos perto da folga (linhas pontilhadas em vermelho). Nos casos (h) (i) e (f) pode ocorrer falta de material depositado, devido a grandes distâncias entre os movimentos. Por isso, para manter o cordão livre de defeitos e evitar perfuração, deve ser mantido o equilíbrio entre a velocidade de soldagem e a amplitude de tecimento. A relação entre a amplitude de tecimento e a velocidade de soldagem deve seguir um perfil como ilustrado na Figura 6.7.

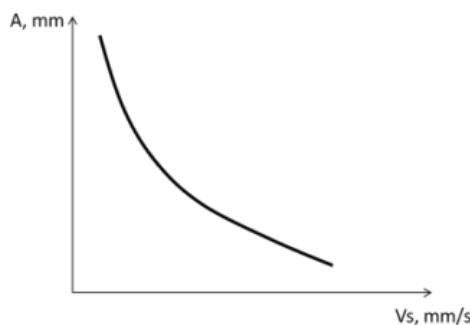


Figura 6.7 – Relação esquemática esperada entre velocidade de soldagem e amplitude de tecimento, mostrando que a amplitude deve ser menor para maiores velocidades de soldagem empregadas, para uma mesma taxa de deposição e frequência

Baseado nesta relação, os primeiros testes foram feitos nas diferentes velocidades de soldagem combinadas com a amplitude de tecimento mais adequada, teoricamente. Foram utilizadas as condições (c), (e) e (g) da Figura 6.6. As combinações dos parâmetros de velocidade de soldagem e amplitude de tecimento estão apresentadas na Tabela 6.3. A aparência típica dos cordões produzidos com estes parâmetros é apresentada na Figura 6.8.

Tabela 6.3 – Parâmetros de velocidade de soldagem, de amplitude de tecimento e de monitoramento dos sinais elétricos

Exp.Nº	A (mm)	V_s (mm/s)	V_a (m/min)			Aquisição dos dados			
			V_a CC+	V_a CC-	V_{ap}	I_m (A)	I_{rms} (A)	U_{ma} (V)	U_{rms} (V)
1	7	3	2,8	2,8	2,8	85,0	105,2	19,4	19,7
2	9	2				85,1	105,6	19,0	19,3
3	11	1				84,8	104,7	19,3	19,7

Obs: A – amplitude de tecimento; V_s – velocidade de soldagem V_a CC+ – velocidade de alimentação de MIG/MAG Pulsado, V_a CC- – velocidade de alimentação de MIG/MAGCC-, V_{ap} – velocidade de alimentação ponderada; I_m – corrente media (absoluta); I_{rms} – corrente eficaz; U_{ma} – tensão media absoluta; U_{rms} – tensão eficaz

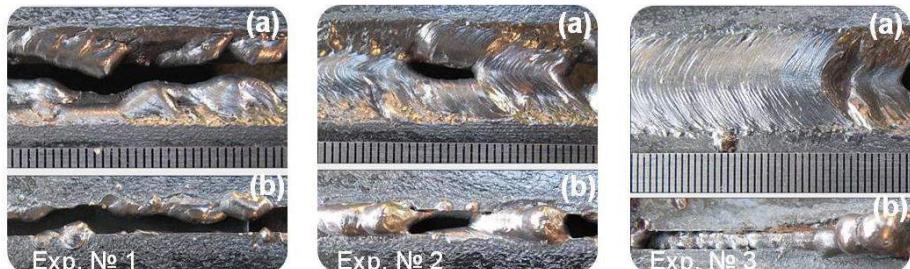


Figura 6.8 – Aspectos superficiais dos cordões de experimento; Exp. Nº 1: A = 7 mm, V_s = 3 mm/s; Exp. Nº 2: A = 9 de mm, V_s = 2 de mm/s; Exp. Nº 3: A = 11 mm, V_s = 1 mm/s; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior/raiz

Como pode se observar, a velocidade de soldagem é uma das principais variáveis do processo, pois regula o nível da energia de soldagem. Além disso, a velocidade de soldagem influencia na forma da poça e na posição do arco na poça. Como já se sabe da literatura, maiores velocidades de soldagem tendem a alongar a poça de fusão, levando a um formato do tipo gota. Por outro lado, baixas velocidades de soldagem tendem a arredondar a poça, levando a formatos do tipo elíptico. Estes três experimentos feitos com diferentes amplitudes de tecimento e correspondentes (diferentes) velocidades da soldagem mostraram diferentes casos em relação à formação do cordão, formato da poça e localização o arco na poça de fusão, como ilustrado na Figura 6.9.

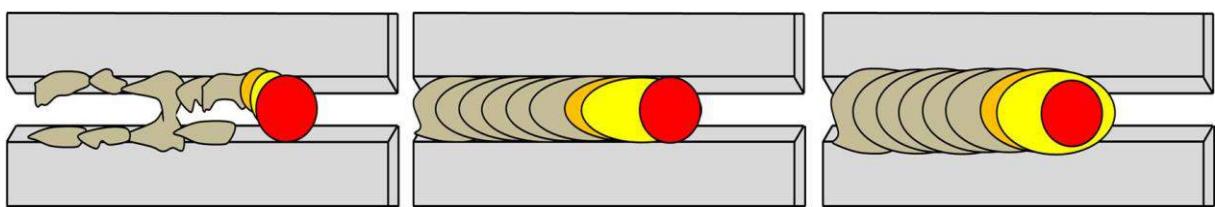


Figura 6.9 – Ilustração da influência de combinação de velocidade de soldagem e de amplitude de tecimento transversal na formação da poça de fusão: a) alta velocidade/pequena amplitude de tecimento; b) velocidade média/amplitude média; c) baixa velocidade/grande amplitude

O experimento Nº 1 mostrou que o material depositado ficou nas bordas do chanfro e praticamente ausente da parte central da junta, indicando falta de material devido à elevada velocidade de soldagem. Neste caso, o arco forma a poça só nas laterais do chanfro, e o tamanho dela é tão pequeno que não tem como unir à outra borda. A porção de material depositado sobre a folga é perdida, ou seja, ocorre o vazamento de metal na raiz. Então, uma velocidade de soldagem muito alta combinada com uma amplitude de tecimento pequena não permite inserir uma quantidade de calor necessário por unidade de comprimento para criar uma poça estável. Neste caso, o arco fica pulando de um lado para outro, só causando o depósito parcial de material, de forma irregular, nas laterais da junta, como indica a Figura 6.9(a). Assim, a combinação de amplitude de tecimento de 7 mm com a velocidade de soldagem de 3 mm/s não se mostrou adequada.

O experimento Nº 2 mostrou que o aumento da amplitude para 9 mm e a diminuição da velocidade para 2 mm/s influencia favoravelmente na formação da junta soldada. A quantidade de material fundido foi suficiente para juntar (fechar) o chanfro. A vista inferior do passe de raiz no início do cordão tem aparência aceitável, mas o material se segura abaixo da junta durante pouco tempo e depois o cordão se divide em dois, devido à predominância da força superficial da poça, que fica na borda da junta. Então, o cordão não foi estável, com propensão a sistemática separação. Este fato pode ser provocado devido à ainda poder existir falta de material fundido, o que não permitiria manter um cordão único. Além disso, como a velocidade de soldagem foi alta elevada, ocorre a formação de poça do tipo gota e o arco tende a se localizar à frente da poça, como mostra a Figura 6.9(b). De acordo com Savage; Nippe; Agusa (1979), um outro fator que pode influenciar está intimamente associado com a pressão do arco, a qual atua sobre o metal fundido na frente da poça e empurra o metal líquido para região posterior da poça, formando um perfuração sob o arco, o que pode deixar um vazio (não preenchido) após o arco ser deslocada para frente com velocidade alta, o que dificulta o enchimento da chanfro. Então, a valor da velocidade de soldagem foi ainda considerado ser elevado para a amplitude combinada.

O experimento Nº 3 mostrou que a utilização de uma amplitude de 11 mm e velocidade de 1 mm/s já não exibe falta de material. Ao contrário, houve o completo preenchimento da junta. O aspecto superficial geral do cordão é bom, pelo menos no início, cobrindo completamente as bordas da junta, garantindo assim uma raiz satisfatória (é provável que houve vazamento de material no final devido ao aquecimento da chapa). Ainda, uma poça do tipo elíptica provavelmente é formada, como o arco tendendo a ficar no meio da poça, como mostrado na Figura 6.9(c), o que torna a poça de fusão mais resistente à pressão do jato do que no caso anterior. Não ficou claro, porém, sobre qual localização do arco na poça que seria a melhor, mas foi observado que o experimento Nº 3 parece ter maior potencial para obtenção de juntas de qualidade.

6.3 – Influência de velocidade de soldagem na formação do cordão para uma dada amplitude de tecimento transversal

Dando continuidade aos experimentos, resolveu-se manter o valor da amplitude de tecimento transversal igual a 11 mm e variar apenas a velocidade de soldagem em valores crescentes e escalonados. Foi iniciada a soldagem a partir de velocidade igual a 1,10 mm/s e, a cada teste, acrescendo-a em degraus de 0,1 mm/s. Os valores de regulagem da velocidade aplicados estão apresentados na Tabela 6.4. Deve-se ressaltar que não se estaria verificando isoladamente a influência da velocidade de soldagem, uma vez que haveria concorrentemente a influência do metal depositado no comportamento do cordão soldado como passe de raiz.

Os aspectos de cordões e os perfis dos cordões na seção transversal resultante desses experimentos estão apresentados nas Figuras 6.10 a 6.15. Todos os cordões mostraram boa aparência, com ondulações de alta frequência. A largura cobre toda superfície da junta, comparando-se com o nível da superfície das placas de teste, preenchendo completamente as bordas da junta.

Tabela 6.4 – Valores de velocidade de soldagem e de monitoramento dos sinais elétricos

Exp. №	A (mm)	V_s (mm/s)	V_a (m/min)			Aquisição dos dados			
			V_a CC+	V_a CC-	V_{ap}	I_m (A)	I_{rms} (A)	U_{ma} (V)	U_{rms} (V)
Nº4	11	1,10	2,8	2,8	2,8	83,7	105,2	19,6	20,2
Nº5		1,20				83,3	103,7	19,4	19,9
Nº6		1,30				82,2	104,0	19,3	20,6
Nº7		1,40				85,5	105,9	20,3	20,8
Nº8		1,50				84,4	105,3	19,8	20,3
Nº9		1,60				83,7	103,9	19,7	20,1

Obs: A – amplitude de tecimento; V_s – velocidade de soldagem; V_a CC+ – velocidade de alimentação de MIG/MAG Pulsado, V_a CC- – velocidade de alimentação de MIG/MAG Polaridade Direita, V_{ap} – velocidade de alimentação ponderada; I_m – corrente media (absoluta); I_{rms} – corrente eficaz; U_m – tensão media absoluta; U_{rms} – tensão eficaz

Ao avaliar-se a raiz do cordão, foi observado que os cordões apresentaram comportamento permanente durante todo comprimento do cordão, sem grande variação no reforço da raiz. Mas não foi observada a fusão constante entre as bordas da junta nas diferentes velocidades de soldagem. A linha de fusão nos casos dos cordões Nº 4 e Nº 5 ausentam-se inteiramente, enquanto nos casos de cordões Nº 6, Nº 7 e Nº 8, apresentam-se parcialmente e de forma descontínua. No caso do cordão Nº 9, só no fim do cordão apareceu falta de fusão.



Figura 6.10 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento Nº 4: amplitude de tecimento de 11mm; velocidade de soldagem de 1,10 mm/s; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz



Figura 6.11 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento Nº 5: amplitude de tecimento 11 mm; velocidade de soldagem 1,20 mm/s; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

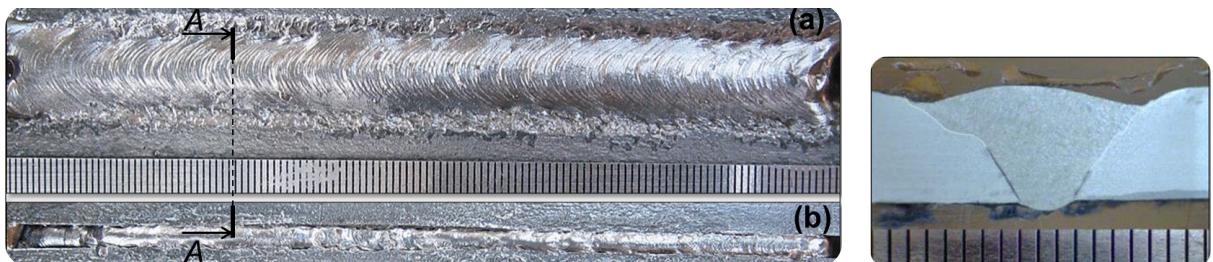


Figura 6.12 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento Nº 6: amplitude de tecimento de 11 mm, velocidade de soldagem de 1,30 mm/s; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

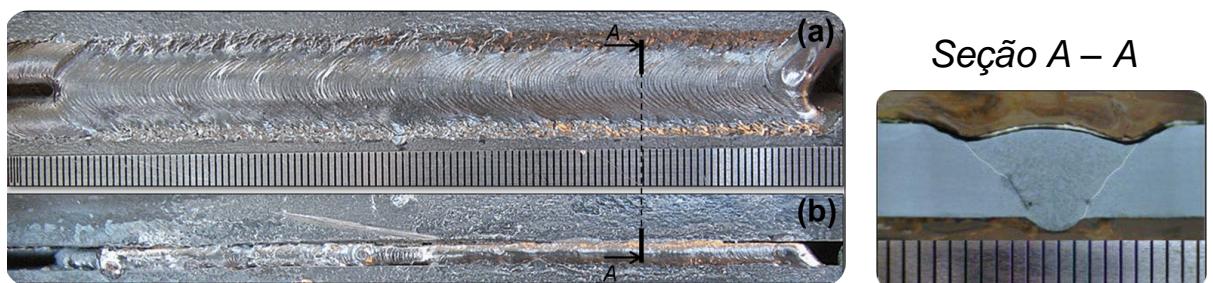


Figura 6.13 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento Nº 7: amplitude de tecimento 11 mm; velocidade de soldagem de 1,40 mm/s; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

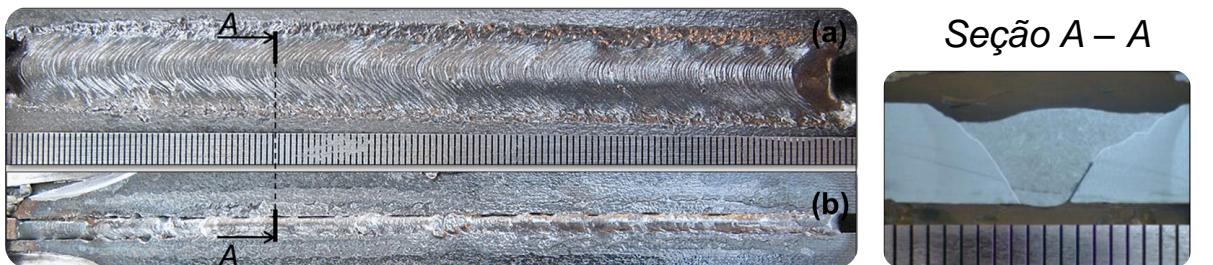


Figura 6.14 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento Nº 8: amplitude de tecimento de 11 mm; velocidade de soldagem de 1,50 mm/s; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

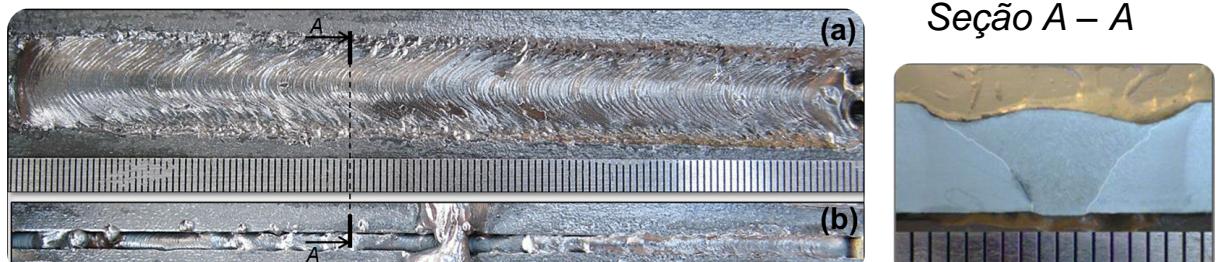


Figura 6.15 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento Nº 9: amplitude de tecimento de 11 mm; velocidade de soldagem de 1,60 mm/s; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

O valor do reforço do passe de raiz dos cordões dos experimentos Nº 4, Nº 5, Nº 6 e Nº 7 foram, respectivamente, 0,6 mm, 0,7 mm, 0,5 mm e 0,9 mm, sendo que para os cordões Nº 8, Nº 9 obteve-se 0,2 mm e 0,1 mm. A tendência correspondente à relação entre

velocidade da soldagem e a penetração está mostrada na Figura 6.16. Percebe-se uma tendência de redução do reforço do passe de raiz com aumento da velocidade, devido à diminuição da energia de soldagem, fato conhecido da literatura. Mas também se observa que para baixas velocidades de soldagem há um crescimento do reforço à medida que a velocidade de soldagem é acrescida. Este fenômeno é justificado pelo efeito da interposição da poça (cujo efeito é progressivamente menor para maiores velocidades de soldagem, que supera o efeito da energia da soldagem).

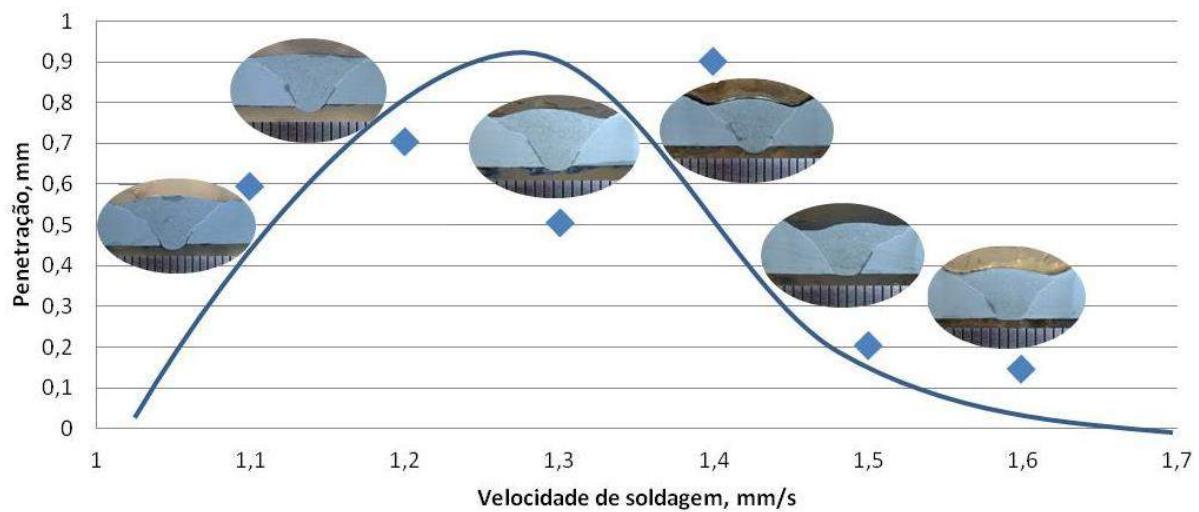


Figura 6.16 –Tendência de redução a penetração com aumento de velocidade de soldagem

Através de macrografias, confirmou-se a presença de falta de fusão em todos os cordões. Os cordões № 4, № 5, № 6 mostraram a falta de fusão em ambos os lados, ocupando maior parte da junta. Nos cordões № 6, № 7, № 8 (maiores velocidades de soldagem, consequentemente menor energia de soldagem e menor volume do cordão), a falta de fusão prepondera em um lado e ocupa menor parte da junta. Então, há evidências de melhoria da fusão das bordas com aumento da velocidade de soldagem, como indica a Figura 6.17.

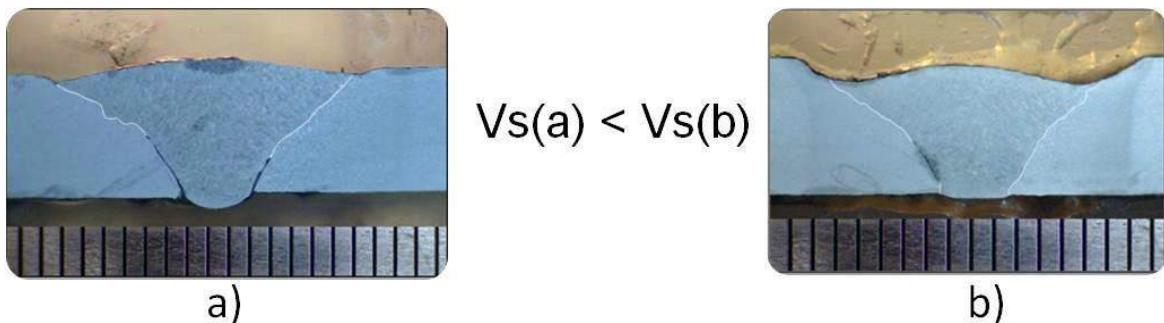


Figura 6.17 – Influência de aumento da velocidade de soldagem sobre a fusão das bordas

Porém, houve fusão total da junta na parte de cima do meio da junta em todos os cordões. Baseando-se nestes resultados, acredita-se que a fusão das bordas foi fundamentalmente feita através do modo operacional Pulsado, localizado nas bordas, mas a entrega de calor não conseguiu chegar até a parte baixa da junta. Além disso, a transferência de calor de cima para baixo foi complicada pela porcentagem no modo CC-, que foi duas vezes maior em duração do que do Pulsado, esfriando a poça.

O melhor resultado (menor falta de fusão), foi alcançado com a condição paramétrica do cordão Nº 9. Mas, ao mesmo tempo da diminuição da falta de fusão foi também reduzido o reforço da raiz para valores muito baixos (0,15 mm), colocando em risco o objetivo do trabalho (obter o cordão com fusão total das bordas e reforço da raiz adequado). Assim, nem um dos cordões foi considerado aprovado pelos dois critérios. Entretanto, fazendo-se um balanço entre o reforço da raiz adequado e a menor falta de fusão, adotou-se o cordão Nº 7, com reforço da raiz de 0,9 mm e pouca falta de fusão unilateral, como a de condição paramétrica (velocidade de soldagem de 1,4 mm/s) padrão para futuras análises.

Ainda foi observado que com aumento da velocidade de soldagem é mais difícil iniciar o cordão, como é no caso do cordão Nº 4, com velocidade 1,40 mm/s. Por isto, no casos dos cordões Nº 5 e Nº 6, com velocidades 1,50 mm/s e 1,60 mm/s, respectivamente, foi feita uma pequena parada para criar poça antes de iniciado o movimento da tocha, obtendo-se cordões uniformes em todo comprimento. A diferença do comportamento dos inícios dos cordões (feitos sem parada e com parada inicial) é mostrada na Figura 6.18.

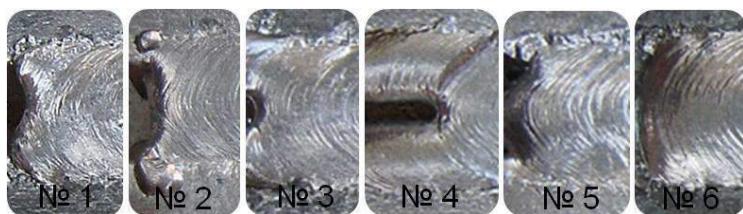


Figura 6.18 – Ilustração para mostrar a diferença entre os inícios dos cordões Nº 1, Nº 2, Nº 3 e Nº 4, feitos sem parada inicial da tocha, e Nº 5, Nº 6, feitos com parada inicial da tocha

Desta forma, foram propostas possíveis abordagens para reduzir a falta de fusão, a saber:

1. Mudar o percentual do tempo de funcionamento dos modos operacionais (para aquecer mais as laterais);
2. Mudar a posição da mudança dos modos operacionais, da posição no extremo da amplitude de tecimento para uma posição antes de se alcançar o extremo do tecimento (indiretamente fazendo que o modo pulsado aja por maior tempo);
3. Diminuir o valor de amplitude de tecimento;
4. Aumentar o nível de corrente média no modo operacional Pulsado;
5. Mudar o gás de proteção de Ar+5%O₂ para Ar+8%CO₂ (gás mais “quente”).

6.4 – Tentativa de se evitar a falta de fusão nos laterais das bordas de chanfro através de aumento do corrente e mudança de gás de proteção

A corrente média no modo operacional Pulsado foi aumentada de 100 A para 130 A (presente a condição de uma gota por pulso), mantendo-se o modo operacional CC- o mesmo nível de corrente. Para esta condição, avaliou-se o efeito do gás de proteção (Ar+5%O₂ e Ar+8%CO₂), mantendo-se a vazão de gás em 15 l/min, fazendo-se cordões sem tecimento transversal em forma de simples depósito sobrechapa. Os parâmetros de soldagem utilizados são apresentados na Tabela 6.5, enquanto os resultados são vistos na Figura 6.19. Pode-se observar que o intento de aumentar o calor imposto pelo uso de um gás de proteção mais “quente” foi alcançado, pois tanto a área fundida como a penetração aumentaram, para uma mesma energia de soldagem e mesmo volume de cordão.

Tabela 6.5 – Parâmetros de soldagem para MIG/MAG Pulsado e de monitoramento dos sinais elétricos

MIG/MAG Pulsado						Outros				Aquisição dos dados			
I _p (A)	t _p (ms)	I _b (A)	t _b (ms)	I _m (A)	V _a (m/min)	Gás de proteção	Condição do transferência Metálica	DBCP (mm)	V _s (mm/s)	I _m (A)	I _{rms} (A)	U _{ma} (V)	U _{rms} (V)
250	9,0	40	12,0	130	3,5	Ar+5%O ₂	UGPP	22	1,4	129,8	169,8	21,5	21,9
270	9,6	40	14,9	130	3,5	Ar+8%CO ₂	UGPP	22	1,4	96,4	133,6	22,7	23,2

Obs: I_p – corrente de pulso; t_p – tempo de pulso; I_b – corrente de base; t_b – tempo de base; I_m – corrente média; V_a – velocidade de alimentação; DBCP – a distância bico de contato-peça; V_s – velocidade de soldagem; I_m – corrente media (absoluta); I_{rms} – corrente eficaz; U_m – tensão media absoluta; U_{rms} – tensão eficaz



Figura 6.19 – Aspecto dos cordões feitos com corrente média de MIG/MAG Pulsado de 130 A e diferentes gases de proteção

Os parâmetros para próximas soldas são apresentados na Tabela 6.6. Foi feito pequeno ajuste na velocidade de alimentação no modo operacional CC-, para ajustar a nova

condição de maior corrente no modo Pulsado. A velocidade de soldagem foi escolhida com um valor de 1,40 mm/s, a qual havia mostrado melhor comportamento nos testes anteriores. Mas também foi aumentada para 1,60 mm/s e 1,80 mm/s. O tempo de funcionamento dos modos operacionais também foi um pouco alterado, devido à redução da soma de t_p e t_b no modo pulsado, que ficou igual a 24,5 ms. Assim, a quantidade dos pulsos em cada período na lateral aumentou de 4 para 5. A amplitude de tecimento foi mantida em 11 mm.

Tabela 6.6 – Parâmetros de regulagem

MIG/MAG Pulsado						MIG/MAG CC-	
I_p (A)	t_p (ms)	I_b (A)	t_b (ms)	I_m (ms)	V_a (m/min)	I_n (A)	V_a (m/min)
270	9,6	40	14,9	130	3,5	72	2,9

Obs: I_p – corrente de pulso; t_p – tempo de pulso; I_b – corrente de base; t_b – tempo de base; I_m – corrente média; V_a – velocidade de alimentação; I_n – corrente na polaridade negativa

Os parâmetros do tecimento transversal e velocidade de soldagem para a realização de três testes estão apresentados na Tabela 6.7, enquanto oscilogramas para comprovar a sincronização de TPL e TT com a corrente de soldagem são mostrados na Figura 6.20. As aparências dos cordões resultantes dos experimentos estão apresentadas nas Figuras 6.21 a 6.23 (foram retiradas duas seções transversais para confirmar a presença ou ausência de falta de fusão).

Tabela 6.7 – Parâmetros de tecimento e de monitoramento dos sinais elétricos

Exp. Nº	TPL (s) ou (%)	TT (s) ou (%)	T (s)	fA (Hz)	A (mm)	V_s (mm/s)	V_a (m/s)			Aquisição dos dados			
							V_a CC+	V_a CC-	V_{ap}	I_m (A)	I_{rms} (A)	U_m (V)	U_{rms} (V)
Nº 10	0,12 (40%)	0,18 (60%)	0,6	1,66	11	1,4	3,5	2,9	3,15	97,1	123,8	21,0	21,2
Nº 11						1,6				93,4	121,2	20,7	21,3
Nº 12						1,8				96,7	123,0	20,9	21,1

Obs: TPL – tempo de parada lateral; TT – tempo de transição; T – período; fA – frequência; A – amplitude de tecimento; V_s – velocidade de soldagem; V_a CC+ – velocidade de alimentação de MIG/MAG Pulsado, V_a CC- – velocidade de alimentação de MIG/MAG Polaridade Direita, V_{ap} – velocidade de alimentação ponderada; I_m – corrente media (absoluta); I_{rms} – corrente eficaz; U_m – tensão media; U_{rms} – tensão eficaz

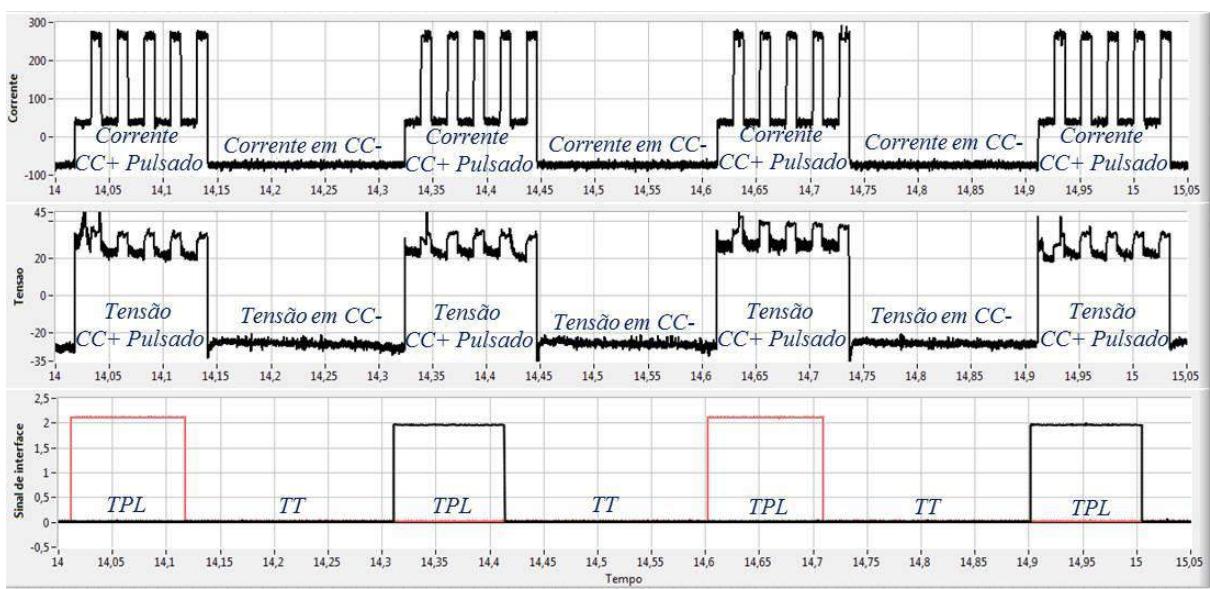


Figura 6.20 – Oscilograma corrente, tensão e de sincronização MIG/MAG Pulsado com tempo de parada lateral (TPL) igual 0,12 s e MIG/MAG CC- com tempo de transição (TT) igual 0,18 s

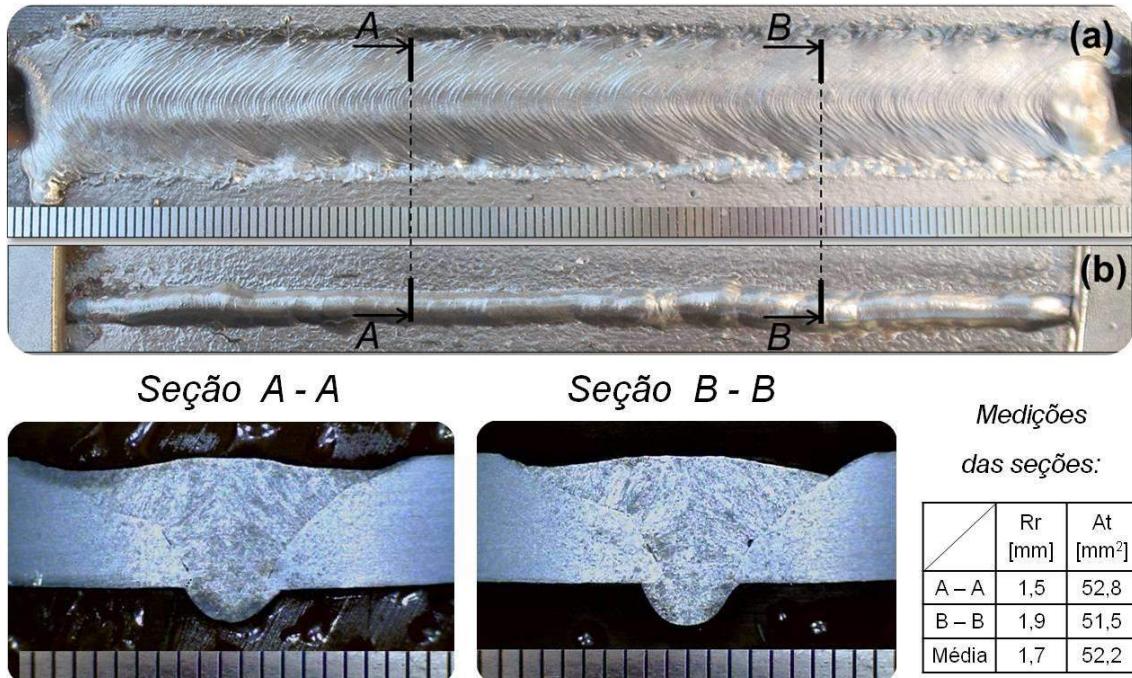


Figura 6.21 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento Nº 10: amplitude de tecimento de 11 mm; velocidade de soldagem de 1,40 mm/s; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

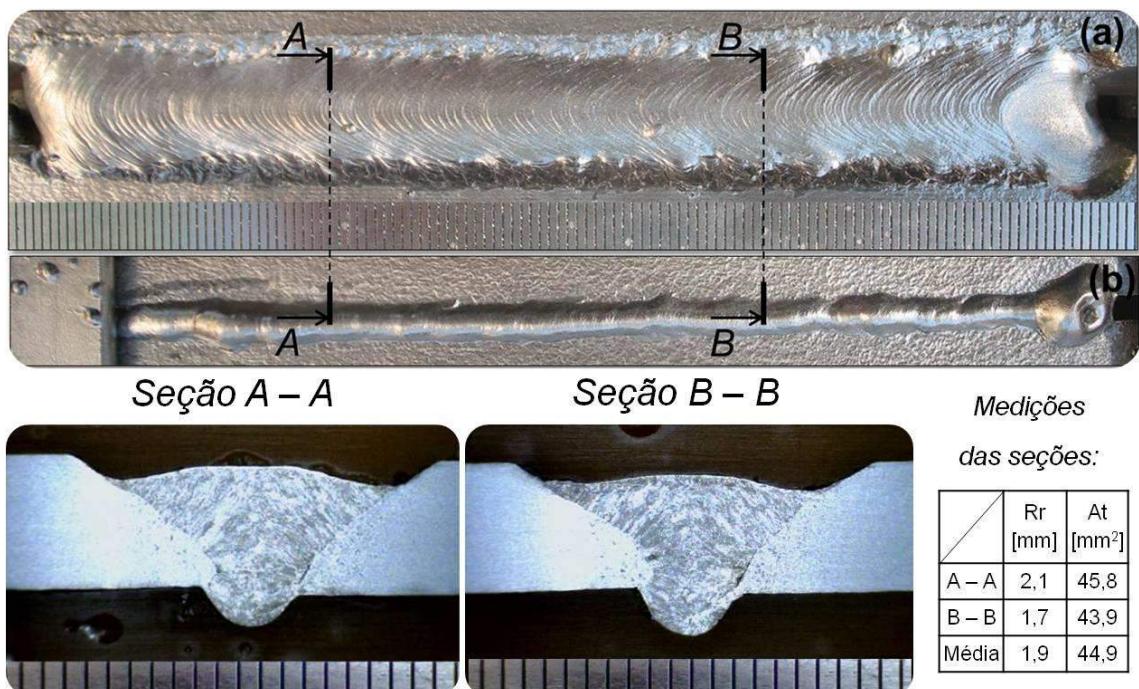


Figura 6.22 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento № 11: amplitude de tecimento de 11 mm; velocidade de soldagem de 1,60 mm/s; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

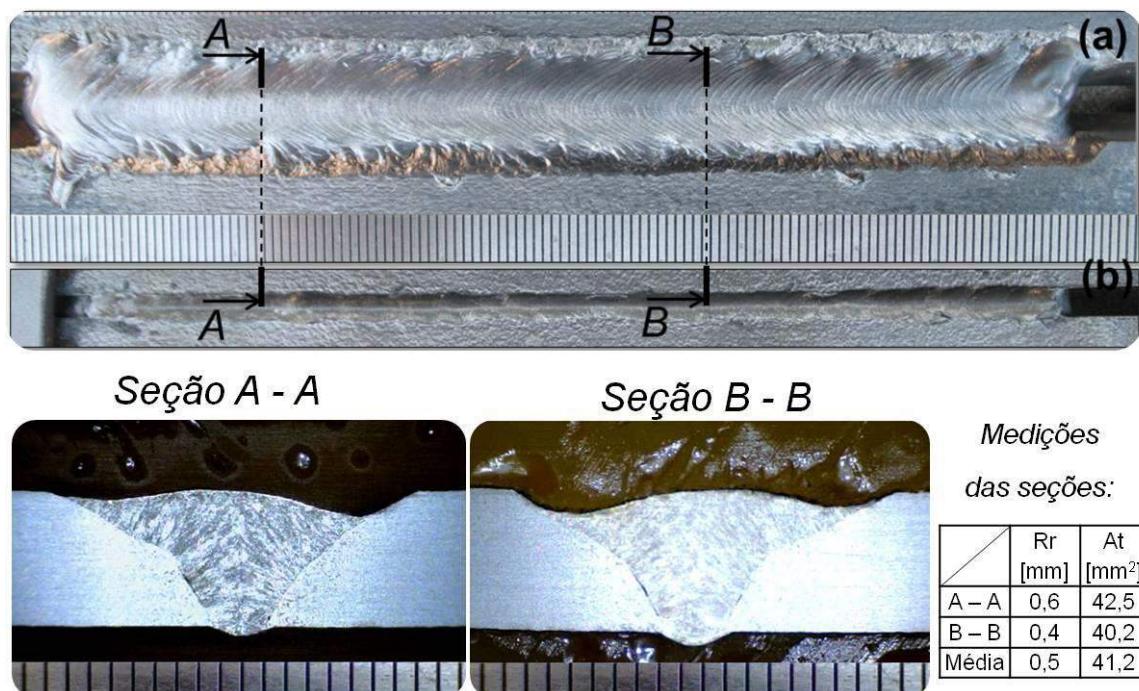


Figura 6.23 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento № 12: amplitude de tecimento de 11 mm; velocidade de soldagem de 1,80 mm/s; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

Como se pode perceber pelas figuras, o uso de uma maior corrente nos tempos de ação de pulso permitiu cordões praticamente sem falta de fusão. Além disto, permitiu trabalhar em velocidades de soldagem maiores (aumentando potencialmente a produtividade). Com velocidades de soldagem de 1,4 mm/s e 1,8 mm/s, o reforço de raiz ficou entre 1,7 a 1,9 mm. A pequena falta de fusão não se apresenta mais na parte baixa da junta, sugerindo que as faces da raiz estão fundidas (o calor consegue chegar até o fundo).

Para ilustrar a melhoria alcançada, a Figura 6.24 apresenta seções transversais dos cordões feitos com manutenção de área do metal depositado, mas diferentes nível de corrente média em MIG/MAG Pulsado e diferentes gás de proteção. Área fundida total aumentou em 10%, a largura em 6% e o reforço da raiz em quase 110% (ou em duas vezes). Os resultados comprovaram que a intenção de se aumentar a fusão pelo aumento do nível de corrente e mudança de gás de proteção foi acertada.



Rr [mm]	At [mm²]
0,9	40,7

Gás de proteção – Ar + 5% O₂; Im Pulsado = 100 A; Va = 2,8 m/min; TPL = 0,11 s; In CC- = 72 A; Va = 2,8 m/min; TT = 0,19 s; Va (media) = 46,7 mm/s; Vs = 1,40 mm/s; Va/Vs = 33,3



Rr [mm]	At [mm²]
1,9	44,9

Gás de proteção – Ar + 8% CO₂; Im Pulsado = 130 A; Va = 3,5 m/min; TPL = 0,12 s; In CC- = 72 A; Va = 2,9 m/min; TT = 0,18 s; Va (media) = 51,7 mm/s; Vs = 1,60 mm/s; Va/Vs = 32,4

Figura 6.24 – Aspectos de seções transversais dos cordões feitos com manutenção de área do metal depositado, mas diferentes níveis do corrente em MIG/MAG Pulsado e diferentes gases de proteção

6.5 – Tentativa de se evitar a falta de fusão nos laterais das bordas de chanfro através de parâmetros de tecimento transversal

Intencionando otimizar ainda mais o processo em termos de evitar falta de fusão, usando-se os mesmos parâmetros de soldagem do item anterior (Tabela 6.6), foram avaliados o efeito de diferentes parâmetros de tecimento transversal sobre a formação do cordão no tocante à falta de fusão. Os parâmetros de tecimento transversal foram ajustados baseados nos parâmetros do experimento Nº 12, que mostrou bom acabamento da superfície de raiz. Os parâmetros de tecimento transversal estão apresentados na Tabela 6.8. Os objetivos para realizar estas configurações de tecimento escritas abaixo.

Nos experimentos Nº 13 e Nº 14, procurou-se verificar o efeito da redução da frequência de tecimento (ou maiores períodos de TPL e TT), mantendo-se a razão TPL e TT,

V_s e a energia ponderada aparente constantes (mesma área depositada), tomando como base o experimento Nº 12.

No experimento Nº 15, procurou-se verificar o efeito da inversão da razão TPL e TT mantendos-se a frequência de tecimento e a energia ponderada aparente constantes, à custa do aumento da velocidade de soldagem, mas pouco afetando a área depositada, tomando como base o experimento Nº 12.

No experimento Nº 16, procurou-se verificar o efeito do aumento de energia, mas aumentando o tempo de funcionamento de MIG/MAG CC- para esfriar a poça de fusão; vai aumentar o período e mesma energia às custas da redução da velocidade de soldagem, mas aumentar se a área depositada.

No experimento Nº 17 procurou-se repetição do experimento básico (experimento Nº 12), mas com ageção de MIG/MAG Pulsado antes em quase 50% no decida de tocha de soldagem, e a subida deixada mesma, para esfriamento da poça de fusão.

No experimento Nº 18 procurou-se execução do experimento básico (experimento Nº 12), mas com amplitude de tecimento reduzida ate 8 mm, e velocidade de soldagem aumentada até 2,1 mm/s para não ocorre a queda do material fundido.

Tabela 6.8 – Os parâmetros de tecimento e de monitoramento dos sinais elétricos

Exp. Nº	TPL (s) ou (%)	TT (s) ou (%)	T (s)	fA (Hz)	A (mm)	V_s (mm/s)	E_{ap} (As/mm)	V_a (m/min)			Aquisição dos dados			
								V_a CC+	V_a CC-	V_{ap}	I_m (A)	I_{rms} (A)	U_m (A)	U_{rms} (A)
13	0,14 (40%)	0,22 (60%)	0,72	1,39	11	1,8	52,6	3,5	2,9	3,13	95,5	122,0	21,0	21,3
14	0,16 (40%)	0,26 (60%)	0,84	1,19		1,8				3,13	96,6	123,1	20,7	20,9
15	0,18 (60%)	0,12 (40%)	0,60	1,66		2,025				3,26	106,4	138,7	20,4	20,7
16	0,17 (40%)	0,28 (60%)	0,90	1,11		1,6	58,7			3,13	95,3	121,0	21,6	21,8
17	0,12 (40%)	0,18 (60%)	0,60	1,66		1,8	59,3*			3,26*	106,3	138,5	20,1	20,4
18	0,12 (40%)	0,18 (60%)	0,60	1,66	8	2,1	43,5			3,14	95,4	120,9	21,2	21,4

Obs: TPL – tempo de parada lateral; TT – tempo de transição; T – período; fA – frequência; A – amplitude de tecimento; V_s – velocidade de soldagem; E_{ap} , (As/mm) – energia aparente ponderada de soldagem, calculada pelo Eq. 6.1; V_a CC+ – velocidade de alimentação de Pulsado, V_a CC- – velocidade de alimentação de CC-, V_{ap} – velocidade de alimentação ponderada; I_m – corrente media (absoluta); I_{rms} – corrente eficaz; U_m – tensão media; U_{rms} – tensão eficaz

(*) – *Eap* foi calculada neste experimento assumindo-se um maior TPL (0,18 s) e um menor TT (0,12 s), uma vez que a mudança dos modos operacionais se deu antes dos pontos extremos de amplitude, de tal forma que os dados de corrente na saída ficaram maiores de que os programados (oscilograma relativa a esses teste esta na Figura 6.25);

$$Eap = \frac{\frac{(Im\ Pulsado \times TPL)+(I\ CC-\times TT)}{(TPL+TT)}}{Vs} \quad (6.1)$$

Onde: Im Pulsado – corrente média do MIG/MAG Pulsado;

I CC- – corrente do MIG/MAG CC-;

TPL – tempo de parada lateral;

TT – tempo de transição;

Vs – velocidade de soldagem.

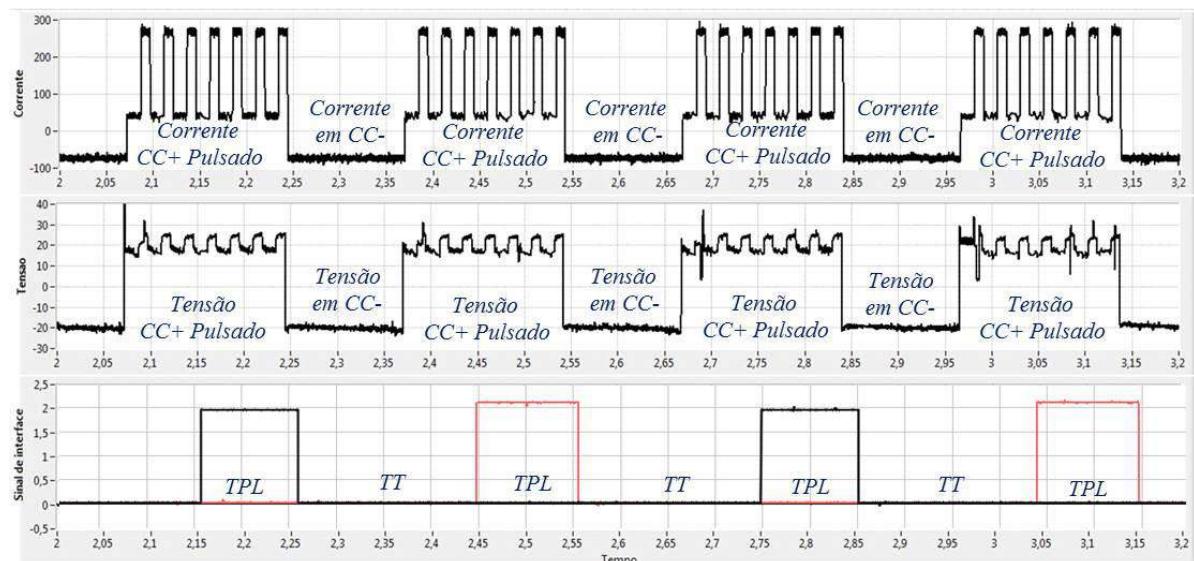


Figura 6.25 – Oscilograma de corrente, tensão e sincronização MIG/MAG Pulsado com tempo de parada lateral e MIG/MAG CC- com tempo de transição pelos parâmetros de experimento Nº 17

Os resultados estão apresentados nas Figuras 6.26 a 6.31. Pode-se inferir que nos casos de manutenção da energia de soldagem num nível determinado e razão de porcentagem entre MIG/MAG Pulsado e MIG/MAG CC- (experimentos Nº 13 e Nº 14), mas com aumento do tempo de funcionamento dos modos operacionais, não foi percebida a influência na redução de falta de fusão.

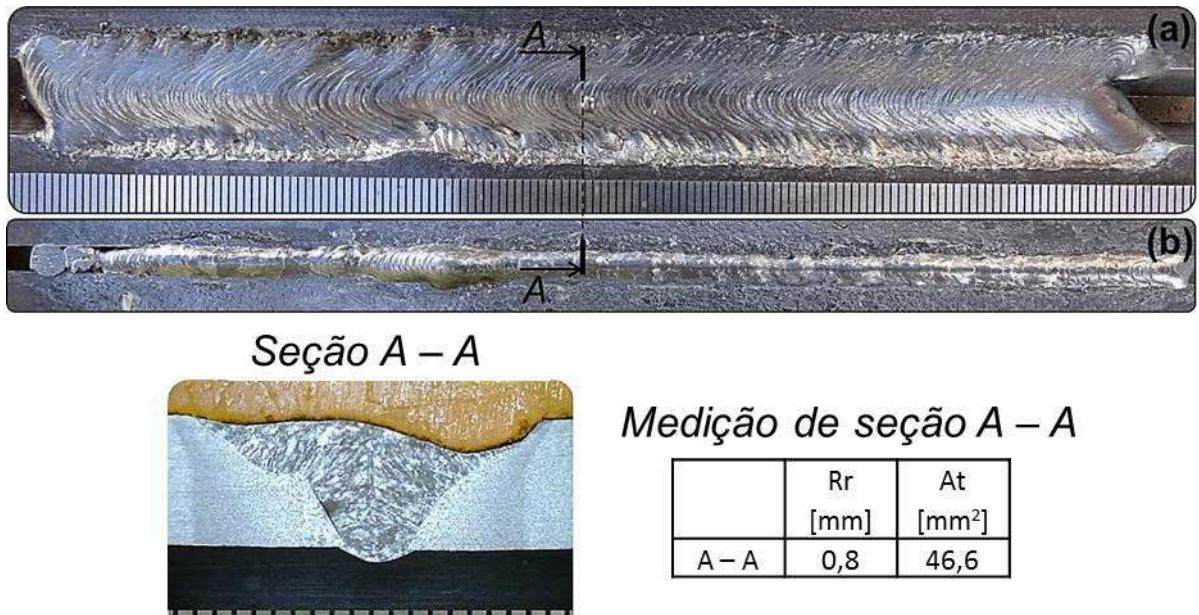


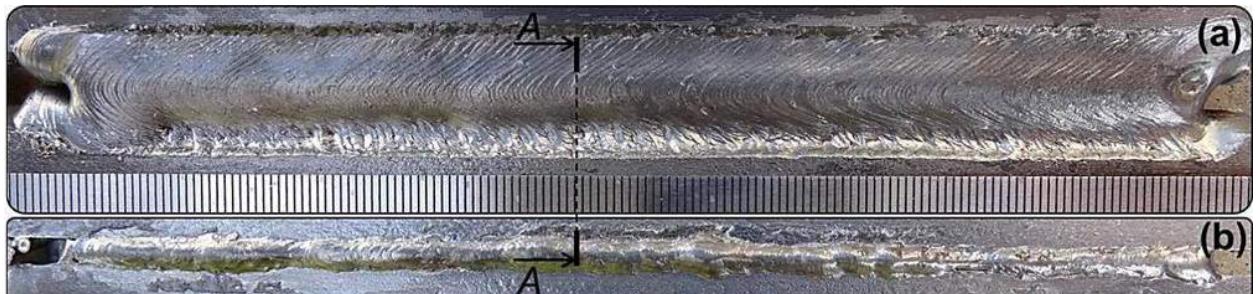
Figura 6.26 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento Nº 13: amplitude de tecimento de 11 mm; velocidade de soldagem de 1,80 mm/s; TPL de 0,14 s; TT de 0,22 s; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz



Figura 6.27 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento Nº 14: amplitude de tecimento de 11 mm; velocidade de soldagem de 1,80 mm/s; TPL de 0,16 s; TT de 0,26 s; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

Então, no momento pôde-se concluir que, para amplitude de tecimento de 11 mm e velocidade de soldagem de 1,8 mm/s, quando o MIG/MAG CC- compõe cerca de 60% do período, mantido um nível da energia de soldagem determinado, apresenta-se grande probabilidade de se obter falta de fusão, devido um esfriamento suficiente da poça de fusão, que dá o aspecto de raiz muito estável e quase perfeito. Porém, em todos os casos, quando

a energia de soldagem foi aumentada (ou por conta de aumento do tempo de ação MIG/MAG Pulsado ou quando MIG/MAG Pulsado iniciou-se antes de que em outros casos, ou houve redução da velocidade de soldagem, ou diminuição da amplitude de tecimento) a falta de fusão sumiu totalmente. Então, a causa da falta de fusão foi falta de energia de soldagem.



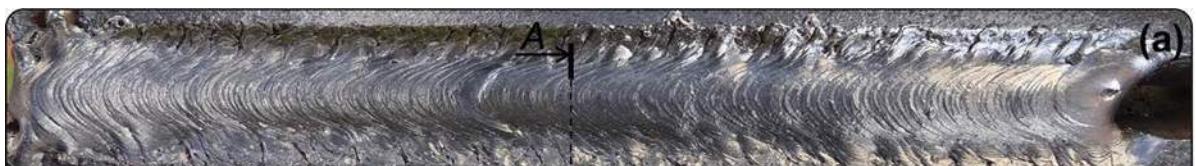
Seção A – A



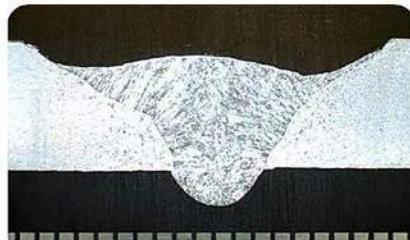
Medição de seção A – A

	Rr [mm]	At [mm ²]
A – A	1,3	48,0

Figura 6.28 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento № 15: amplitude de tecimento de 11 mm; velocidade de soldagem de 2,025 mm/s; TPL de 0,18 s; TT de 0,12 s; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz



Seção A – A



Medição de seção A – A

	Rr [mm]	At [mm ²]
A – A	1,7	48,2

Figura 6.29 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento № 16: amplitude de tecimento de 11 mm; velocidade de soldagem de 1,6 mm/s; TPL de 0,17 s; TT de 0,28 s; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

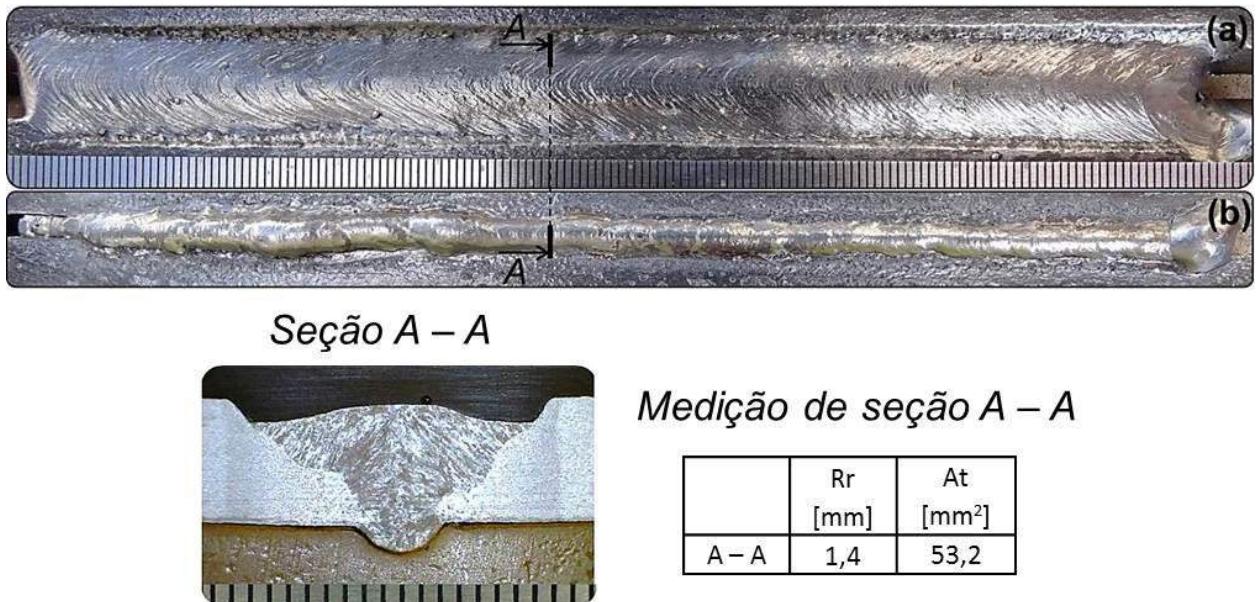


Figura 6.30 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento № 17: amplitude de tecimento de 11 mm; velocidade de soldagem de 1,8 mm/s; TPL de 0,12 s; TT de 0,18 s; mudança dos modos operacionais foi acontecida: na subida de tocha – antes dos pontos extremos de amplitude, e na decida de tocha – nos pontos extremos, (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

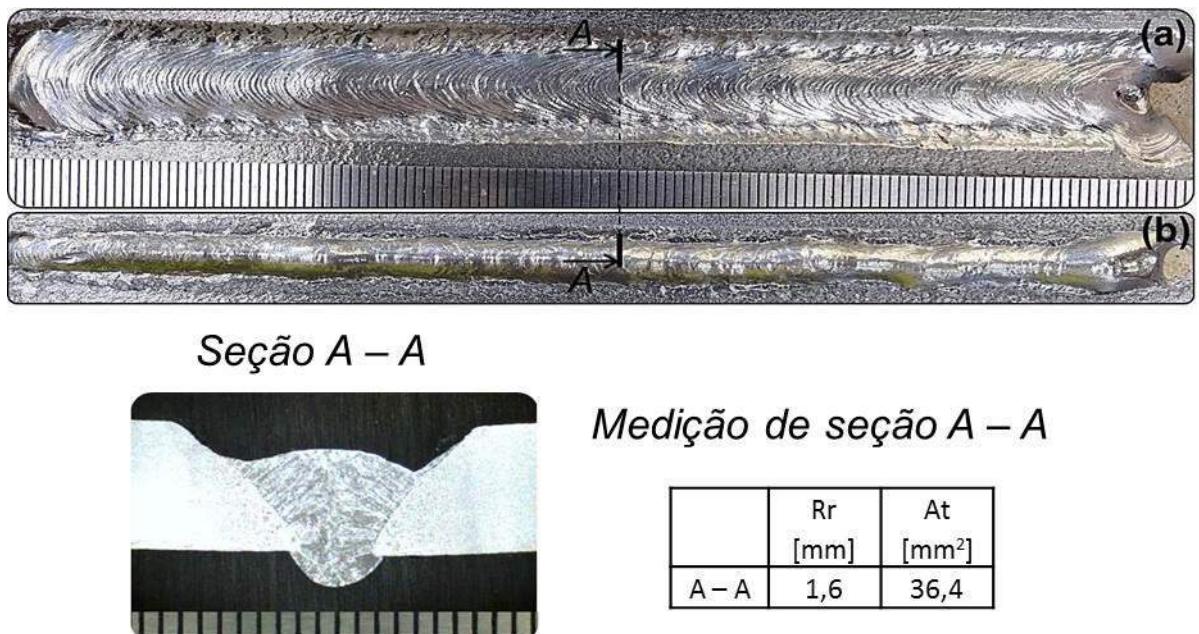


Figura 6.31 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento № 18: amplitude de tecimento de 8 mm; velocidade de soldagem de 2,1 mm/s; TPL de 0,12 s; TT de 0,18 s; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

Ao se avaliar o aspecto da raiz, os melhores resultados, a saber, o reforço da raiz estável em todo comprimento, foram conseguidos nos experimentos № 15 (aumentado o tempo de ação MIG/MAG Pulsado) e № 17 (quando MIG/MAG Pulsado iniciou-se antes da tocha atingir a lateral de que em outros casos), com reforços de 1,3 mm e 1,4 mm,

respectivamente. O cordão do experimento Nº 15 foi feito na velocidade de soldagem maior, mas apresentou mesma área total de seção transversal, obtido através de maior tempo de funcionamento do MIG/MAG Pulsado (que compôs 60%, aumentou na 20% comparado com experimentos anteriores) e velocidade de alimentação maior (evitar falta da fusão foi conseguido pelo calor que chegou ate fundo de chanfro). No experimento Nº 17, a área total de seção transversal foi aumentada, mas não promoveu o reforço da raiz excessivo, porque o calor foi orientado na aresta de chanfro (a área de tensão superficial aumentou-se e segurou o metal liquido). O tempo de funcionamento de MIG/MAG Pulsado ficou mesmo como em experimento Nº 15, por isto os aspectos de raiz parecem entre si e representam bons resultados.

Estes experimentos (Nº 15 e Nº 17) confirmaram que não é obrigatório ter parte de MIG/MAG CC- maior de que MIG/MAG Pulsado para esfriar a poça e formar reforço da raiz desejável, bastante que a razão entre eles seja perto ou pouco mais de que 50%/50%, que vai continuar o esfriamento da poça de fusão e permitir para o calor do MIG/MAG Pulsado chegar até o fundo do chanfro e evitar a falta de fusão, manutendo de um nível da energia de soldagem determinado.

Os experimentos Nº 16 e Nº 18 mostraram as seções transversais livres de falta de fusão, mas com reforços de raízes no limite, de 1,7 mm e 1,6 mm correspondente. O experimento Nº 16 mostrou que o MIG/MAG CC- pode compor a maior parte do período, a saber 60%, e não causar a falta de fusão, mas deve ser aumentada a energia de soldagem (neste caso através de redução da velocidade de soldagem). Nesta condição pode aparecer a possibilidade de obter o reforço da raiz excessivo e não estável ao comprimento do cordão.

O experimento Nº 18 apresentou o reforço de raiz com valor na ponta de limite, mas o comportamento é bastante estável ao comprimento do cordão. Mas como, foi conseguido através de diminuição a amplitude de tecimento, tem previsão que em casos de pouco aumento da folga ou desnivelamento das fases de raiz pode produzir a falta de material e escorramento.

Depois de avaliação dos resultados de testes, foi percebido em relação às correlações de amplitude de tecimento e porcentagem de Pulsado/CC-, que bom resultado foi obtido com amplitude 11 mm (60% de Pulsado e 40% de CC-) e amplitude de tecimento 8 mm (40% de Pulsado e 60% de CC-), o que demonstra limites de trabalho. Por isto foi decidido determinar essa faixa.

6.6 – Determinação de faixa dos parâmetros de tecimento transversal para soldagem de passe de raiz pelo processo MIG/MAG APSTT

O objetivo desta etapa foi verificar o efeito da porcentagem de TPL e TT, sob três diferentes amplitudes de tecimento, sobre a formação do passe de raiz, a uma mesma velocidade de soldagem. Os parâmetros de soldagem usados estão mostrados na Tabela 6.6, enquanto os parâmetros de tecimento transversal estão na Tabela 6.9 e representam três valores de amplitude de tecimento e três combinações de TPL e TT.

Tabela 6.9 – Os parâmetros de tecimento transversal e de monitoramento dos sinais elétricos

Nº	A (mm)	TPL (s) ou (%)	TT (s) ou (%)	T (s)	fA (Hz)	V_s (mm/ s)	E_{ap} (As/m m)	V_a (m/min)			Aquisição dos dados			
								V_a CC+	V_a CC-	V_{ap}	I_m (A)	I_{rms} (A)	U_m (V)	U_{rms} (V)
19	8	0,18 (60%)	0,12 (40%)	0,60	1,66	2	52,4	3,26	3,20	105, 9	138, 2	22,1	22,4	
20		0,15 (50%)	0,15 (50%)				50,5			101, 4	130, 4	21,1	21,4	
21		0,12 (40%)	0,18 (60%)				47,6			3,14	95,1	119, 3	20,8	21,2
22	9,5	0,18 (60%)	0,12 (40%)	3,5	2,9	52,4	52,4	3,26	3,20	106, 1	138, 6	22,7	23,1	
23		0,15 (50%)	0,15 (50%)				50,5			100, 8	130, 5	22,0	22,4	
24		0,12 (40%)	0,18 (60%)				47,6			3,14	93,1	117, 4	20,7	21,0
25	11	0,18 (60%)	0,12 (40%)	47,6	3,14	52,4	52,4	3,26	3,20	106, 3	139, 1	22,8	23,2	
26		0,15 (50%)	0,15 (50%)				50,5			101, 1	131, 1	22,1	22,4	
27		0,12 (40%)	0,18 (60%)				47,6			96,1	118, 5	22,3	22,5	

Obs: TPL – tempo de parada lateral; TT – tempo de transição; T – período; fA – frequência; A – amplitude de tecimento; V_s – velocidade de soldagem; E_{ap} – energia ponderada de soldagem, calculada pelo Equação 6.1; V_a CC+ – velocidade de alimentação de MIG/MAG Pulsado, V_a CC- – velocidade de alimentação de MIG/MAG Polaridade Direita, V_{ap} – velocidade de alimentação ponderada; I_m – corrente media (absoluta); I_{rms} – corrente eficaz; U_m – tensão media; U_{rms} – tensão eficaz

A diferença entre três combinações de porcentagem entre TPL e TT é um pulso de corrente no modo Pulsado e como mostram os resultados, tem significamente influência sobre a geometria do cordão. Oscilogramas de sincronização tecimento transversal e corrente de soldagem de diferente porcentagem MIG/MAG Pulsado e MIG/MAG CC- são mostrados nas Figuras 6.32.

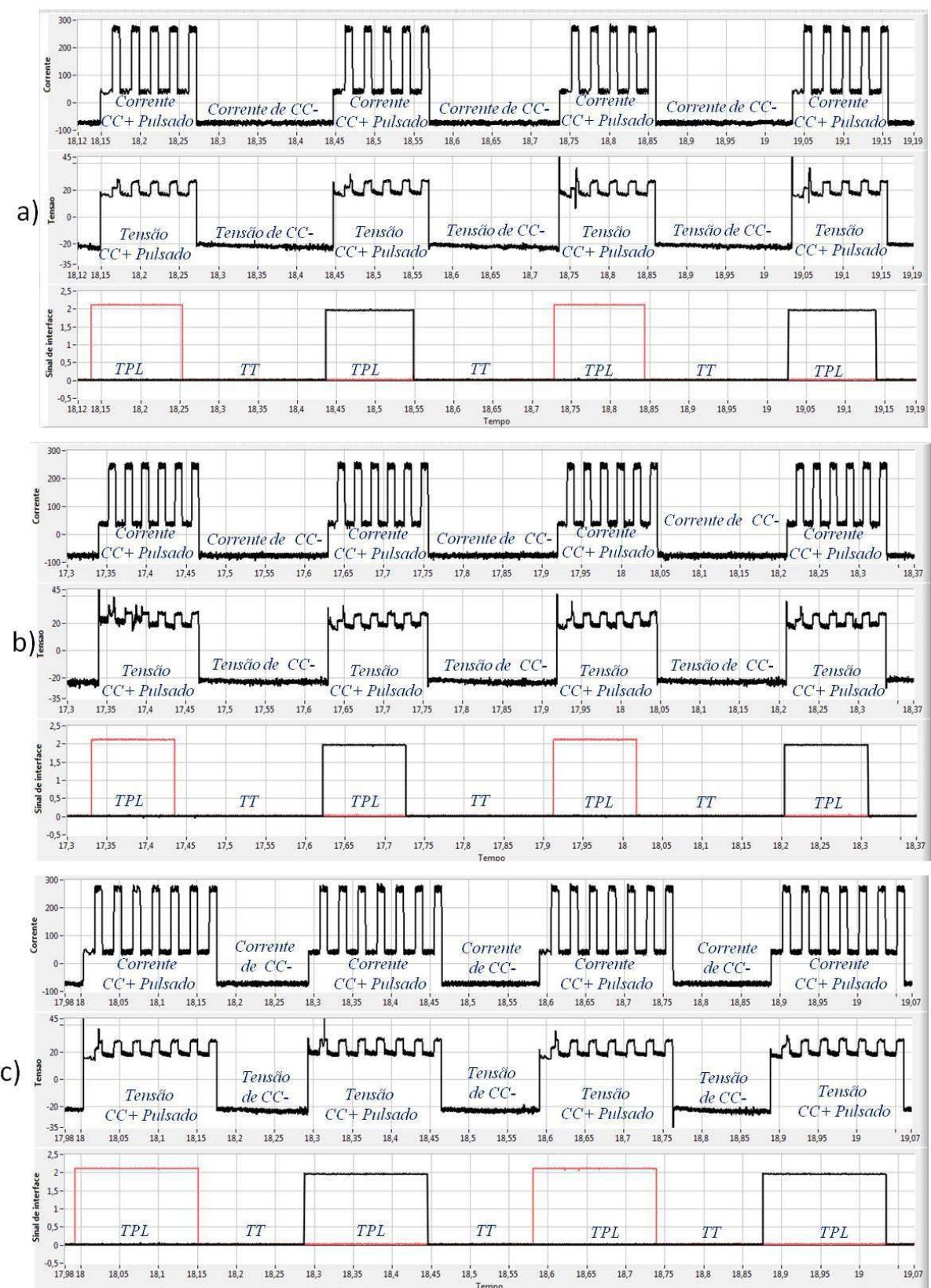


Figura 6.32 – Oscilogramas de corrente, tensão e sincronização tecimento transversal e corrente de soldagem de diferente porcentagem MIG/MAG Pulsado e MIG/MAG CC-: a) - 40%/60%; b) - 50%/50%; c) - 60%/40%

Resultados dos experimentos estão apresentados nas Figuras de 6.33 a 6.35.

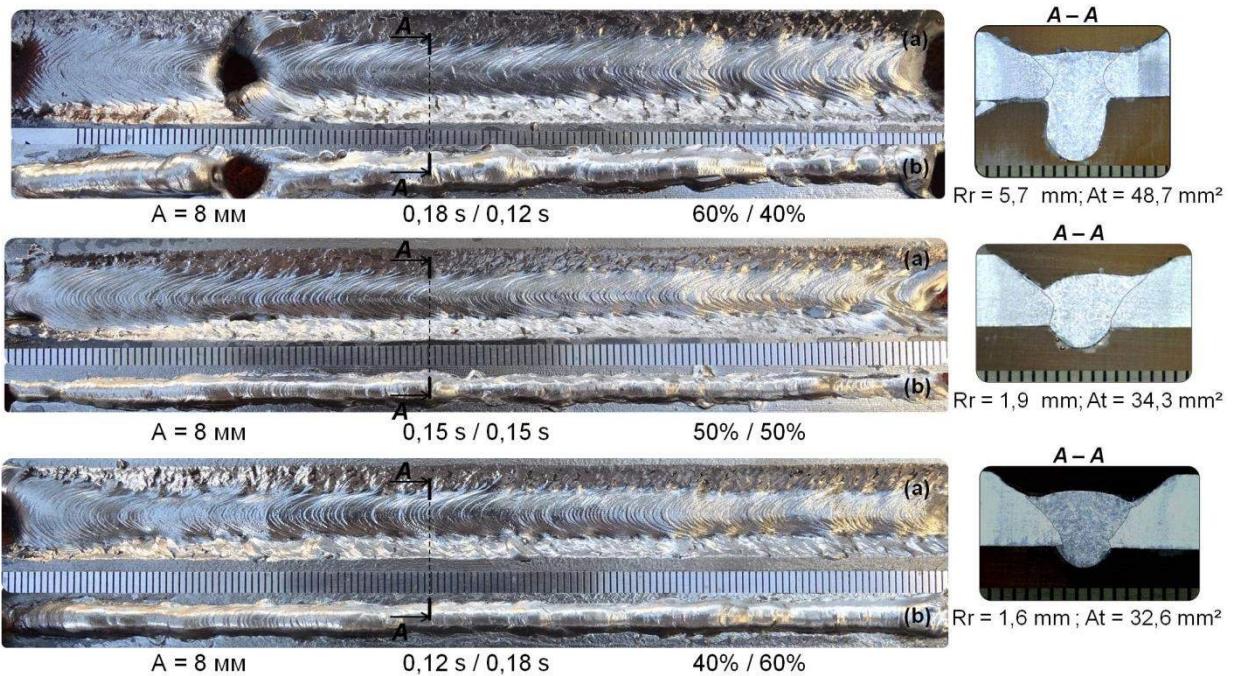


Figura 6.33 – Aspectos superficiais e secais transversais de cordões do experimento Nº 19, Nº 20 e Nº 21: amplitude de tecimento de 8 mm; velocidade de soldagem de 2 mm/s

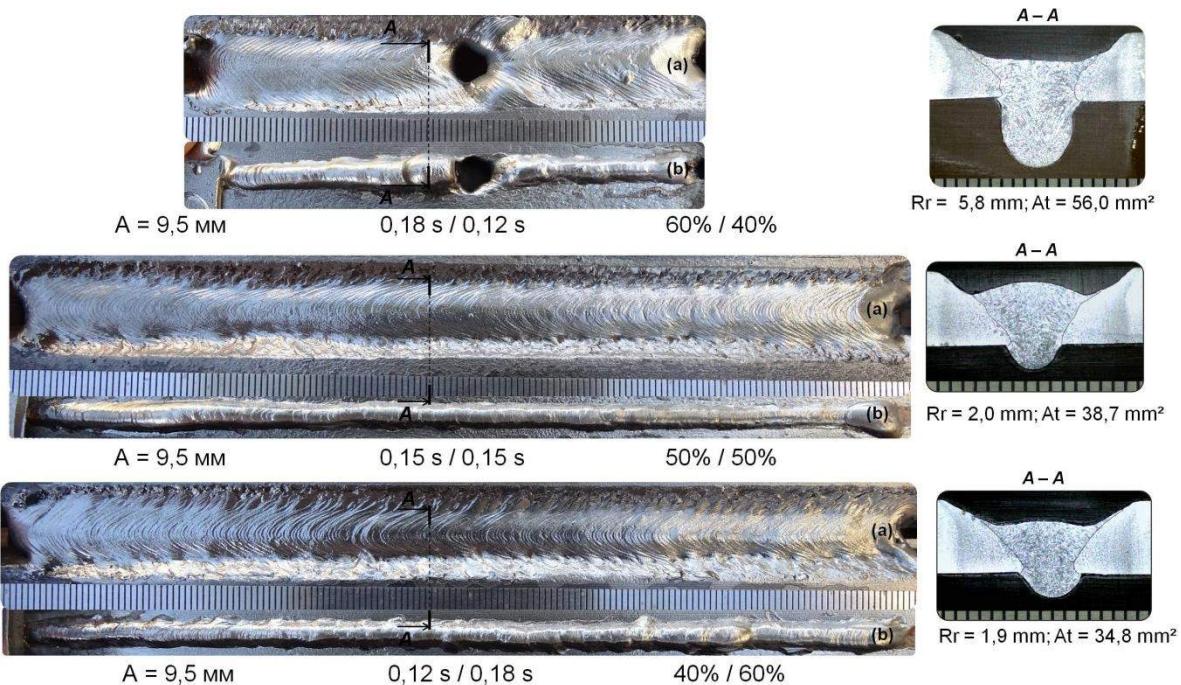


Figura 6.34 – Aspectos superficiais e secais transversais de cordões do experimento Nº 22, Nº 23 e Nº 24: amplitude de tecimento de 9,5 mm; velocidade de soldagem de 2 mm/s

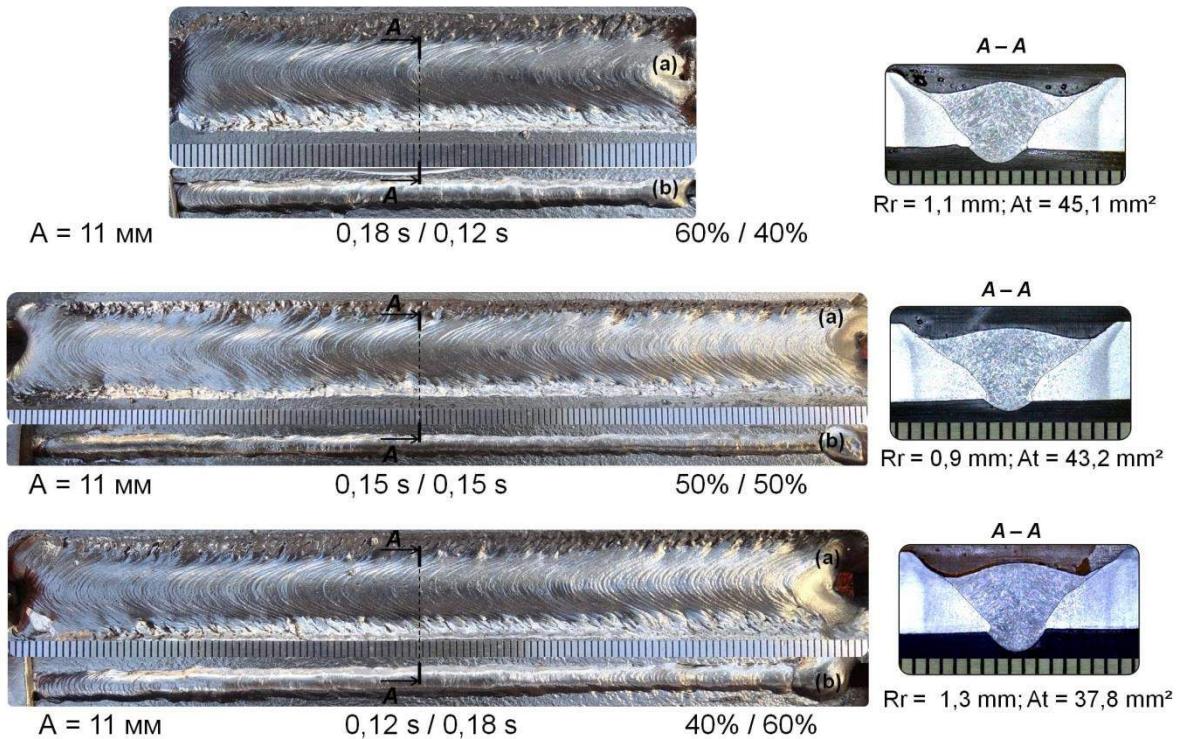


Figura 6.35 – Aspectos superficiais e seções transversais de cordões do experimento № 25, № 26 e № 27: amplitude de tecimento de 11 mm; velocidade de soldagem de 2 mm/s

Então, com esses experimentos foi levantada um mapa operacional em função da amplitude de oscilação e da razão TPL/TT para visualizar a faixa dos parâmetros com os quais a soldagem de passe de raiz com folga de 4 mm pode ser feita com sucesso, como mostra a Figura 6.36, onde para um mesmo TT, maior TPL indica maior energia imposta globalmente (diretamente nas laterais e indiretamente no centro). Escolhendo a amplitude de tecimento com valor de 11 mm, pode-se usar todos três níveis de porcentagem de TPL e TT. Os cordões apresentarão boas aparências superficiais em ambos lados, com valores de reforço de raiz adequados. Assim, nessa amplitude, a formação dos cordões são mais robustas, que apesar de proporcionar maior largura, tem menos ação de arco e de calor imposto na região central da junta. Escolhendo a combinação de porcentagem que tem TPL igual 40% e TT igual 60% pode-se usar as 3 amplitudes de tecimento transversal de 8 mm a 11 mm, pois o calor imposto global seria menor. O mapa se completa com o ponto de amplitude de 9,5 mm e razão TPL/TT de 50%/50%, o qual confere um equilíbrio entre o a pressão do arco e o calor imposto nas laterais e no centro.

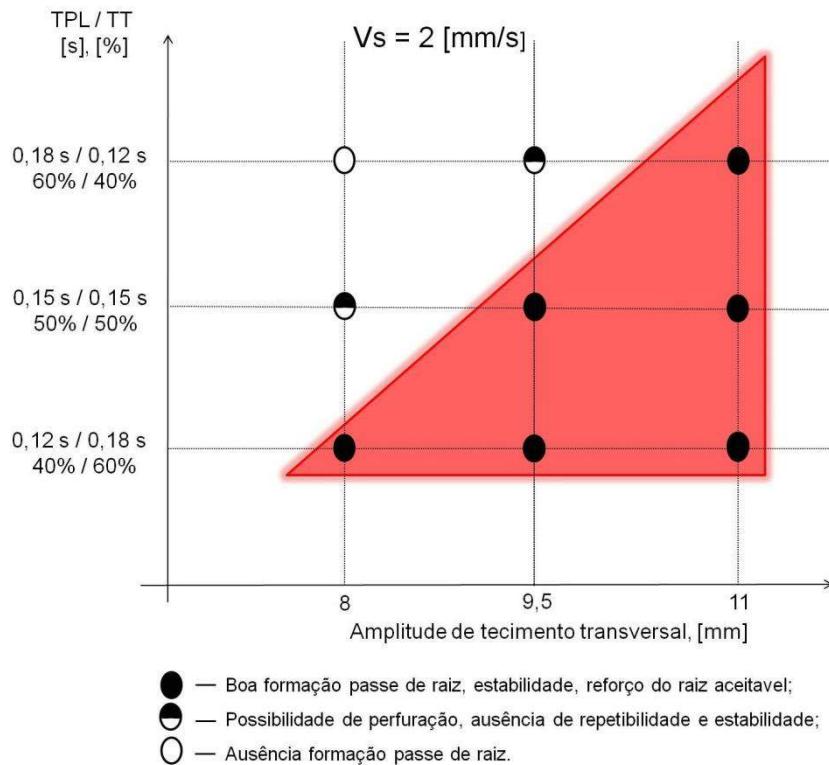


Figura 6.36 – Ilustração gráfica dos resultados de soldagem nos três porcentagens de tempo de cada modo operacional e três amplitudes de tecimento transversal.

O próximo passo foi verificar o comportamento dessa tecnologia na soldagem das juntas com desnívelamento e desalinhamento.

6.7 – Avaliação de robustez do MIG/MAG APSTT na soldagem de passe de raiz em relação aos desniveleamento das chapas e desalinhamento

Para avaliar a robustez da tecnologia APSTT, foi decidido testá-la em condições desfavoráveis, as quais podem estar presentes numa fabricação em campo, onde não se pode fazer perfeitamente a montagem das peças. Por isto, procurou-se testar a tecnologia na execução de juntas com desnívelamento (high-low) e desalinhamento (variação de folga), como mostrado na Figura 6.37. A DBCP como medida no chanfro com desnívelamento está mostrada na Figura 6.38(a). O parâmetro de medição do reforço de raiz é mostrado na Figura 6.38(b).

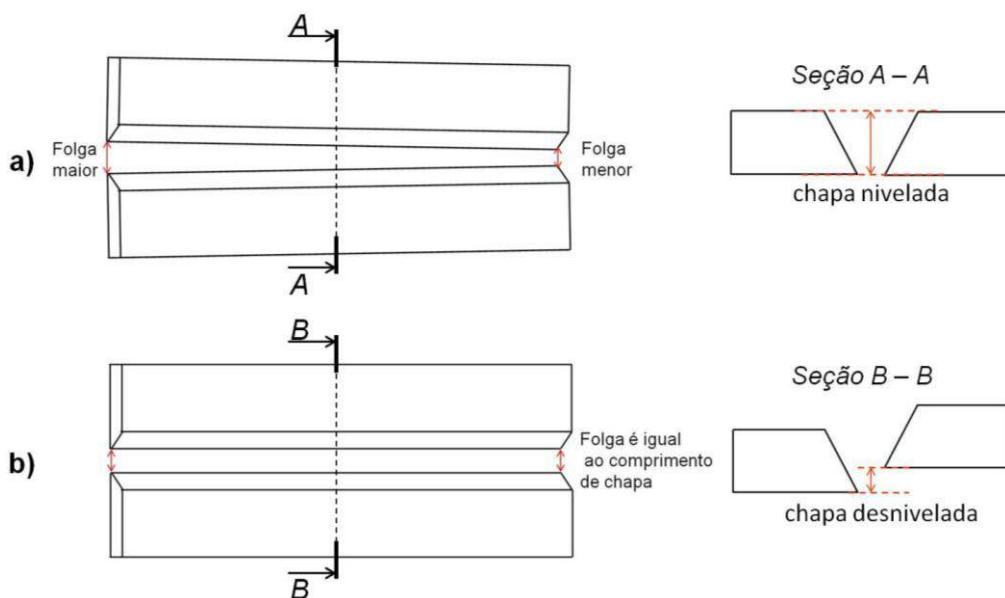


Figura 6.37 – Geoemtria dos chanfro para diferentes placas de teste: a) nivelado e com desalinhamento; e b) desnivelado e alinhada

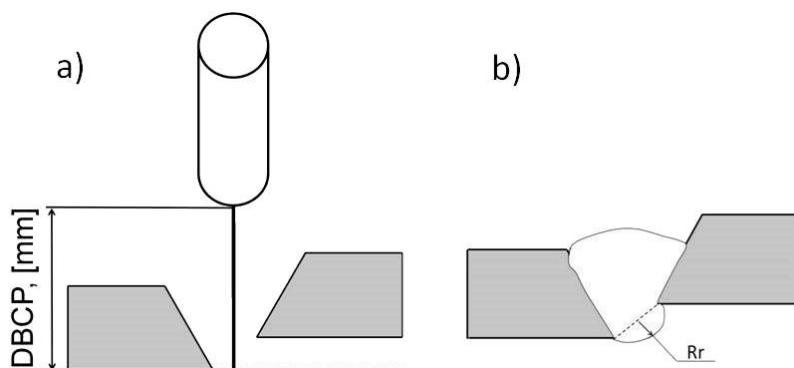


Figura 6.38 – a) – DBCP no chanfro com desnivelamento; b) – parâmetro de medição do reforço da raiz no chanfro (com nivelamento é um caso especial onde o eixo do cordão fica paralelo à superfícies inferiores da chapa)

Para execução destes experimentos, foi necessário escolher um parâmetro de maior robustez, tirado do mapa operacional do item anterior (ver item 6.6). Como critérios, usaram-se o reforço de raiz maior do que 1 mm (porque no caso das juntas com desnivelamento, o reforço de raiz pequeno pode não ser suficiente para formar um reforço satisfatório) e confiança em termos de ausência de falta de fusão e de perfuração. O experimento Nº 26, com amplitude de tecimento de 11 mm e a razão TPL/TT de 50% (0,15 s/0,15 s) seria considerado atender estes critérios, mas ponderou-se que na execução de soldas com desnivelamento e desalinhamento poderia-se faltar reforço de raiz. Assim, optou-se por usar os parâmetros do experimento Nº 23, ou seja, com amplitude de tecimento de 9 mm e

tempo de TPL e TT iguais a 0,12 s e 0,18 s, respectivamente. Os parâmetros de tecimento transversal e de chanfro estão apresentados na Tabela 6.10.

Tabela 6.10 – Parâmetros de tecimento transversal, de chanfro e de monitoramento dos sinais elétricos

Nº	A (mm)	TPL (s) ou (%)	TT (s) ou (%)	T (s)	fA (Hz)	V _s (mm/s)	E _{ap} (As/ mm)	V _a (m/min)			high- low (mm)	Folg a (mm)	Aquisição dos dados			
								V _a CC + -	V _a CC -	V _{ap}			I _m (A)	I _{rms} (A)	U _m (V)	U _{rms} (V)
28	9,5	0,12 (40%)	0,18 (60%)	0,60	1,66	2	47,6	3,5	2,9	3,14	1	4	96,5	123,7	21,0	21,3
29											2		94,0	119,5	21,4	21,6
30											3		96,6	123,2	20,9	21,2
31											0	3 - 5	97,5	125,2	21,4	21,7

Obs: TPL – tempo de parada lateral; TT – tempo de transição; T – período; fA – frequência; A – amplitude de tecimento; V_s – velocidade de soldagem; Eap – energia aparente ponderada de soldagem, calculada pelo Equação 6.1; V_a CC+ – velocidade de alimentação de MIG/MAG Pulsado, V_a CC- – velocidade de alimentação de MIG/MAG Polaridade Direita, V_{ap} – velocidade de alimentação ponderada; I_m – corrente media (absoluta); I_{rms} – corrente eficaz; U_m – tensão media; U_{rms} – tensão eficaz

Os resultados das soldas com desnívelamento (*high-low*) estão apresentados nas Figuras 6.39 e 6.40, enquanto os da solda com desalinhamento estão mostrados na Figura 6.41. Como pode ser visto pelas Figuras, os cordões apresentaram acabamentos de cima e de baixo de forma muito satisfatória em todos níveis de desnívelamento. Os reforços de raízes são regulares e estáveis. Não foi observado indício de perfuração. Os perfis das seções transversais têm boa geometria, mas demonstraram haver uma pequena falta de fusão nas laterais nas condições de desnívelamento de 1 mm e 2 mm, o que caracteriza a soldagem passe de raiz com desnívelamento como a condição mais crítica, devido à distribuição de calor distinta em cada lado.

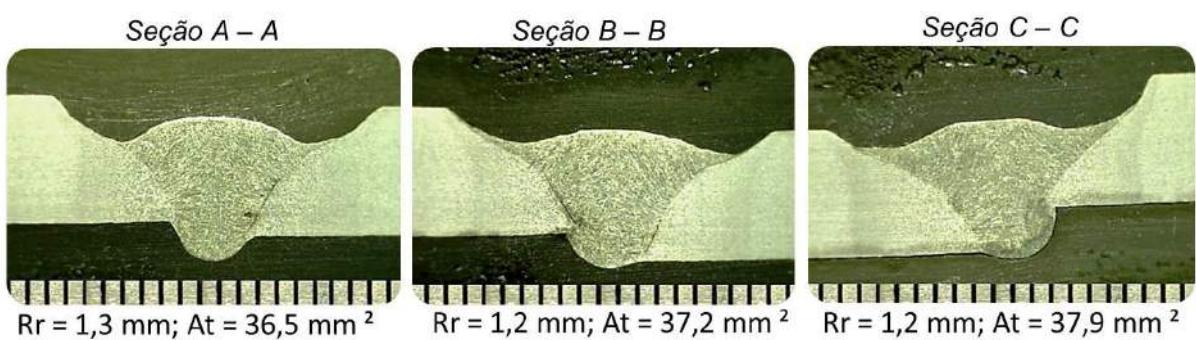


Figura 6.39 – Aspectos de seções transversais dos cordões do experimento № 28, № 29, № 30: amplitude de tecimento de 9,5 mm; velocidade de soldagem de 2 mm/s; TPL = 0,12 s; TT = 0,18 s, desalinhamento (*high-low*) de 1 mm, 2 mm e 3 mm

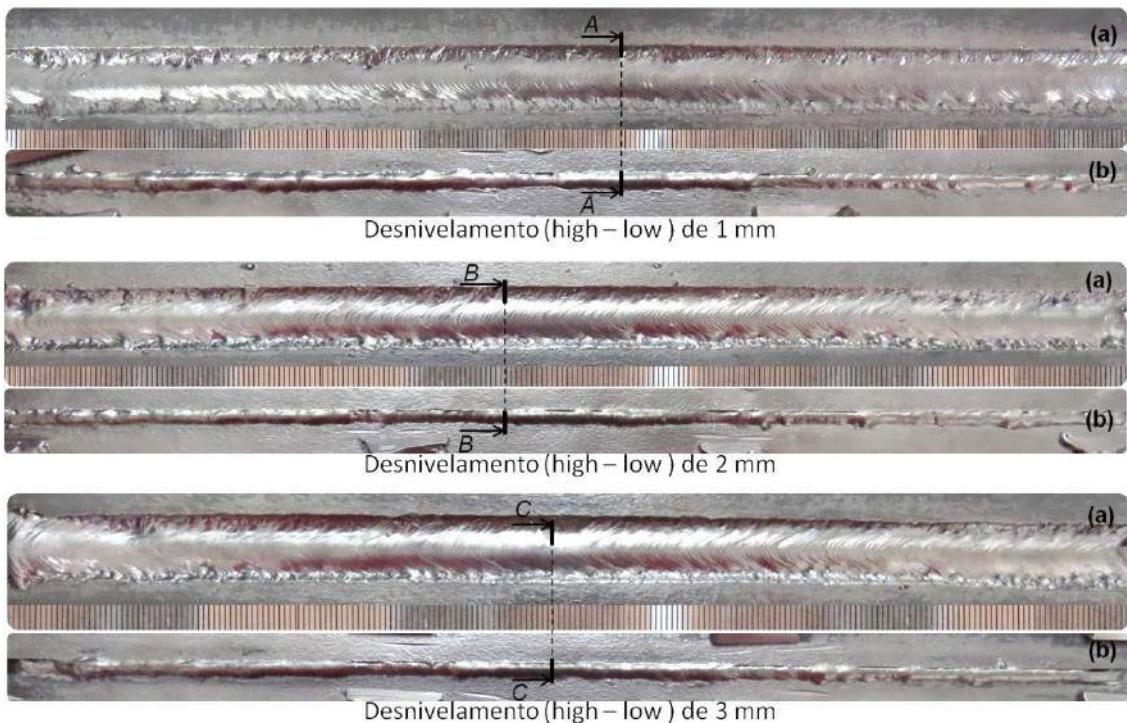


Figura 6.40 – Aspectos superficiais dos cordões do experimento № 28, № 29, № 30: amplitude de tecimento de 9,5 mm; velocidade de soldagem de 2 mm/s; TPL = 0,12 s; TT = 0,18 s, desalinhamento (*high-low*) de 1 mm, 2 mm e 3 mm; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

No caso de soldagem de junta com desalinhamento (Figura 6.41), foi observado boa formação de cordão, com acabamento desejável em todo comprimento do cordão, que demonstra a suficiente robustez em soldagem com juntas com folga variável. Mas, como a junta contém lugares mais fechadas, e existem dificuldades para o calor chegar e fundir as laterais, apareceu falta de fusão na condição de folga menor.

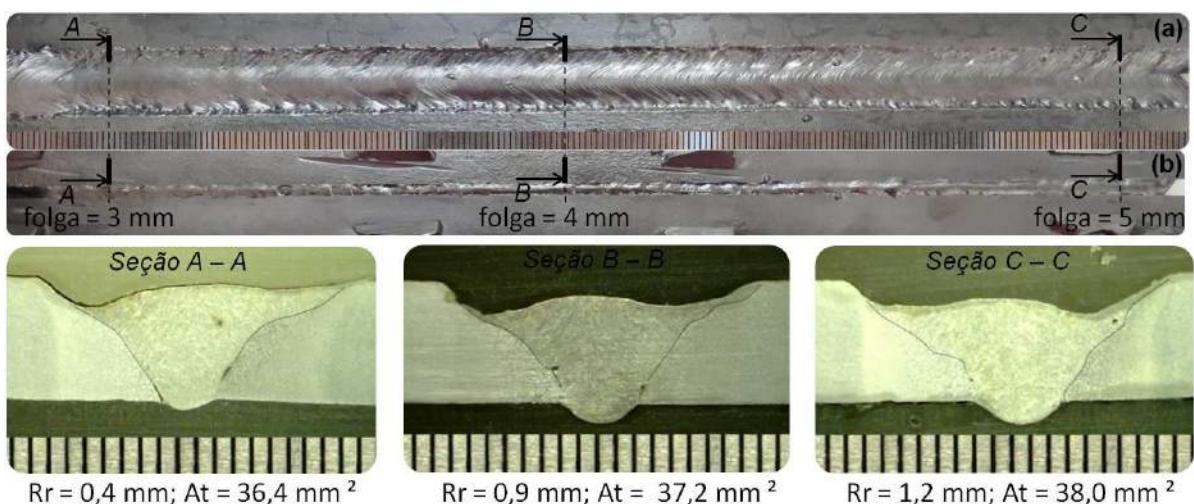


Figura 6.41 – Aspectos superficiais e seções transversais de cordão do experimento № 31: amplitude de tecimento de 9,5 mm; velocidade de soldagem de 2 mm/s; TPL = 0,12 s; TT = 0,18 s, folga variável de 3 mm a 5 mm; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

Desta forma, apesar dos bons resultados em relação à formação do cordão, os resultados das soldagens com desnívelamento e desalinhamento ainda apresentam falta de fusão. Por isto, foi decidido repetir as soldas com maior porcentagem do modo Pulsado, como mostra a Tabela 6.11 (TPL de 0,12 s (40%) e TT de 0,18 s (60%) passaram para TPL de 0,15 s (50%) e TT de 0,15 s (50%). Os resultados estão apresentados na Figuras 6.42 e 6.43.

Tabela 6.11 – Os parâmetros de tecimento transversal, de chanfro e de monitoramento dos sinais elétricos

Nº	A (mm)	TPL (s) ou (%)	TT (s) ou (%)	T (s)	fA (Hz)	V_s (mm/ s)	E_{ap} (A) s/m m)	V _a (m/min)			high- low (mm)	Fol ga (m m)	Aquisição dos dados			
								V _a CC+	V _a CC- -	V _{ap}			I _{ma} (A)	I _{rms} (A)	U _{ma} (A)	U _{rms} (A)
32	9,5	0,15 (50%)	0,15 (50%)	0,60	1,66	2	47,6	3,5	2,9	3,2	2	4	102,5	131,9	22,5	22,7
33											0	3- 4,5	102,7	132,2	21,3	21,6

Obs: TPL – tempo de parada lateral; TT – tempo de transição; T – período; fA – frequência; A – amplitude de tecimento; V_s – velocidade de soldagem; E_{ap} – energia aparente ponderada de soldagem, calculada pelo Equação 6.1; V_a CC+ – velocidade de alimentação de MIG/MAG Pulsado, V_a CC- – velocidade de alimentação de MIG/MAG Polaridade Direita, V_{ap} – velocidade de alimentação ponderada; I_m – corrente media (absoluta); I_{rms} – corrente eficaz; U_{ma} – tensão media; U_{rms} – tensão eficaz

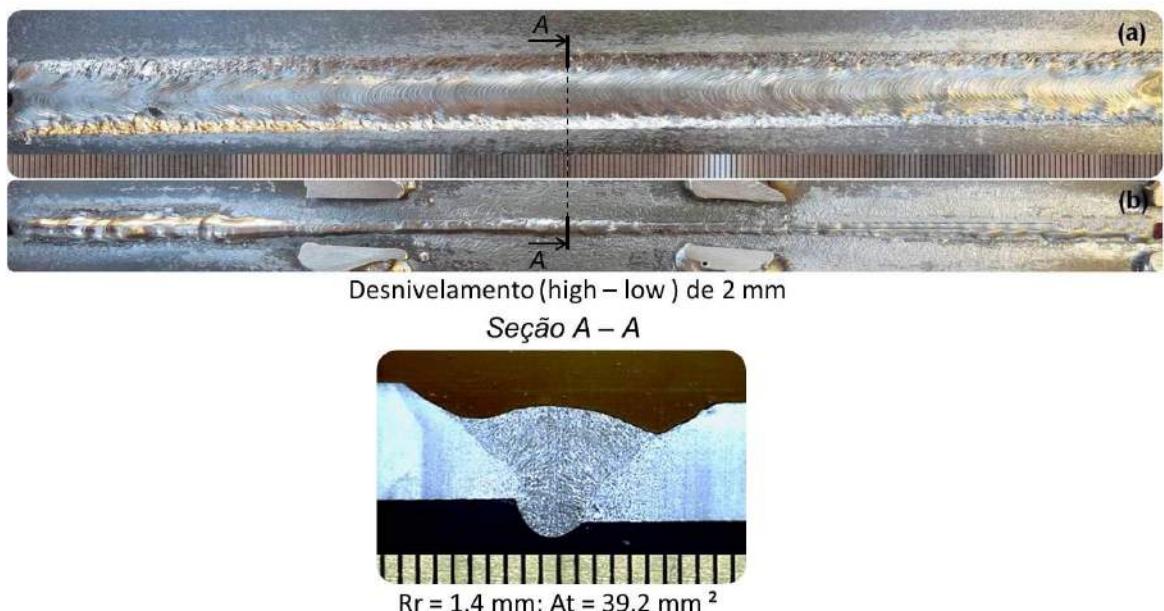


Figura 6.42 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento Nº 32: amplitude de tecimento de 9,5 mm; velocidade de soldagem de 2 mm/s; TPL = 0,15 s; TT = 0,15 s, Desalinhamento (high – low) de 2 mm; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

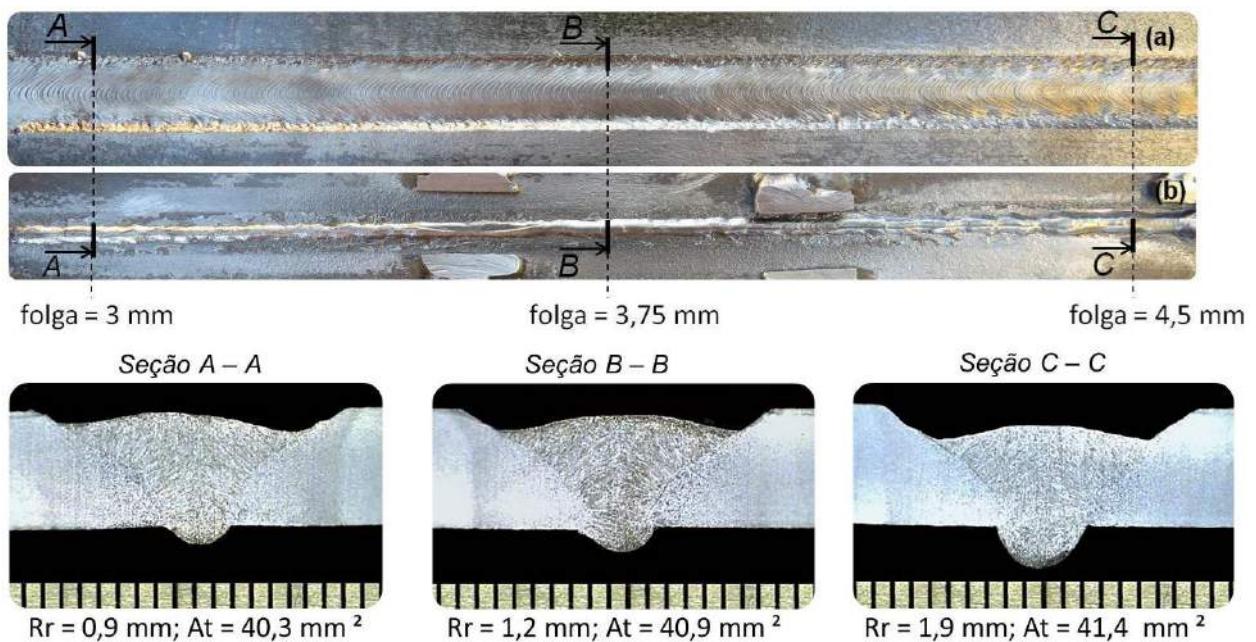


Figura 6.43 – Aspectos superficiais e seções transversais de cordão do experimento № 33: amplitude de tecimento de 9,5 mm; velocidade de soldagem de 2 mm/s; TPL = 0,15 s; TT = 0,15 s, folga variável de 3 mm a 4,5 mm; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

Como pode ser visto, depois de aumento da energia de soldagem, a falta de fusão desapareceu e foi conseguido bons resultados. As macrografias demonstram perfis com boa geometria e laterais fundidas.

6.8 – Soldagem de passe de raiz utilizando tecnologia de soldagem MIG/MAG com curto-circuito controlado para efeito de comparação com tecnologia MIG/MAG APSTT

Tem sido amplamente divulgado comercialmente e na literatura científica que os processos MIG/MAG com curto-círculo controlado (por exemplo, as denominações comerciais como STT, RMD, CMT, etc) são muito adequados para realizar passes de raiz. A provável razão seria o baixo calor de aporte, consequentemente pequena poça, e a baixa pressão do arco, frutos do pequeno comprimento de arco obtido com essa versão do processo MIG/MAG. Desta forma, o principal objetivo dessa etapa foi comparar a soldagem do passe de raiz utilizando a tecnologia de curto-círculo controlado, no caso usando-se um equipamento RMD (*Regulated Metal Deposition*), com resultados anteriores de soldagem MIG/MAG APSTT.

Para soldagem RMD foram procurados os parâmetros que ofereciam as condições mais próximas do APSTT. Como parâmetro de comparação, foi usado se manter a mesma taxa de deposição por unidade de comprimento de solda (mesmas velocidades de

alimentação e de soldagem em ambos processos), mesmo à custa de diferentes correntes e tensões (médias e eficaz). Os parâmetros de RMD estão apresentados na Tabela 6.12, enquanto os parâmetros de tecimento transversal estão apresentados na Tabela 6.13 (iguais ao do APSTT). O oscilograma de corrente e tensão da soldagem RMD é apresentado na Figura 6.44.

Inicialmente foram feitas soldagens com o mesmo chanfro usado para o APSTT, com folga constante igual a 4 mm e amplitude de 9,5 mm. Resultado sintetizado pela Figura 6.45. Em seguida foi mantida a junta sem desnivelamento e com variação do alinhamento (folga) de 3 a 5 mm. As soldas resultantes estão apresentadas na Figuras 6.46. Finalmente, foi feita uma solda com desnivelamento de 2 mm, conforme figura 6.47.

Tabela 6.12 – Os parâmetros de soldagem RMD

U (V)	Trim	V_a (m/min)	V_s (mm/s)	DBCP (mm)
25	50	3,2	2	22

Obs: U – tensão, Trim – ajuste do arco; V_a – velocidade de alimentação; V_s – velocidade de soldagem; DBCP – distância bico de contato pesa; I_m – corrente media; I_{rms} – corrente eficaz; U_m – tensão media; U_{rms} – tensão eficaz

Tabela 6.13 – Os parâmetros de tecimento transversal para soldagem RMD e de monitoramento dos sinais elétricos

Nº	A (mm)	TPL (s)	TT (s)	T (s)	fA (Hz)	V_s (mm/s)	high-low (mm)	Folga (mm)	Aquisição dos dados			
									I_m (A)	I_{rms} (A)	U_m (A)	U_{rms} (A)
34	9,5	0,15	0,15	0,60	1,66	2	0	4	129,0	139,6	17,2	18,0
35	7,5						0	3 – 4	129,4	140,0	17,4	18,2
36	7,5						2	4	130,1	141,3	17,6	18,3

Obs: TPL – tempo de parada lateral; TT – tempo de transição; T – período; fA – frequência; A – amplitude de tecimento; V_s – velocidade de soldagem; I_m – corrente media; I_{rms} – corrente eficaz; U_m – tensão media; U_{rms} – tensão eficaz

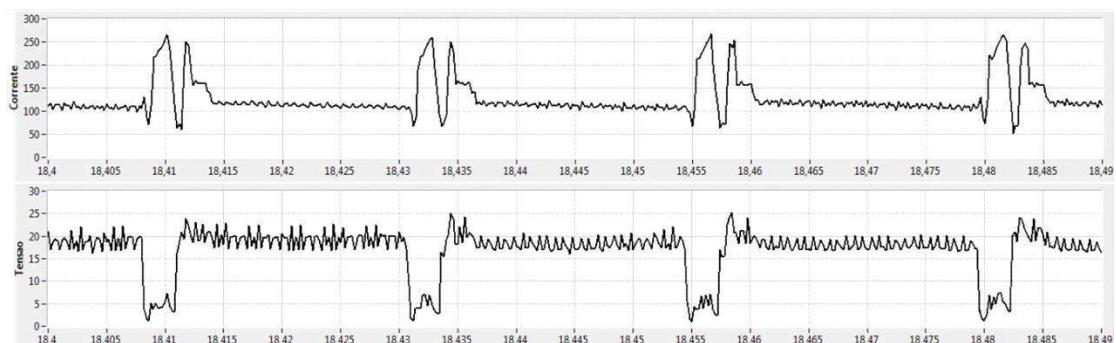


Figura 6.44 – Oscilograma de corrente e tensão de soldagem RMD

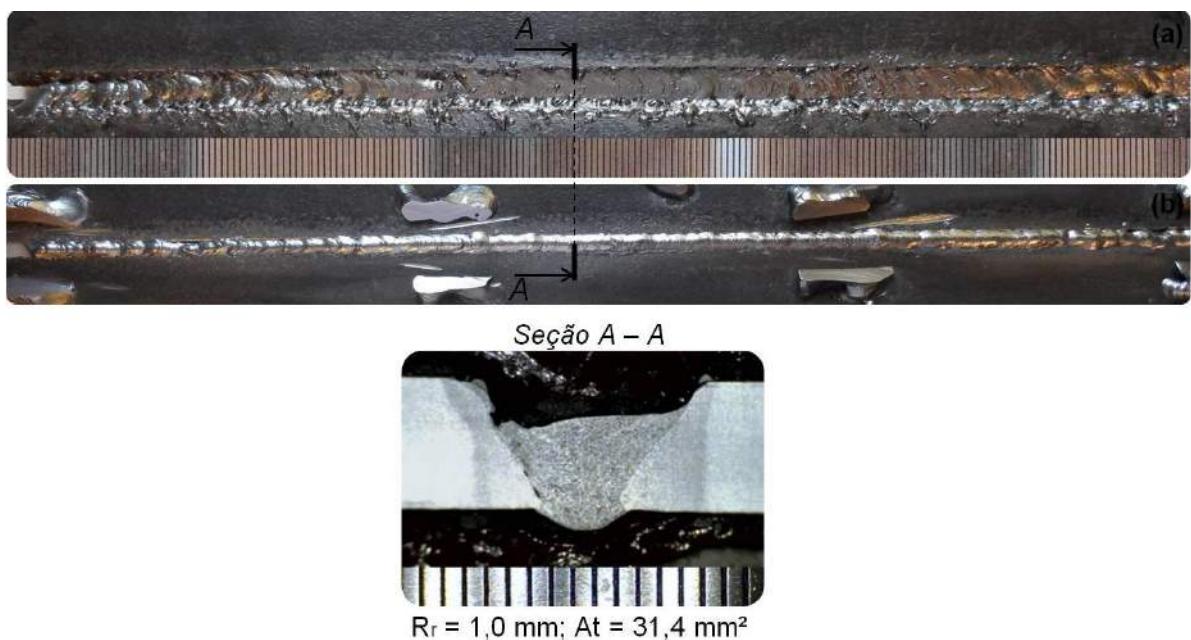


Figura 6.45 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento № 34: processo RMD; amplitude de tecimento de 9,5 mm; velocidade de soldagem de 2 mm/s; TPL = 0,15 s; TT = 0,15 s, folga de 4 mm; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

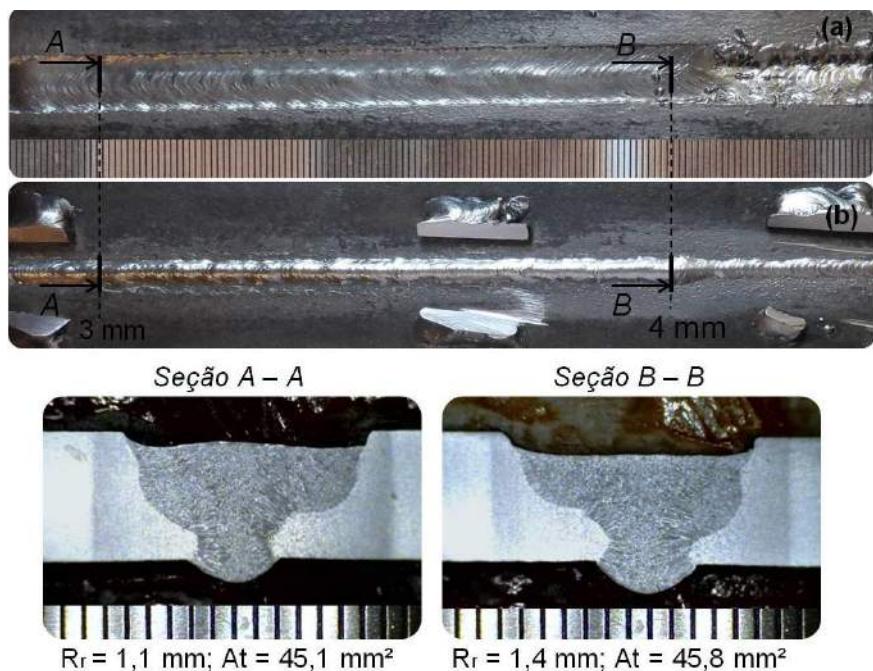


Figura 6.46 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento № 35: processo RMD; amplitude de tecimento de 7,5 mm; velocidade de soldagem de 2 mm/s; TPL = 0,15 s; TT = 0,15 s, folga de 3 mm a 4 mm, variável; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

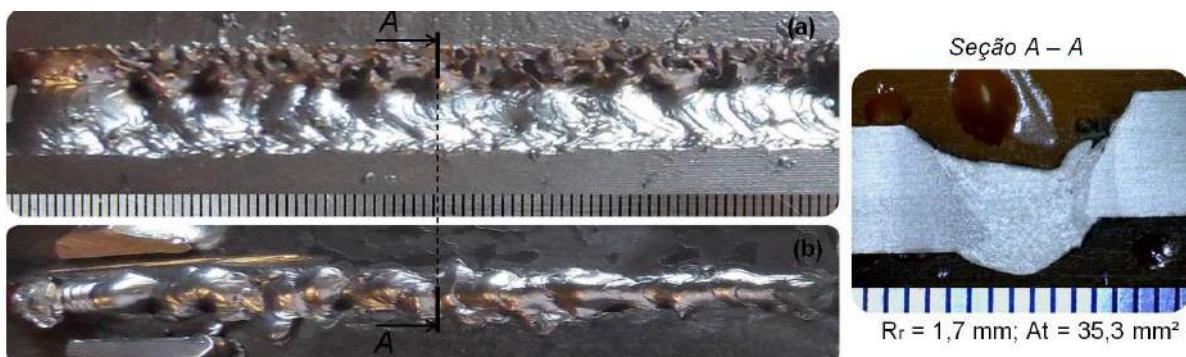


Figura 6.47 – Aspecto superficial e seção transversal de cordão do experimento № 36: processo RMD; amplitude de tecimento de 7,5 mm; velocidade de soldagem de 2 mm/s; TPL = 0,15 s; TT = 0,15 s; folga de 4 mm; desnivelamento (*high-low*) de 2 mm; (a) – vista superior, face; (b) – vista inferior, raiz

A soldagem de junta com folga constante de 4 mm (experimento № 34), demonstrou a capacidade e facilidade de processo RMD para soldagem de passe de raiz. Porém, a vista da superfície do cordão apresenta superfície irregular e com muito respingos. Uma provável explicação para este fato é de que a amplitude de tecimento usada para MIG/MAG APSTT, a saber de 9,5 mm, é muito grande para o processo RMD. O processo RMD tem transferência metálica por curtocircuito e tem arco muito curto. Na execução do passe de raiz, o arco fica dentro de chanfro e se a amplitude é maior do que a distância entre a faces acontece o rompimento de gotas, prejudicando o acabamento do cordão. Por outro lado, o acabamento do verso do passe de raiz é perfeito, regular e constante durante ao todo comprimento do cordão. Entretanto, também apresentou pequena indicação de falta de fusão (mesmo que a corrente tenha sido maior).

Ao se reduzir a amplitude (experimento № 35, Figura 6.46), a problemática de mau acabamento e falta de fusão foi sanada (as seções transversais apresentam bom perfil e ausência de falta de fusão). Porém, comparativamente com o APSTT, existe uma menor tolerância para variação de folga com o RMD. O cordão não ultrapassou folga maior de que 4 mm, mas entre 3 mm a 4 mm se mostrou adequado. Em contraste, com a tecnologia MIG/MAG APSTT pode-se soldar o passe de raiz com folga variável de 3 mm a 5 mm (ver item 6.7).

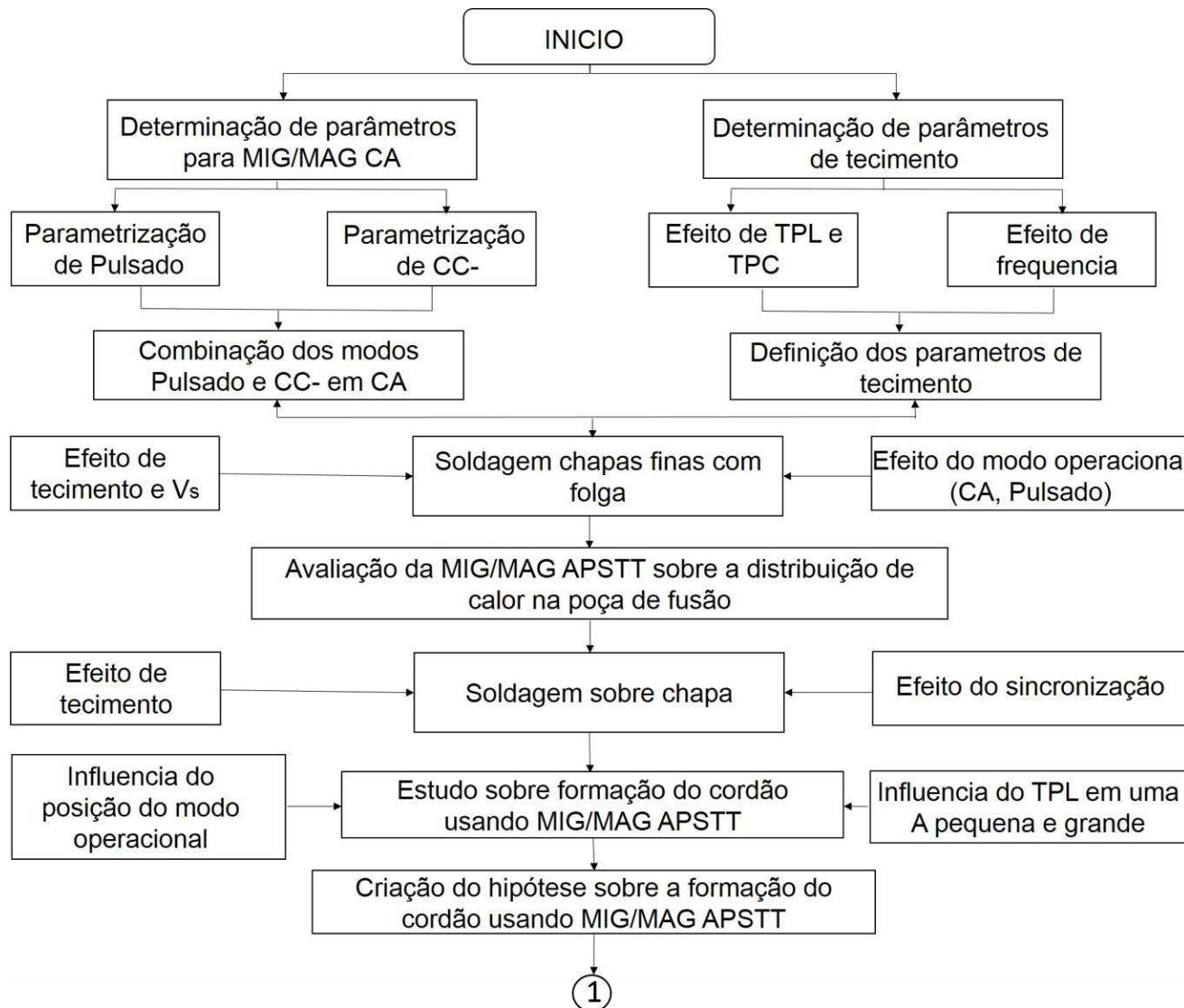
Já o teste com desnívelamento (de 2 mm), experimento № 36, Figura 6.47, o processo RMD (com os parâmetros escolhidos) não foi tão eficaz. Apesar de haver penetração, o aspecto superficial do cordão na raiz mostrou-se irregular.

CAPITULO VII

CONCLUSÕES

A Figura 7.1 apresenta a sequência de etapas realizadas no presente trabalho. Baseado nos resultados obtidos neste trabalho, conclui-se que a técnica de soldagem MIG/MAG APSTT:

- É capaz de controlar a poça de fusão mesmo sob desalinhamentos (variação de folga), de 4 ± 1 , mm e desnivelamentos (high-low) da junta, de 0 a 3 mm, possibilitando a soldagem de passes de raiz sem utilização de cobrejuntas, mas não apresenta grande robustez em relação à amplitude da folga, pois a amplitude de tecimento demonstrou ser função da largura de folga com baixa tolerância;
- Sob condições de pequena folga de raiz (2 mm), a técnica é bem robusta em relação aos parâmetros de tecimento, para um dado nível de corrente e gás de proteção;
- Sob condições de grande folga de raiz (6 mm), a robustez da técnica diminui显著mente, demandando um maior controle da energia de soldagem para evitar perfurações, instabilidade do cordão (separações do cordão em dois) ou falta de fusão nas laterais;
- Sob uma condição de folga intermediária (4 mm), a técnica apresenta robustez quanto à faixa da energia aplicada e parâmetros de tecimento, mas demanda aumento do nível de corrente e uma mistura de gás de proteção mais “quente” (como argônio com dióxido carbono);
- Quanto seu desempenho é comparado a uma técnica comercial MIG/MAG com transferência curto-círcuito controlado (CCC), usando-se como base uma folga de 4 mm, a CCC demanda menor amplitude de tecimento do que a APSTT e apresenta um pouco menos robustez quanto ao desalinhamento da folga (de 0 a -1 mm, ou seja, permite variação de 3 a 4 mm, contra de 3 a 5 mm da técnica APSTT) e quanto ao desnivelamento entre chapas (não alcançando cordões com sanidade em desnívelamento de até 2 mm), demonstrando a melhoria que o uso da MIG/MAG APSTT pode impor em soldagens automatizadas



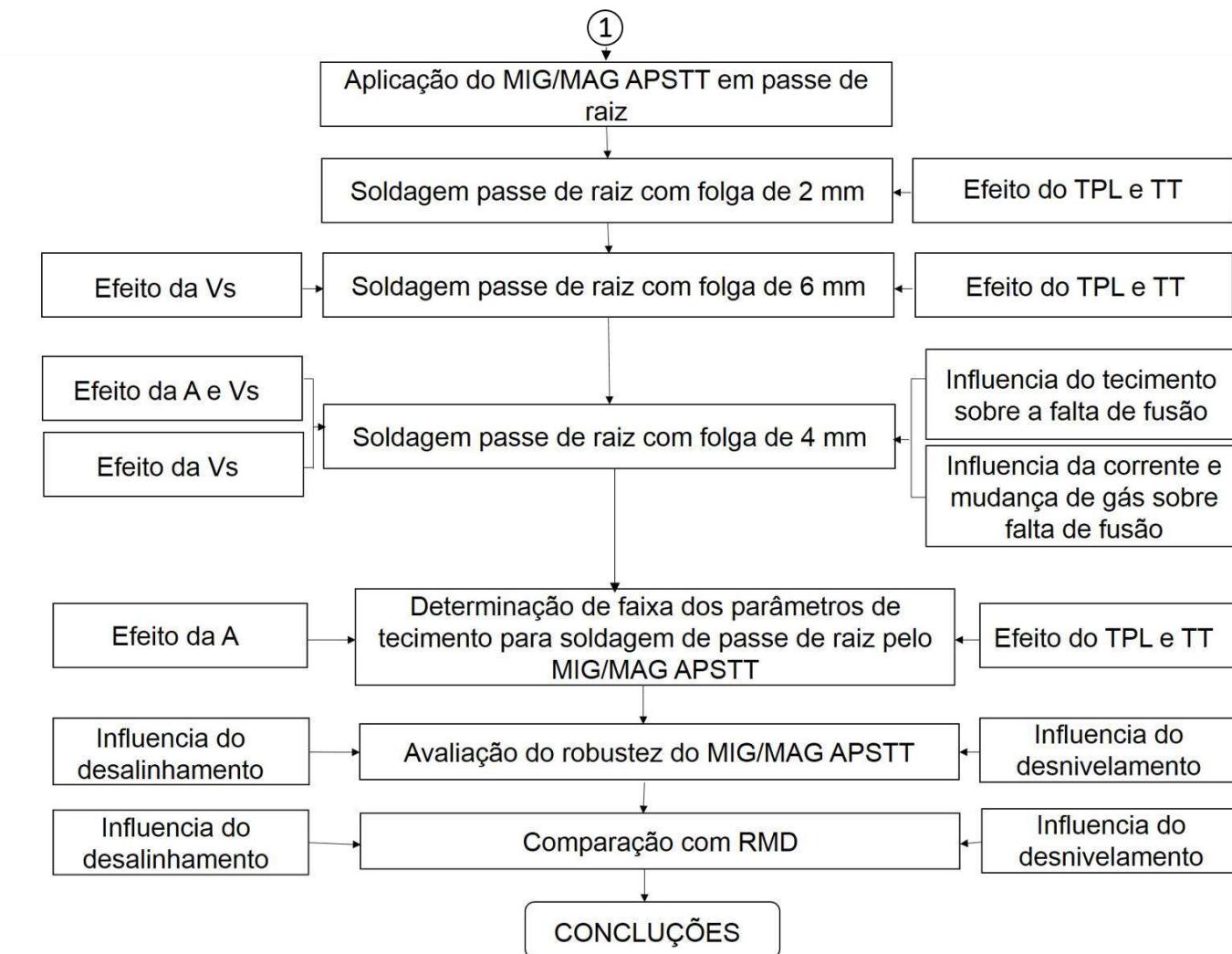


Figura 7.1 – Sequência das etapas realizadas no presente trabalho

CAPÍTULO VIII

PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

Como a técnica MIG/MAG APSTT ainda não é conhecida, a maior parte dos resultados deste trabalho foi conseguida pelo método de tentativos e erros, assim com experiência adquirida ao longo do seu desenvolvimento. Mas para trabalhos futuros, ainda se mantendo o principal objetivo de ter a técnica aplicada para soldagem orbital de tubos, é recomendado realizar um estudo mais profundo e qualificado sobre comportamento da mesma. As seguintes propostas para trabalhos futuros são feitas:

- Executar filmagem com câmera de alta velocidade (perfilografia) para entender melhor o comportamento da transferência metálica, por exemplo, em qual período de tempo acontece a transferência metálica no CC-, a influência de CC+ na estabilidade do arco e a influência do tecimento transversal na transferência metálica;
- Executar a filmagem com câmera termográfica no verso da poça de fusão para verificar o comportamento do calor sobre as regiões da junta em cada polaridade;
- Realizar ensaio metalúrgico, para verificar possíveis alterações na microestrutura do cordão de solda produzido pela técnica MIG/MAG APSTT;
- Estudar a influência 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 APSTT;
- Realizar soldagens na posição vertical e sobrecabeça, visando encontrar pacotes operacionais para a MIG/MAG APSTT em soldagem orbital de tubulações, sob diferentes aberturas de raiz (0 a 6 mm, por exemplo);
- Desenvolver uma sistema de sensores para realização de soldagem orbital, para monitorar as condições de soldagem e utilizar os parâmetros certos de acordo. Um sensor (a laser, por exemplo) pode estar à frente da tocha de soldagem e medir a posição das faces de junta em relação uma da outra (abertura e desnívelamento). Outro sensor (um inclinômetro, por exemplo), pode ser usado para monitorar o ângulo de posição da tocha em relação ao tubo. Baseado nos dados recebidos dos sensores, realizar a mudança dos

parâmetros de soldagem e de tecimento transversal nos parâmetros recomendados para este condição;

- Realizar a soldagem nas chapas de espessuras maiores, para se mais aproximar das condições de produção, e diminuir a influência de absorção de calor na hora de solda.
- Estudar vantagens e desvantagens da troca do modo operacional que age sobre as laterais da junta (de MIG/MAG Pulsado para Curto-Círcuito Controlado na polaridade positiva, por exemplo) para adicionar menos calor evitar perfurações na raiz, mas garantindo fusão das laterais;
- Se o afundamento da poça em chanfro é suficiente para ser monitorado ao se usar a técnica CCC, seja pelo aumento da tensão ou pelo potencial redução de frequência dos curtos-circuitos, uma melhoria proposta para o sistema seria reduzir a corrente quando a poça se aprofunda.
- Executar soldagens de grandes cordões (com tamanho simulando a circunferência de tubos típicos) em chapas longas para eliminar o efeito de acumulação térmica da chapa e avaliar o desempenho do equipamento e do processo em largo plano.

CAPÍTULO IX

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ADAMS, O. P.; MAYER, G. R. G. Internal pipe aligning clamp. United States Patent, **Patent** N. US 2615414 (A). Out. 1952

ANDERSSON, B. H.; KNIPSTROM, K.-E.; MALM, A. L. Method for tube welding, United States Patent, **Patent** N. US 4142085 (A). Fev. 1979

API Standard 1104 "Welding of Pipelines and Related Facilities", 2010

BAIXO, C. E. I.; DUTRA, J. C. Efeito do Gás de Proteção e do Modo de Transferência na Aplicação de Liga 625 em Aço Carbono. **Soldagem & Inspeção**, São Paulo, v. 14, n. 4, p. 313-319, out/dez. 2009

BALLIS, W.; CHEW,C.; CHURCHHEUS, C.; GWIN, R.; HALL, A.; HUTT, B. Lineup clamp and backup device, United States Patent, **Patent** N. US 3741457 (A). Jun. 1973

BARRY, F. F. Lineup clamp for pipe, United States Patent, **Patent** N. US 3422519 (A). Jan. 1969

BELLONI, A.; BONASORTE R. Apparatus and method for welding pipes together, United States Patent, **Patent** N. US 6429405 (B2). Ago. 2002

BRACARENSE, A. Q.; FELIZARDO, I.; RAMAL, F. A. JUNIOR; LIMA, E. J.; FORTU TORRES, G. C. Robotic system for orbital welding of pipelines, International Publication, **Patent** N. WO 2006/037200 (A1). Abr. 2006

CHANG, N. M.; RENSHAW, R. Automatic pipe welding apparatus and method, United States Patent, **Patent N.** US 4216896 (A). Ago. 1980

CHIBA, Y.; IMAI, K.; KANIYA, J.; MASSAOKA, I. Method of cooling weld in steel piping and apparatus therefor, United States Patent, **Patent N.** US 4223197 (A). Set. 1980

CIRINO, L. M. **Estudo dos efeitos da polaridade na soldagem com corrente contínua e alternada pelos processos TIG e MIG/MAG.** 2009. 112f. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Santa Catarina, Santa Catarina.

CLARK, J. Apparatus for aligning pipe ends, United States Patent, **Patent N.** US 3425614 (A). Fev. 1969

CLARK, J. Apparatus for aligning pipe ends, United States Patent, **Patent N.** US 3920232 (A). Nov. 1975

CUNNINGHAM, J. A.; WHITE, J. L. Internal pipe clamp with weld backup, United States Patent, **Patent N.** US 3937382 (A). Fev. 1976

DIERLAM, O. T. Plug style pipe line-up clamp with copper back-up shoes, United States Patent, **Patent N.** US 5597108 (A). Jan. 1997

DIEZ, F. M.; STUMP, K. S.; LUDEWIG, H. W.; KITTY, A. L.; ROBINSON, M. M.; EGLAND, K. M. Dual wire welding torch and method, United States Patent, **Patent N.** US 7525067 (B2). Abr. 2009

DOYLE, T. E.; NOEL, C. D.; BREAUX, T. L.; PETERS, S. R. Method to improve the characteristics of a root pass pipe weld, United States Patent, **Patent N.** US 2009/0321402 (A1). Dez. 2009

EDMUND, B. G.; REGINALD W. P. Internal line-up clamp for pipe lines, United States Patent, **Patent N.** US 3699635 (A). Out. 1972

EROKHIN, A.; ISHCHEKO, 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; 1967

FAFARD, P.; NADEAU, F.; PATENAUME, G.; TREMBLAY, J. Method and apparatus for controlling root pass weld penetration in open butt joints, United States Patent, **Patent N. US 4733051 (A)**. Mar. 1988

HARWING, D. D.; DIERKSHEIDE, J. E.; YAPP, D.; BLACKMAN, S. Arc Behavior and Melting Rate en the VP-GMAW Process. **Welding Jornal**, p. 52-62, mar/2006

HASEGAWA, H.; MIYAGAWA, K.; NAKAYAMA, S.; TANAKA, M. Root pass bead welding method, United States Patent, **Patent N. US 5202546 (A)**. Abr. 1993

HIROICHI, N.; YUKIHIKO, S.; YOSHIKAZU S. One-side butt welding method of pipe by inert gas tungsten arc welding, European Patent Specification, **Patent N. JPS5970480 (A)**. Abr. 1984

HIROSHI, M.; MOTOJI, T.; SATOSHI, O. Arc welding method, European Patent Specification, **Patent N. JPS5550974 (A)**. Abr. 1980

HIRSCH, D. J.; PILLARD, M. M. Pipe clamping device, United States Patent, **Patent N. US 5583305 (A)**. Dez. 1996

HUNG, R. J.; ZHU, G. J. **The variable polarity plasma arc welding process characteristics and performance.** 1991. 75f. Final Report – The University of Alabama, Huntsville

IMC SOLDAGEM. **Manual de Instruções DIGIPlus A7.** p 88. 2011

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

JACKSON, C. E.; SHRUBSALL, A. E. Control of penetration and melting ratio with welding technique. **Welding Journal**, v. 32, n. 4, p. 172-178, 1953

JOHN, S. W.; ERVAN H. W. Internal expanding line-up pipe clamp, United States Patent, **Patent N. US 3197195 (A)**. Jul. 1965

JONES, R. L. Resilient lineup clamp, United States Patent, **Patent N.** US 5090608 (A). Fev. 1992

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

KANEYAMA, K.; MURAKAMI, T.; NAKAMURA, M. Clamping mechanism for line-up of pipes, United States Patent, **Patent N.** US 3979041 (A). Set. 1976

KORSHAK, A. A.; SHAMMAZOV, A. M. **Fundamentos of oil and gás recovery.** Ufa, Design Polygraph Service. 543 p. 2001

LAFORCE, J. Clamping method and apparatus for solid phase welding, United States Patent, **Patent N.** US 4418860 (A). Dez. 1983

LAMAR, T. V. Vacuum supply for internal pipeline line-up clamp seal space, United States Patent, **Patent N.** US 3458106 A. Jul. 1969.

LEDUC, T. Internal line up clamp, United States Patent, **Patent N.** US 5356067 (A). Out. 1994

LEON, F. P. Outside pipe lineup clamp, United States Patent, **Patent N.** US 3512229 (A). Mai. 1970

MASAKATSU, U.; SHUNJI, I. Single side welding method of conduit and pipe, European Patent Specification, **Patent N.** JP2003048067 (A). Fev. 2003

MEZNE, A.; DIKEL, P.; KANAL, M.; KONOPLIANEK, A.; DJENSEN, D.; SELIVANOVA, J. **Custo de Energia. Mecanismos internacionais em formação de preços nos petróleo e gás.** Belgium, Secretaria de Energia de Charter, 2007. 280 p.

MICHIHARU, Y.; YUJI, Y.; TADASHI, M. One-side welding procedure, European Patent Specification, **Patent N.** JPH 03180275 (A). Ago. 1991

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

MURAYAMA, M.; SUGITANI, Y. Method for one-side root pass welding of a pipe joint, United States Patent, **Patent N. US 5030812 (A).** Jul. 1991

MUSTAFIN, F. M.; BLEHEROVA, N. G.; KVIATKOVSKYI, O. P.; SYVOROV, A. F.; VASILIEV, G. G.; GAMBURG, I. SH.; SPECTOR, U. S.; KONOVALOV, N. I.; KOTELNIKOV, S. A.; HARISOV, R. A. **Soldagem de Tubulações.** Moscow, "Nedra", 2002

NASCIMENTO, A. S. et al. Metodologia para Determinação de Parâmetros para Soldagem MIG com Polaridade Variável. **Soldagem & Inspeção.** São Paulo. v 14, n. 2, p 002-010, Abr/Jun. 2008

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

NETO, J. B. O.; COSTA, A. J. D. A Petrobrás e a exploração de petróleo offshore no Brasil: um approach evolucionário. **Revista Brasileira de Economia**, Rio de Janeiro, v. 61, n.1, jan./mar. 2007

PARKER, W. D. Method of welding pipe, International Publication, **Patent N. WO 1998015378 (A1).** Abr. 1998

PETERS, S. R. Method and system to increase heat input to a weld during a short-circuit arc welding process, United States Patent, **Patent N. US 8373093 (B2).** Jun. 2008

RICHARD, S.; RICHARD, G. Welding arc penetrating power real-time detection system, United States Patent, **Patent N. US 6518545 (B1).** Fev. 2003

RINALDI, F. Weld suporting ring for pipes, United States Patent, **Patent N. US 5110031 (A).** Mai. 1992

RIYOUICHI, I.; SUTETO, H.; KIYOSHI, I. Method for welding tubular member, European Patent Specification, **Patent N. JPS58154487 (A).** Set. 1983

ROBERT, L. L.; JOHN S. W. Internal pipe lineup clamp, United States Patent, **Patent** N. US 3633813 (A). Jan. 1972

ROEN, R. A. Arc welding apparatus with oscillating electrode, United States Patent, **Patent** N. US 4295031 (A). Out. 1981

ROGERS, D. Lineup clamp, United States Patent, **Patent** N. US 3400872 (A). Set. 1968

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

SCOTTI, A.; MIRANDA, H.; FERRARRESI, V. Luminescence sensing system for welding, United States Patent, **Patent** N. US 20040034608 (A1). Fev. 2004

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

SCOTTI, A.; PONOMAREV,V.; LUCAS, W. A scientific application oriented classification for metal transfer modes in GMA welding. **Jornal of Materials Processing Tecnology**. n 212. 2012. p.1406-1413.

SCULLY, C. D.; WILSON, D. F. Size-adjustable internal pipe clamp apparatus, United States Patent, **Patent** N. US 4140262 (A). Fev. 1979

SKHABOVSKYI, I. **MIG/MAG RSSP (com Reversão Sincronizada do Sentido da Tocha e da Polaridade) Visando Automação de Soldagem do Passe de Raiz em Tubulações**. 2014. 154 f. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

SMIRNOV, U. B. **Formação do passe de raiz na soldagem unilateral das estruturas metálicas**. 2005. 192 f. Tese de doutorado – Universidade Federal de Togliatti, Togliatti.

SOUZA, D.; RESENDE, A.; SCOTTI, A. Um Modelo Qualitativo para Explicar a Influência da Polaridade na Taxa de Fusão no Processo MIG/MAG. **Soldagem & Inspeção**. São Paulo. v 14, n 3, p 192-198, Jul/set. 2009.

STAVA, E. K.; HSU, C.; NICHOLSON, P. Method and apparatus for electric arc welding, European Patent Specification, **Patent** N. EP 1036627 (B1). Ago. 2006

STAVA, E. K.; MYERS R. K. System and method for pulse welding, United States Patent, **Patent N.** US 7271365 (B2). Set. 2007

TAKAO, N.; KUNIO, S. Weaving welding method, European Patent Specification, **Patent N.** JPS5741886 (A). Mar. 1982

TAKESHI, T.; TERUHIKO, H. Circumferential welding method for double pipes, European Patent Specification, **Patent N.** JPH 03207575 (A). Sep. 1991

TALKINGTON, B. S. **Variable Polarity Gas Metal Arc Welding.** 1988. 113p. Dissertação de Mestrado, The Ohio State University.

VALENTINE, L. T. Vacuum supply for internal pipeline line-up clamp seal space, United States Patent, **Patent N.** US 3458106 (A). Jul. 1969

VERNI, J. C. Automatic arc welding, United States Patent, **Patent N.** US 1667585 (A). Abr. 1928

WILLIAM, L. B. Automatic pipeline welding method, United States Patent, **Patent N.** US 3668360 (A). Jun. 1972

APÊNDICE A

HIPÓTESE SOBRE FORMAÇÃO DE CORDÃO UTILIZANDO TECIMENTO TRANSVERSAL

Um volume de metal depositado pelo processo MIG/MAG sobre uma chapa com a tocha perfazendo o movimento de tecimento (transversal) e de avanço (longitudinal) ao mesmo tempo pode acomodar-se como um cordão unico ou dois cordões separados. De forma simplificada, pode-se assumir que a preferência pela acomodação do volume depositado em um ou dois cordões vai depender da energia de superfície livre. Todo material tende à menor energia livre de superfície, consequentemente, menor área superficial por volume (esfera). Assim, todo cordão de solda deveria ficar na forma esférica. Porém, dois efeitos atuam neste caso, a molhabilidade (função da tensão superficial não só do líquido, mas também do sólido e do meio externo gasoso) e a força da gravidade, que fazem o perfil da poça fundida mudar para uma semi-elipse. Mas caso dois volumes de metal fundido sejam depositados separadamente (como duas poças paralelas, fruto de tecimento transversal), eles podem se juntar ou ficar separados. A preferência pela forma de acomodação se daria em função principalmente do volume de material depositado por unidade de comprimento da solda (que é representado pelas áreas das seções transversais das formas geométrica da Figura A-1) e amplitude de tecimento.



Figura A-1 – Possíveis configurações de um cordão depositado pelo processo MIG/MAG com tecimento transversal: a) volume depositado na forma de dois cordões paralelos; b) volume depositado na forma de um único cordão

Considerando a geometria do cordão como um semicírculo (nos caso de dois cordões separados) ou uma semi-elipse (no caso de cordão único), quanto menor a relação perímetro por área das figuras, mais estável é a forma. Assim, é possível determinar a preferência para acomodação do cordão pela relação expressa pela equação 1 (quando $\tau > 1$ significa que vai se formar dois cordões separados, enquanto $\tau < 1$ significa que vai se formar um cordão inteiro)

$$\tau_{sc} / \tau_{se} = \frac{\text{Perímetro/Área do semicírculo}}{\text{Perímetro/Área semi-elipse}} \quad (1)$$

Para se calcular os parâmetros geométricos de um semicírculo, pode-se usar as equações 2 e 3, a saber:

$$P_{sc} = \pi r \quad (2)$$

$$A_{sc} = \pi r^2 / 2 \quad (3)$$

Onde:

P_{sc} – perímetro do semicírculo (mm);

A_{sc} – área do semicírculo, ou seja, a metade do volume depositado por unidade de comprimento da solda (mm^2);

r – raio do semicírculo (mm), a ser encontrado em função da área.

Já para se calcular os parâmetros geométricos da semi-elipse, é razoável considerar que o eixo maior da semi-elipse seria proporcional à dimensão da amplitude de tecimento. Naturalmente, esta suposição não valeria para amplitude de tecimento muito pequena frente ao volume de material depositado. Desta forma, a faixa de amplitude em que se aplica esta suposição é arbitrária pelo usuário.

Tomando-se como referência a Figura A-2, na qual se define a metade do eixo maior (a) e a metade do eixo menor (b) da semi-elipse, estas dimensões podem ser calculadas pelas Equações 4 e 5.

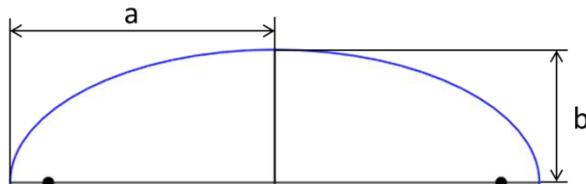


Figura A-2 – Descrição geométrica dos eixos da semi-elipse: a – metade do eixo maior; b – metade do eixo menor

$$a = \frac{A}{2} \quad (4)$$

$$b = \frac{2 \times A_{se}}{\pi \times A} \quad (5)$$

Onde:

A – amplitude de tecimento;

A_{se} – área da semi-elipse, ou seja, o volume depositado por unidade de comprimento da solda (mm^2).

Para se calcular o perímetro de uma semi-elipse, existem várias formulas, como as apresentadas pelas equações 6 a 11 (Eq. 7 de Roger Maertens ou Necat; Eq. 8 de Ramanudjan; Eq. 9 de Kurt Gieck, "Manual Formulas Técnicas", Alemanha 1974; Eq. 10 de Kurk Gieck, "Manual Formulas Técnicas", Alemanha 1974), mas todas elas aproximadas. Cada uma se aplica melhor em função da geometria da própria elipse. Outra forma de se calcular o perímetro de uma semi-elipse seria através de algum software comercial, como o SolidWorks (desenhando uma imagem, de acordo com a escala, e usar o função "medida de perímetro"). Neste trabalho, comparou-se resultados das todas as equações com as medições do Software SolidWorks para uma dada condição de soldagem média a ser encontrada neste trabalho (Tabela A-1). Pode-se ver o que Equações 9 e 12 estão em maior concordância com os resultados do Software SolidWorks. Desta forma, optou-se por usar a Equação 9 neste trabalho, com a qual se prevê uma erro de 0,02% e tem uma faixa de aplicação para $0,05 < a/b < 20$.

$$P = 4 \frac{\pi ab + (a-b)^2}{a+b} \quad (6)$$

$$P = 4(a^x + b^x)^{1/x} \quad \text{onde: } x = \frac{\ln 2}{\ln \frac{\pi}{2}} \quad (7)$$

$$P = \pi \left[3(a + b) - \sqrt{(3a + b)(a + 3b)} \right] \quad (8)$$

$$P \cong \pi \frac{a^2 + b^2}{2} \quad (9)$$

$$P = \pi(a + b) \left[1 + \frac{1}{4}\alpha^2 + \frac{1}{64}\alpha^4 + \frac{1}{256}\alpha^6 + \frac{25}{16384}\alpha^8 + \dots \right] \quad (10)$$

$$\text{onde: } \alpha = \frac{a-b}{a+b}$$

$$P = \pi(a + b) \left(1 + \frac{\frac{3(a-b)^2}{(a+b)^2}}{10 + \sqrt{4 - \left(\frac{3(a-b)^2}{(a+b)^2} \right)}} \right) \quad (11)$$

Tabela A-1 – Cálculos do perímetro de uma semi-elipse para área do cordão 25 mm² e amplitude de 11 mm

Perímetro (Equação 7)	Perímetro (Equação 8)	Perímetro (Equação 9)	Perímetro (Equação 10)	Perímetro (Equação 11)	Perímetro (Equação 12)	Perímetro (Software SolidWorks)
11,93	11,90	11,86	10,91	13,02	11,86	11,86

A partir das equações 2, 3, 4, 5 e 8, foi possível calcular para uma faixa prevista de volume depositado por unidade de comprimento de solda (área do cordão) e uma dada amplitude, os perímetros e as relações desse perímetro pela área de cada geometria. Como se vê no estudo de caso, somente com áreas de cordão menores do que 20 mm² é que se espera a disposição de 2 cordões ao invés de um único cordão ao se usar a dimensão do eixo maior como a metade da amplitude de tecimento. Caso se considere a dimensão deste eixo maior como mais longo do que a amplitude (tabelas A-3 até A-5), maior vai se tornando o volume necessário para se formar uma poça única. Por outro lado, ao se considerar que a dimensão de “b” devido ao efeito da força da gravidade cresca menos do que o predito nas citadas tabelas, mesmo com uma menor área depositada pode iniciar-se a acomodação como um único cordão (Tabela A-6) memória de cálculo para previsão da condição de acomodação do material fundido como um ou dois corões em função de diferentes valores arbitrados para o eixo maior da elipse é dada nas Tabelas A-2 até A-6.

Tabela A-2 – Se eixo menor de elipse (a) for considerado como 4,5 mm (como metade da amplitude de tecimento):

Cordão		Meio do Círculo				Meio de Elipse				Resultado		
Area (mm ²)	A (mm)	A _{sc} (mm ²)	R _{sc} (mm)	P _{sc} (mm)	τ _{sc} (mm)	A _{se} (mm ²)	a (mm)	b (mm)	P _{se} (mm)	τ _{se} (mm)	τ _{sc} / τ _{se} (mm)	1 ou 2 cordões
2,5	9	1,25	0,63	1,98	1,58	2,5	4,5	0,35	9,08	3,63	0,44	2
5		2,5	0,89	2,80	1,12	5		0,70	9,30	1,86	0,60	2
10		5,0	1,26	3,96	0,79	10		1,41	9,93	0,99	0,80	2
15		7,5	1,54	4,85	0,64	15		2,12	10,73	0,72	0,90	2
20		10,0	1,78	5,60	0,56	20		2,82	11,66	0,58	0,96	2
25		12,5	1,99	6,26	0,50	25		3,53	12,66	0,51	0,99	1
30		15,0	2,18	6,86	0,45	30		4,24	13,73	0,46	1,00	1
35		17,5	2,36	7,41	0,42	35		4,95	14,85	0,42	1,00	1
40		20,0	2,52	7,92	0,39	40		5,65	16,00	0,40	0,99	1
45		22,5	2,67	8,40	0,37	45		6,36	17,19	0,38	0,98	1
50		25,0	2,82	8,86	0,35	50		7,07	18,40	0,37	0,96	1
55		27,5	2,95	9,29	0,33	55		7,78	19,63	0,36	0,95	1
60		30,0	3,09	9,70	0,32	60		8,48	20,88	0,35	0,93	1

Tabela A-3 – Se eixo menor de elipse (a) for considerado como 5,5 mm (como metade da amplitude de tecimento acrescida de 2 mm):

Cordão		Meio do Círculo				Meio de Elipse				Resultado		
Area (mm ²)	A (mm)	A _{sc} (mm ²)	R _{sc} (mm)	P _{sc} (mm)	τ _{SC} (mm)	A _{se} (mm ²)	a (mm)	b (mm)	P _{se} (mm)	τ _{SE} (mm)	τ _{SC} /τ _{SE} (mm)	1 ou 2 cordões
2,5	9	1,25	0,63	1,98	1,58	2,5	5,5	0,29	11,04	4,42	0,36	2
5		2,5	0,89	2,80	1,12	5		0,58	11,18	2,24	0,50	2
10		5,0	1,26	3,96	0,79	10		1,16	11,60	1,16	0,68	2
15		7,5	1,54	4,85	0,64	15		1,74	12,15	0,81	0,80	2
20		10,0	1,78	5,60	0,56	20		2,31	12,79	0,64	0,88	2
25		12,5	1,99	6,26	0,50	25		2,89	13,50	0,54	0,93	2
30		15,0	2,18	6,86	0,45	30		3,47	14,27	0,48	0,96	2
35		17,5	2,36	7,41	0,42	35		4,05	15,09	0,43	0,98	2
40		20,0	2,52	7,92	0,39	40		4,63	15,94	0,40	0,99	1
45		22,5	2,67	8,40	0,37	45		5,21	16,82	0,37	1,00	1
50		25,0	2,82	8,86	0,35	50		5,79	17,73	0,35	1,00	1
55		27,5	2,95	9,29	0,33	55		6,37	18,66	0,34	1,00	1
60		30,0	3,09	9,70	0,32	60		6,94	19,61	0,33	0,99	1

Tabela A-4 – Se eixo menor de elipse (a) for considerado como 6,5 mm (como metade da amplitude de tecimento acrescida de 4 mm):

Cordão		Meio do Círculo				Meio de Elipse				Resultado		
Area (mm ²)	A (mm)	A _{sc} (mm ²)	R _{sc} (mm)	P _{sc} (mm)	τ _{SC} (mm)	A _{se} (mm ²)	a (mm)	b (mm)	P _{se} (mm)	τ _{SE} (mm)	τ _{SC} /τ _{SE} (mm)	1 ou 2 cordões
2,5	9	1,25	0,63	1,98	1,58	2,5	6,5	0,24	13,01	5,20	0,30	2
5		2,5	0,89	2,80	1,12	5		0,49	13,11	2,62	0,43	2
10		5,0	1,26	3,96	0,79	10		0,98	13,41	1,34	0,59	2
15		7,5	1,54	4,85	0,64	15		1,47	13,80	0,92	0,70	2
20		10,0	1,78	5,60	0,56	20		1,96	14,26	0,71	0,79	2
25		12,5	1,99	6,26	0,50	25		2,45	14,79	0,59	0,85	2
30		15,0	2,18	6,86	0,45	30		2,94	15,36	0,51	0,89	2
35		17,5	2,36	7,41	0,42	35		3,43	15,97	0,46	0,93	2
40		20,0	2,52	7,92	0,39	40		3,92	16,62	0,42	0,95	2
45		22,5	2,67	8,40	0,37	45		4,41	17,29	0,38	0,97	1
50		25,0	2,82	8,86	0,35	50		4,90	17,99	0,36	0,99	1
55		27,5	2,95	9,29	0,33	55		5,39	18,71	0,34	0,99	1
60		30,0	3,09	9,70	0,32	60		5,88	19,45	0,32	1,00	1

Tabela A-5 – Se eixo menor de elipse (a) for considerado como de 7,5 mm (como metade da amplitude de tecimento acrescida de 5 mm):

Cordão		Meio do Círculo				Meio de Elipse				Resultado		
Area (mm ²)	A (mm)	A _{sc} (mm ²)	R _{sc} (mm)	P _{sc} (mm)	τ _{SC} (mm)	A _{se} (mm ²)	a (mm)	b (mm)	P _{se} (mm)	τ _{SE} (mm)	τ _{SC} /τ _{SE} (mm)	1 ou 2 cordões
2,5	9	1,25	0,63	1,98	1,58	2,5	7,5	0,21	14,99	6,00	0,26	2
5		2,5	0,89	2,80	1,12	5		0,42	15,07	3,01	0,37	2
10		5,0	1,26	3,96	0,79	10		0,85	15,28	1,53	0,52	2
15		7,5	1,54	4,85	0,64	15		1,27	15,57	1,04	0,62	2
20		10,0	1,78	5,60	0,56	20		1,70	15,92	0,80	0,70	2
25		12,5	1,99	6,26	0,50	25		2,12	16,32	0,65	0,77	2
30		15,0	2,18	6,86	0,45	30		2,55	16,76	0,56	0,82	2
35		17,5	2,36	7,41	0,42	35		2,97	17,23	0,49	0,86	2
40		20,0	2,52	7,92	0,39	40		3,40	17,73	0,44	0,89	2
45		22,5	2,67	8,40	0,37	45		3,82	18,25	0,41	0,92	2
50		25,0	2,82	8,86	0,35	50		4,24	18,80	0,38	0,94	2
55		27,5	2,95	9,29	0,33	55		4,67	19,37	0,35	0,96	1
60		30,0	3,09	9,70	0,32	60		5,09	19,96	0,33	0,97	1

Tabela A-6 – Se o valor de eixo maior for metade da amplitude e o menor se muda gradualmente com aumento de área, mas pela razão de 0,5 do calculado na Tabela A-2 (simulando o efeito da força da gravidade):

Cordão		Meio do Círculo				Meio de Elipse				Resultado		
Area (mm ²)	A (mm)	A _{sc} (mm)	R _{sc} (mm)	P _{sc} (mm)	τ _{SC} (m)	A _{se} (mm)	a (mm)	b (mm)	P _{se} (mm)	τ _{SE} (mm)	τ _{SC} /τ _{SE} (mm)	1 ou 2 cordões
7,07	9	3,5	1,06	3,33	0,94	7,07	4,5	0,5	9,17	1,30	0,73	2
10,6		5,3	1,30	4,08	0,77	10,60	4,5	0,75	9,33	0,88	0,87	2
14,13		7,1	1,50	4,71	0,67	14,13	4,5	1	9,54	0,67	0,99	1
17,66		8,8	1,68	5,27	0,60	17,66	4,5	1,25	9,77	0,55	1,08	1
21,2		10,6	1,84	5,77	0,54	21,20	4,5	1,5	10,02	0,47	1,15	1
24,73		12,4	1,98	6,23	0,50	24,73	4,5	1,75	10,30	0,42	1,21	1
28,26		14,1	2,12	6,66	0,47	28,26	4,5	2,00	10,59	0,37	1,26	1
31,79		15,9	2,25	7,07	0,44	31,79	4,5	2,25	10,90	0,34	1,30	1
35,33		17,7	2,37	7,45	0,42	35,33	4,5	2,50	11,22	0,32	1,33	1
38,86		19,4	2,49	7,81	0,40	38,86	4,5	2,75	11,55	0,30	1,35	1
42,39		21,2	2,60	8,16	0,38	42,39	4,5	3,00	11,90	0,28	1,37	1
45,92		23,0	2,70	8,49	0,37	45,92	4,5	3,25	12,25	0,27	1,39	1
49,46		24,7	2,81	8,81	0,36	49,46	4,5	3,50	12,62	0,26	1,40	1