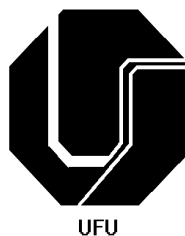


ALEXANDRE SALDANHA DO NASCIMENTO

**FENOMENOLOGIA DA SOLDAGEM MIG/MAG-PV E
SUA APLICABILIDADE PARA JUNTAS
SOBREPOSTA E EM V (PASSE DE RAIZ)**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2011

ALEXANDRE SALDANHA DO NASCIMENTO

**FENOMENOLOGIA DA SOLDAGEM MIG/MAG-PV E SUA
APLICABILIDADE PARA JUNTAS SOBREPOSTA E EM V (PASSE
DE RAIZ)**

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Louriel Oliveira Vilarinho

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

N244 Nascimento, Alexandre Saldanha do, 1977-
2011 Fenomenologia da soldagem MIG/MAG-PV e sua aplicabilidade
para juntas sobreposta e em V (passe de raiz) / Alexandre Saldanha do
Nascimento. - 2011.
186 f. : il.

Orientador: Louriel Oliveira Vilarinho.

Tese (doutorado) – Universidade Federal de Uberlândia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Soldagem - Teses. I. Vilarinho,
Louriel Oliveira, 1975- II. Universidade Federal deUberlândia. Programa
de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU: 621

À

Leda C. Oliveira do Nascimento

e

Alícia G. Saldanha do Nascimento

AGRADECIMENTOS

- Primeiramente a Deus por conceder-me esta realização;
- A minha família pelo apoio;
- Ao Prof. Louriel Oliveira Vilarinho pela orientação, atenção e contribuição científica dedicada a este trabalho e pela compreensão e amizade;
- Aos Professores Américo Scotti, Valtair Ferraresi e Carlos Alberto Mota, pelos ensinamentos, ajuda técnica e amizade;
- Aos colegas do Laprosolda, em especial ao Douglas Araújo pelo auxílio no programa para medir a cinemática da gota, José Henrique Vargas e Daniel Souza pela ajuda na execução de alguns experimentos, além de Lindbergh, Diandro, André, Ribeiro, Regina, Ruhan, Demóstenes, Marcelo, Hélio, Rômulo, Márcio, entre outros, pela colaboração no dia-a-dia.
- Aos bolsistas do GETSOLDA do curso de Engenharia Mecânica da UFPA, Ohashi e Bruno pela ajuda;
- Ao CNPq pelo suporte financeiro;
- À FEMEC/UFU e ao Coordenador Prof. Gilmar Guimarães e ao Colegiado do Programa de Pós-graduação pela oportunidade de realizar o curso;
- E, finalmente, a todos aqueles que direta ou indiretamente contribuíram para a realização deste trabalho.

NASCIMENTO, S. A. **Fenomenologia da Soldagem MIG/MAG-PV e sua Aplicabilidade para Juntas Sobreposta e em V (Passe de Raiz)**. 2011. 186f. Tese de doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

RESUMO

O desenvolvimento de fontes eletrônicas de soldagem tem permitido o estudo de processos inovadores, geralmente com o objetivo de melhorar a capacidade de produção aliada a baixos níveis de aporte térmico. Os diversos processos de soldagem existentes e disponíveis comercialmente são baseados no uso do modo de transferência metálica e no desenvolvimento de formas de ondas que melhorem o controle do processo. O processo MIG/MAG-PV (Polaridade Variável) é um processo derivativo do MIG/MAG convencional que alia as vantagens do uso de polaridade positiva, como a boa estabilidade de arco e limpeza catódica, com as fornecidas pela polaridade negativa, com destaques à elevada taxa de fusão do eletrodo e ao baixo aporte térmico entregue ao metal de base. Este processo de soldagem, no entanto, ainda possui uso limitado devido à escassez de publicações técnicas e científicas. Desta forma, neste trabalho é apresentada uma investigação mais aprofundada sobre a física do processo, o estudo das características cinemáticas das gotas em transferência, o desempenho operacional sobre a qualidade do metal depositado e a proposição de uma metodologia para determinação de parâmetros de soldagem em quatro formatos de onda com variações na taxa de eletrodo negativo, de modo a se estabelecerem as estabilidades operacionais de arco e de transferência metálica. A avaliação do processo foi realizada através de filmagens do arco e análise das características geométricas do cordão. Além disto, foi investigada a aplicação em junta sobreposta e em passe de raiz. O processo MIG/MAG-PV se mostrou eficaz com resultados satisfatórios de estabilidade, sobretudo nas soldas com formato de onda utilizando uma base positiva antes do pulso de corrente, onde nesta condição a gota em transferência é desacelerada e a soldagem apresenta-se livre de respingos. Na aplicação em juntas, o processo apresentou bons resultados de robustez aliada à produtividade.

Palavras-Chave: Polaridade Variável; Transferência Metálica; Forma de onda; Junta Sobreposta; Passe de Raiz.

NASCIMENTO, S. A. **Phenomenology of MIG/MAG-PV Welding and its Applicability for Lap and V (Root Pass) Joints**. 2011. 186f. Dr. Thesis, Federal University of Uberlândia, MG, Brazil.

ABSTRACT

The development of electronic power sources has allowed the study of innovative processes, usually with the goal of productivity increase combined to low levels of heat input. The commercially-available processes are based on metal transfer modes and development of waveforms to improve process control. Among those, the MIG/MAG-VP (Variable Polarity) process is a derivative one from the conventional MIG/MAG. It combines the advantages of using positive polarity, such as good arc stability and cathodic cleaning, to the ones provided by negative polarity, which are the high fusion rate of electrode and low heat input to the base metal. However, this process still has limited use due to the lack of technical and scientific literature. Thus, this work presents a thorough investigation of physical aspects, the study of the kinematics of droplets in transfer, the operational performance related to the weld quality and the proposition of a methodology for determination of welding parameters in four waveforms by varying the rate of negative time in order to provide arc stability and suitable metal transfer. The evaluation of the MIG/MAG-PV process was carried out by shadowgraph method and analyses of bead features. Furthermore, the process applicability to lap joints and root pass were also investigated. The MIG/MAG-PV process showed as very effective with satisfactory stability, especially when using waveforms with positive basis before the current pulse. In this condition the droplet in transfer is slowed down and the welding can be considered free of spattering. Test applications in joints showed that the process is robust and allows high productivity.

Keywords: Variable Polarity; Metal Transfer; Waveform; Lap Joint; Root Pass.

Lista de Abreviaturas e Símbolos

%EN – Razão entre o tempo em que o eletrodo opera na polaridade negativa e o período total da forma de onda;

α – Coeficiente indicativo da contribuição do calor do arco para a fusão do eletrodo;

β – Coeficiente indicativo da contribuição do calor por efeito Joule para a fusão do eletrodo;

a – Comprimento de arco;

ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas;

AWS – American Welding Society;

CA – Corrente Alternada;

CC- – Corrente Contínua Negativa;

CC+ – Corrente Contínua Positiva;

CCEN- Corrente Contínua Eletrodo Negativo;

CCEP – Corrente Contínua Eletrodo Positivo;

DBCP – Distância Bico de Contato-Peça;

DC – Direct Current;

EN – Eletrodo Negativo;

EP – Eletrodo Positivo;

GMAW – Gas metal arc welding;

GTAW – Gas tungsten arc welding;

I – Corrente;

I_{arit} – Corrente Média Aritmética;

I_b – Corrente de base;

I_{ef} – Corrente eficaz de soldagem;

I_i – Corrente Instantânea;

IIW – International Institute of Welding;

I_m – Corrente média de soldagem;

I_n – Corrente negativa;

I_p – Corrente de pulso;

I_{RMS} – Corrente Eficaz;

L – Comprimento do Eletrodo;

MIG/MAG – Metal Inert Gas/Metal Active Gas;

MIG/MAG-PV – Metal Inert Gas/Metal Active Gas- Polaridade Variável;

P_{arit} – Potência Média Aritmética;

PIB – Produto Interno Bruto;

P_{inst} – Potência Instantânea;

PPAW – Soldagem a Plasma com Pó Metálico;

P_{RMS} – Potência Eficaz;

PV – Polaridade Variável;

qps – Quadros por segundo;

Ren – Rendimento de deposição;

R^2 – Coeficiente de correlação;

RMS – Root Mean Square;

SAC – Sistema Avançado de Controle;

SAE – Society of Automotive Engineers;

STT – Surface Tension Transfer;

T – período;

t_b – tempo de base;

TD – Taxa de deposição;

TF – Taxa de fusão;

t_{en} – tempo na polaridade negativa;

t_{ep} – tempo na polaridade positiva;

t_p – tempo de pulso;

TWI - The Welding Institute;

U_{ano} – Tensão anódica;

U_{arit} – Tensão Média Aritmética;

U_{cat} – Tensão catódica;

UGPP – Uma gota por pulso;

U_i – Tensão Instantânea;

U_{RMS} – Tensão Eficaz;

U – Tensão de soldagem;

V_a – Velocidade de alimentação de arame;

V_{CHE} – Velocidade de chegada das gotas;

V_g – Vazão de gás;

U_m – Tensão média de soldagem;

V_s – Velocidade de soldagem;

w – Velocidade de consumo;

ZTA – Zona Termicamente Afetada.

SUMÁRIO

1- INTRODUÇÃO	1
2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	4
2.1. DEFINIÇÃO	4
2.2. POLARIDADE NO PROCESSO MIG/MAG	4
2.3. FORMAS DE ONDA.....	8
2.4. PARÂMETROS DE SOLDAGEM.....	12
2.5. CARACTERÍSTICAS GERAIS	13
2.6. MÉTODOS DE CÁLCULO DE POTÊNCIA DO ARCO	25
3 - METODOLOGIA EXPERIMENTAL GERAL.....	29
3.1. MATERIAIS	29
3.2. EQUIPAMENTOS.....	30
3.3. SEQUÊNCIA DE EXPERIMENTOS.....	40
4 - ESTUDO DO COMPORTAMENTO DO CONSUMO	42
4.1. REVISÃO DA LITERATURA	42
4.2. METODOLOGIA	46
4.3. RESULTADOS PARA AS CONSTANTES DA EQUAÇÃO DO CONSUMO	47
4.4. RESULTADOS PARA A TAXA DE FUSÃO	51
5 - ESTUDO DO FENÔMENO DA ESCALADA DO ARCO.....	56
5.1. REVISÃO DA LITERATURA	56
5.2. METODOLOGIA	56
5.3. RESULTADOS SOBRE ESCALADA DO ARCO	58
5.4. RESULTADOS PARA GEOMETRIA DO CORDÃO EM POLARIDADE NEGATIVA	64
6 - CARACTERÍSTICAS CINEMÁTICAS DA TRANSFERÊNCIA METÁLICA.....	67
6.1. REVISÃO DA LITERATURA	67
6.2. METODOLOGIA	70
6.3. RESULTADOS PARA A CINEMÁTICA DAS GOTAS.....	73
7 - DETERMINAÇÃO DE PACOTES OPERACIONAIS OTIMIZADOS	82
7.1. REVISÃO DA LITERATURA	82
7.2. METODOLOGIA	84
7.3. RESULTADOS PARA DETERMINAÇÃO DE PARÂMETROS	86
7.4. RESULTADOS PARA O ESTUDO DA TRANSFERÊNCIA METÁLICA.....	88
7.5. RESULTADOS PARA CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS.....	94
7.6. ESTUDO DO TIPO DE ONDA E GÁS DE PROTEÇÃO SOBRE AS CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS E ECONÔMICAS.....	98
8 - SOLDAGEM EM JUNTAS	117
8.1. JUNTAS SOBREPOSTAS.....	117
8.1.1. REVISÃO DA LITERATURA	117
8.1.2. METODOLOGIA	119
8.1.3. RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	120
8.2. PASSE DE RAIZ EM JUNTA EM V	129
8.1.1. REVISÃO DA LITERATURA	129
8.2.2. METODOLOGIA	135
8.2.3. RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	137

9 - CONCLUSÕES	144
10 - TRABALHOS FUTUROS	147
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	149
ANEXO I - TESTES PRELIMINARES	160
ANEXO II - PROGRAMA EM MATLAB® UTILIZADO PARA A DETERMINAÇÃO DE GRANDEZAS DINÂMICAS DA GOTA.....	164
ANEXO III - PROGRAMA EM MATLAB® UTILIZADO PARA GERAÇÃO DE METAMODELOS PARA PREVISÃO DAS CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS DOS CORDÕES	167
ANEXO IV - RESULTADOS DO STATISTICA PARA OS COEFICIENTES DO MODELO TESTADO EM MATLAB PARA PREVISÃO DAS CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS DOS CORDÕES.....	174

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

De acordo com Miller et al. (2002), 30% do PIB americano está relacionado a operações de soldagem, onde se destaca o processo MIG/MAG (Metal Inert Gas/Metal Active Gas), também conhecido como GMAW (Gas Metal Arc Welding). Este processo foi patenteado em 1930 por Hobart e Devers, tornou-se comercial a partir de 1948 (HARWIG, 2000) e vem sofrendo constante aumento em popularidade devido às vantagens de elevada produtividade e facilidade de automatização, onde o desenvolvimento da tecnologia das fontes de energia ampliou seu uso para uma grande variedade de materiais (PRAVEN, 2005).

O processo MIG/MAG é operado quase que exclusivamente com o eletrodo em polaridade positiva (CCEP) por garantir maior estabilidade de arco. Por outro lado, o uso com sucesso de polaridade negativa para maiores taxas de fusão aliada ao controle do aporte térmico sobre o metal base e penetração em processos que utilizam fluxo (como Eletrodo Revestido e Arame Tubular) gerou interesse similar para MIG/MAG. No entanto, um obstáculo que tem limitado o uso em polaridade diferente da CCEP neste processo é a instabilidade do arco ao se empregar a polaridade negativa.

Neste contexto de necessidade desenvolvimentista, foram surgindo ao longo do tempo diversas variantes do processo MIG/MAG baseadas no modo de transferência metálica e no desenvolvimento de formas de ondas que melhorem o controle operacional do processo (HARWIG, 2000). Isto só foi possível através do uso de fontes eletrônicas, que tem permitido o estudo de processos inovadores, geralmente com o objetivo de melhorar a capacidade de produção aliada a baixos níveis de aporte térmico.

Em especial, destaca-se a soldagem MIG/MAG-CA (corrente alternada) com onda senoidal, que foi inicialmente investigada no TWI (The Welding Institute, UK) nos anos 70, utilizando-se uma fonte transformadora de 400 Hz. Já um equipamento comercial foi desenvolvido e introduzido no Japão em 1988, sob a nova abordagem de polaridade variável (PV), onde há o controle em separado dos tempos em negativo e positivo, diferentemente de uma onda senoidal.

A tecnologia de soldagem MIG/MAG-PV (Polaridade Variável) tornou-se disponível comercialmente na Europa no final da década de 1990, e foi promovida inicialmente somente para aplicações em robótica (MULLIGAN, 2004). A aceitação industrial desta versão da soldagem MIG/MAG enfrenta sérias restrições em diversos países, devido à falta de pesquisas publicadas e, também, pela não divulgação do produto fora do Japão. Destaca-se que mesmo no Japão este processo não tem sido largamente aceito, apresentando em alguns casos alto custo de implantação, da ordem de US\$ 100.000,00 (MULLIGAN, 2003). Recentemente, várias tentativas em aplicar a abordagem de polaridade variável foram restringidas pela capacidade da fonte. Por isto, diversos fabricantes de fontes têm pesquisado o tema e máquinas de soldagem MIG/MAG-PV têm sido comercializadas (NORRISH, 2003).

Em termos de classificação de processos, a soldagem MIG/MAG-PV se enquadra como sendo um processo derivativo do processo MIG/MAG e vem sendo referenciado na literatura científica como sendo de baixo aporte térmico. As diversas vantagens provenientes da característica de baixo calor imposto tornam o processo bastante atraente. Entretanto, a escassez de informações mais detalhadas têm limitado a sua aplicação. Neste sentido, a proposição deste trabalho para uma investigação mais aprofundada dos efeitos dos parâmetros de soldagem sobre o desempenho operacional do processo e sobre a qualidade do metal depositado, deverá auxiliar para o desenvolvimento do conhecimento e aplicações otimizadas contribuindo para tornar o processo mais popular nos diversos segmentos da indústria.

Desta forma, este trabalho tem como objetivo principal investigar a fenomenologia do processo MIG/MAG-PV e suas potencialidades. Assim, o presente trabalho foi desenvolvido seguindo duas vertentes. A primeira consiste em tópicos relacionados à física do arco, como o fenômeno da escalada de arco, a cinemática da transferência metálica e a determinação de constantes da equação do consumo e indicação de uma metodologia para determinação de parâmetros que garantam as estabilidades de arco e de transferência metálica, baseada nos estudos de formatos de onda e de diferentes taxas de eletrodo negativo. A segunda vertente da tese versa inicialmente sobre pacotes operacionais para soldagem em simples deposição e em seguida trata da avaliação do desempenho do processo para a aplicação em junta sobreposta, bastante usada na indústria automobilística, e em juntas com chanfro em V para passe de raiz, que simulam as de tubulações, com o intuito de difundir o conhecimento e ampliar o alcance de aplicabilidade do processo em vários ramos da indústria.

Por fim, ressalta-se que, diferentemente de uma abordagem mais tradicional para o corpo de uma tese, apresenta-se inicialmente na revisão bibliográfica uma visão geral do

histórico do processo, características gerais e principais trabalhos envolvendo MIG/MAG-PV. Já para cada especificidade com relação à fenomenologia (consumo, escala do arco, cinemática da transferência) e aplicabilidade (pacotes operacionais, junta sobreposta e passe de raiz para junta em V) do processo, uma revisão bibliográfica é apresentada em detalhes no início de cada capítulo, de forma a favorecer o fluxo de idéias para a especificidade do capítulo em questão. Em seguida de cada revisão particular, são apresentadas as metodologias dedicadas e os resultados e discussões de cada especificidade. Adotou-se esta abordagem por acreditar que, neste trabalho em específico, ela é mais eficaz para o entendimento do leitor. A Figura 1.1 procura ilustrar esta abordagem de apresentação da tese.

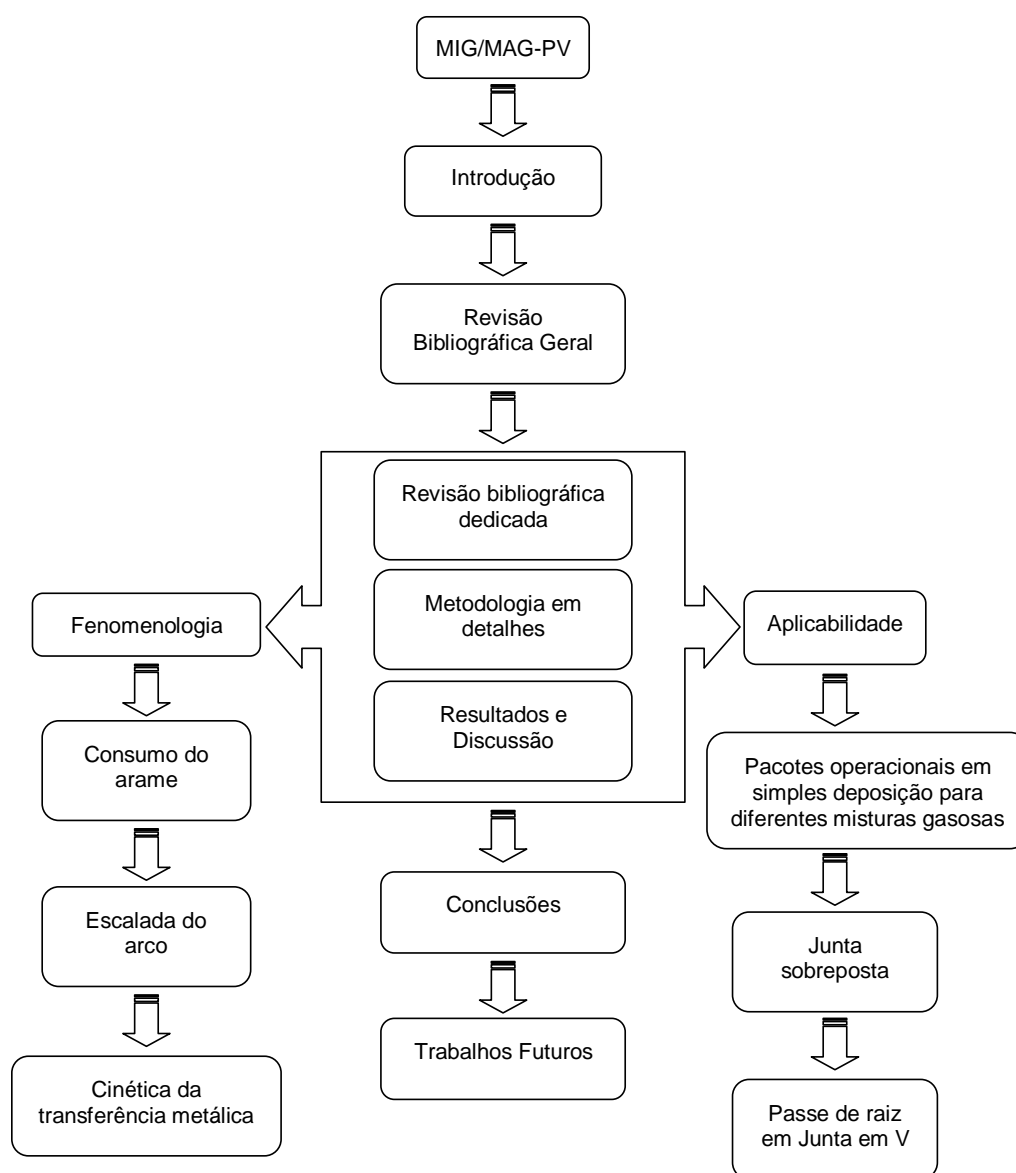


Figura 1.1 – Distribuição esquemática da tese.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Definição

O processo de soldagem MIG/MAG-PV (Polaridade Variável) é também conhecido por MIG/MAG-CA (Corrente Alternada) ou ainda GMAW-VP (Variable Polarity Gas Metal Arc Welding). O termo “Polaridade Variável” é mais exatamente usado para descrever formas de onda nas quais a razão das duas polaridades pode ser variada. Já o termo CA normalmente é usado para descrever uma onda senoidal, apesar de que também pode ser usado para descrever uma corrente que alterna entre polaridades positiva e negativa.

2.2. Polaridade no Processo MIG/MAG

Tradicionalmente se afirma que o processo de soldagem MIG/MAG-PV acumula as vantagens da soldagem MIG/MAG convencional (CCEP) ao aumento da taxa de deposição e a redução do aporte térmico, obtidos na soldagem MIG/MAG com o eletrodo em polaridade negativa (CCEN) (MULLIGAN, 2003). A Figura 2.1 apresenta as principais características do arco em ambas as polaridades.

Em outros processos que utilizam fluxo, como Eletrodo Revestido, Arame Tubular e Arco Submerso, o uso do eletrodo em polaridade negativa (ou simplesmente polaridade negativa, como é usualmente referido na terminologia de soldagem no Brasil, omitindo o termo eletrodo, o mesmo vale para polaridade positiva) ou combinação de polaridades têm sido utilizados com sucesso. Neste contexto, a operação em corrente alternada (CA) tem sido usada nos processos de soldagem Eletrodo Revestido e Arco Submerso por muitos anos para evitar os efeitos da interferência do campo magnético e permitir simplificação dos requerimentos da fonte de soldagem. Já a onda quadrada CA ou forma de onda de corrente em polaridade variável também tem sido empregada com estes processos para melhorar o

controle e estabilidade do processo (NORRISH, 2003).

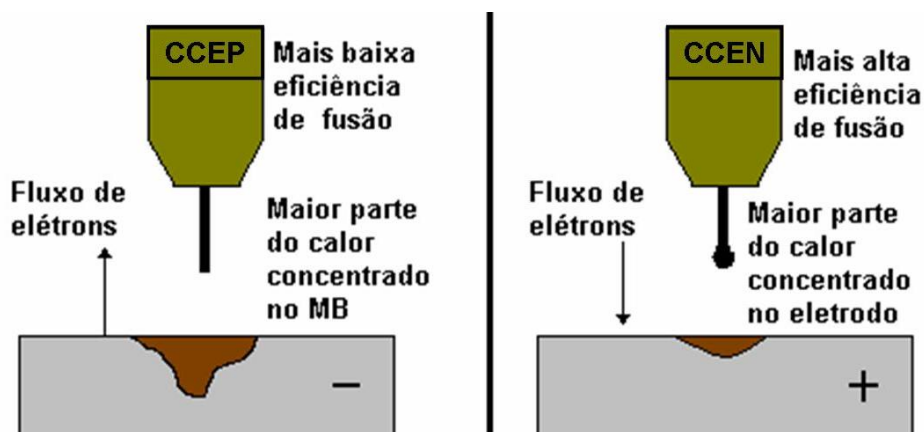


Figura 2.1 - Característica do arco nas polaridades positiva e negativa (Adaptado de SOUZA, 2007).

O uso de polaridade negativa (CCEN) para controlar o aporte térmico sobre o metal base e penetração nestes processos tem gerado interesse similar para MIG/MAG. No entanto, um obstáculo que tem limitado o uso de CCEN e polaridade variável em MIG/MAG é o problema de instabilidade de transferência metálica que acompanha o uso de eletrodo com polaridade negativa.

Este problema é facilmente resolvido pela adição de elementos estabilizantes em processos que usam fluxo. Assim, problemas de instabilidade em arame nu (MIG/MAG) são mais difíceis de resolver do que com os processos que usam fluxo, por isto, a soldagem com arame maciço é operada quase exclusivamente com polaridade positiva. Talkington (1998) reforça este conceito afirmando que a polaridade negativa (CCEN) é usualmente limitada à transferência globular, sendo raramente usada porque o arco resultante é instável com níveis inaceitáveis de respingos.

A maioria dos problemas inerentes ao uso de CCEN em MIG/MAG está associada à forte força repulsiva que age no hemisfério inferior da gota na ponta do arame eletrodo (cátodo), conforme ilustrado na Figura 2.2. Lancaster (1986) relaciona este problema à alta mobilidade da raiz catódica na superfície da gota, como resultado de complexas reações dentro do fluxo do arco e o catodo. Durante a soldagem o ponto catódico é identificado por uma grande emissão de energia luminosa concentrada e mais brilhosa do que o resto do arco.

Quando o eletrodo é usado em polaridade negativa com arame maciço, o comportamento que é comumente encontrado é que em algumas circunstâncias uma gota pode se formar na ponta do eletrodo e ser defletida para um lado ou mesmo ser expelida para o arco. Esta repulsão é causada pelas forças de plasma eletromagneticamente

induzida ou jatos de vapores que atuam sobre a base da gota, na raiz do arco, para suspender o material fundido. Uma vez que a gota tenha sido suspensa desta forma um campo magnético assimétrico é criado e a gota pode ser rotacionada ou expelida sobre a influência das forças resultantes. Este modo de transferência é usualmente indesejável devido à pobre estabilidade e alto nível de respingos que resultam (NORRISH, 1992).

A técnica de ativação do eletrodo tem sido empregada para melhorar a eficiência de emissão de elétrons e estabilizar os pontos catódicos em CCEN. Isto é feito através da adição de metais alcalinos e de terras-raras no arame o que, no entanto, é um método caro e de pouca aceitação (HARWIG, 2000). Kataoka et al (2006) conseguiram obter um arco estável em eletrodo negativo, similar ao modo de transferência goticular (spray), através da ativação do eletrodo e utilizando a mistura Argônio-20%CO₂. Entretanto, o arame com adição de elementos terras-raras não obteve o mesmo sucesso em eletrodo positivo, pois o arco tornou-se instável devido à constrição sofrida.

Em outra abordagem, Matsunawa et al (1968) reportaram que transferência goticular em eletrodo negativo MIG/MAG foi observada devido a constrição e concentração do arco em atmosferas de Ar em 5 atm.

O uso de misturas de gases de proteção como o argônio e gases ativos, tais como o oxigênio e o dióxido de carbono, tem sido reportado para ajudar no sucesso da operação de arcos em CCEN. Entretanto, isto é usualmente possível somente em correntes relativamente altas (HARADA, 1999).

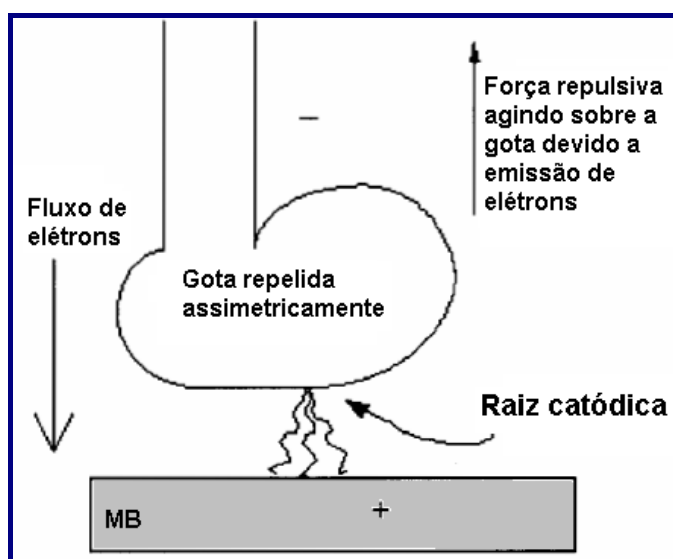


Figura 2.2 – Força repulsiva sobre a gota em CCEN (Adaptado de LANCASTER, 1984).

Além do problema de repulsão da gota que acompanha o uso de polaridade negativa, sobretudo com CO₂ como gás de proteção, ainda há o inconveniente da

instabilidade que ocorre no momento da inversão de polaridade em CA devido à extinção do arco.

Segundo Harada et al (1999) e Gohr Jr. (2002), a reignição do arco durante a mudança de polaridade é a tecnologia chave para obtenção de um arco estável em CA. Para superar os problemas de reignição de arco quando a corrente passa pelo zero durante a mudança de polaridade em CA, altos picos de tensão são aplicados para manter a ionização na coluna de arco, deste modo ajudando a reignição. Contudo a alta tensão tem sempre sido uma preocupação de segurança.

Conforme resultados experimentais, Harada et al (1999) indicam que os valores de tensão aplicados quando a corrente passa pelo zero dependem do teor de dióxido de carbono no gás de proteção, podendo passar de 400 V, como mostra a Figura 2.3.

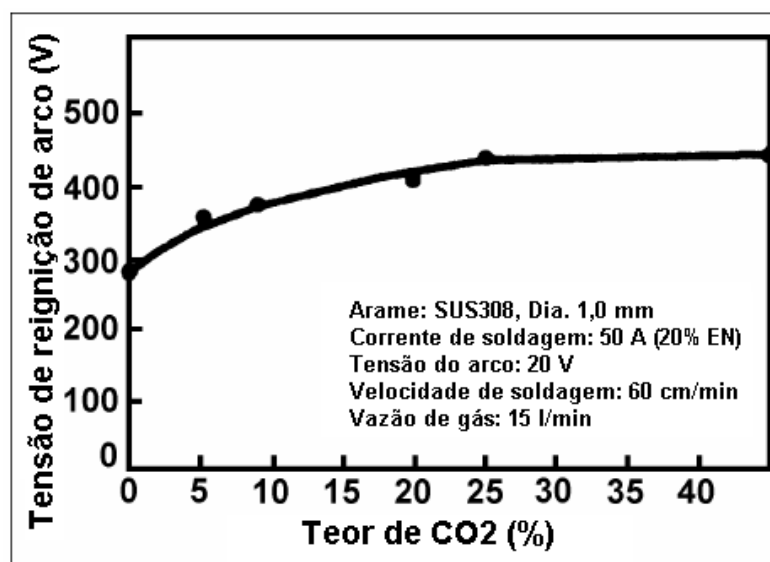


Figura 2.3 – Tensão de reabertura de arco em função do teor de CO₂ baseado em argônio (adaptado de HARWIG, 2000).

O avanço ocorrido na eletrônica de potência possibilitou a solução para muitos dos problemas que ocorriam na soldagem com CA. A tecnologia de inversores tem tornado possível e econômico produzir fontes capazes de gerar quase todas as formas de onda concebíveis.

Problemas, como a reignição de arco quando a corrente passa pelo zero, são facilmente eliminados pelo uso de forma de onda retangular, a qual reduz a quantidade de tempo que a corrente está no/ou próxima do zero. Esta vantagem elimina a necessidade de arriscadas alta tensões necessária para evitar os problemas de reignição com formas de onda senoidal.

Contudo, é esperado que o uso de pulsos de corrente com subida instantânea, sem rampa suave, seja mais favorável ao destacamento das gotas, embora o uso de rampas suaves possa ter uma significativa contribuição para a redução do ruído acústico e seja utilizada em alguns equipamentos comerciais (SANTOS, 2008).

2.3. Formas de onda

Os principais tipos de forma de onda de corrente utilizados na soldagem MIG/MAG-CA estão apresentados na Tabela 2.1 (HARADA, 1999). A primeira categoria, ou seja, MIG/MAG-CA (não pulsado) define formas de onda para materiais extremamente finos.

A segunda categoria mostra três tipos de formas de onda MIG/MAG-CA Pulsado (ou Polaridade Variável) que são usadas para soldagem de materiais finos e fornece uma larga faixa de aporte térmico. Esta última característica permite a soldagem de materiais finos com extensas aberturas onde grandes depósitos de solda são requeridos.

A primeira forma de onda da segunda categoria foi estudada por Harwig (2000). O período inicia com um pulso EN (Eletrodo Negativo) para fundir a gota. A corrente de base EP (EPB) (Eletrodo Positivo e corrente de Base) é usada para manter a gota antes do pico EP (EPP) (Eletrodo Positivo e corrente de Pico), etapa na qual a gota é lançada. Esta forma de onda tem sido desenvolvida para a soldagem de aço ao carbono, aço inoxidável e alumínio, neste último, devido a limpeza catódica na base positiva.

A terceira categoria foi desenvolvida para produzir soldas MIG/MAG-CA Pulsado semelhantes às soldas TIG como apresentado na Figura 2.4. Alguns fabricantes preferem a aparência grosseira e ondulada em seus produtos soldados, como em quadros de motocicletas. Esta forma de onda, tem também mostrado melhorar a estrutura dos grãos pela interrupção da solidificação granular em materiais como ligas de alumínio. Isto também melhora a resistência a trincas de solidificação e reduz a incidência de porosidades (HARADA, 1999; HARWIG, 2000).

Na forma de onda baixa frequência modulada MIG/MAG-CA pulsado, apresentado na Figura 2.5, a fonte alterna entre duas configurações de parâmetros de pulso, em uma velocidade de alimentação de arame constante (MULLIGAN, 2003).

Tabela 2.1 – Principais formas de onda em MIG/MAG-CA, (adaptado de HARADA, 1999).

PROCESSO	FORMA DE ONDA	CARACTERÍSTICAS
MIG CA (não pulsado)		<ul style="list-style-type: none"> ➤ Possibilidade de soldar chapas extremamente finas (0,6 – 0,7 mm) em junta sobreposta com abertura; ➤ Material aplicado: Aço galvanizado.
		<ul style="list-style-type: none"> ➤ Evita sopro magnético em altas correntes de soldagem (800 – 1000 A); ➤ Material aplicado: Aço doce.
MIG/MAG CA Pulsado		<ul style="list-style-type: none"> ➤ Possível soldar chapa finas acima de 1,0 mm de espessura; ➤ Possível mudar o aporte térmico dependendo da abertura da junta; ➤ Material aplicado: Aço doce, aço inoxidável e alumínio.
MIG/MAG CA Pulsado em Baixa Frequência		<ul style="list-style-type: none"> ➤ Possível obter uma aparência do cordão no formato ondulado (escamas) na soldagem MIG de alumínio; ➤ Possível reduzir defeitos de soldagem tais como porosidade e trinca de solidificação; ➤ Material aplicado: alumínio



Figura 2.4 – Aspecto superficial do cordão em MIG-CA pulsado baixa frequência (Liga AA5052, 3 mm espessura, $I = 100$ A, $U = 19$ V, frequência 3 Hz) (adaptado de HARWIG, 2000).

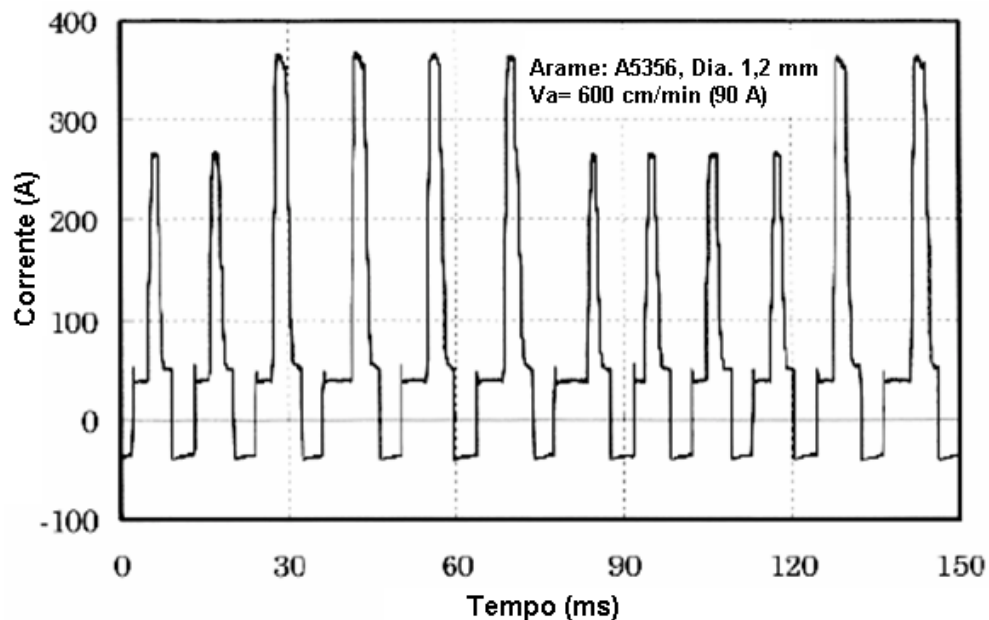


Figura 2.5 – Forma de onda baixa frequência MIG-CA (adaptado de MULLIGAN, 2003).

Todas as formas de onda mostradas fornecem transferência pulsada globular, devido à formação e o crescimento das gotas durante o período EN (Eletrodo Negativo).

A diferença deste modo de transferência metálica e o definido pelo IIW (globular convencional - LANCASTER, 1984) está nas altas correntes de pulso EP (Eletrodo Positivo), que fornecem arcos suaves e aceleram a gota globular em direção a poça de fusão. A força de Lorentz em baixas correntes e transferência globular, não produz altas velocidades da gota (HARWIG, 2000). A aceleração da gota em transferência aumenta a quantidade de movimento, gerando maior nível de respingos.

Um dos formatos de onda mais comumente encontrado em publicações relativas ao processo MIG/MAG-PV, é a que apresenta uma base positiva após o pulso de

destacamento, como exemplificado na Figura 2.6, recomendada para aplicação específica para o alumínio, utilizada nas pesquisas de Tong et al (2001), que sugerem a duração de aproximadamente 1,5 ms de base positiva, após o intervalo de pulso, justificado como mecanismo para evitar formação de respingos finos, permitindo que a gotícula conclua sua trajetória durante o intervalo com polaridade positiva, livre da ação de forças repulsivas.

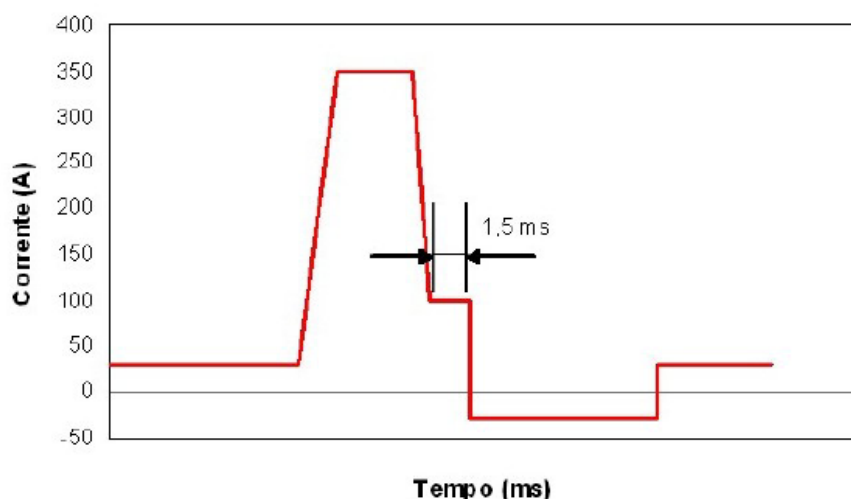


Figura 2.6 - Forma de onda com base positiva para evitar respingos (Tong et al., 2001 apud Santos, 2008).

O acentuado alongamento da extremidade do arame durante a estricção para destacamento da gota é característico do alumínio, e pode ser identificado pela significativa alteração da tensão e da intensidade luminosa no arco, porém Wang (1997) verificou que o aço não apresenta esta característica. Desta forma, pode-se prever menor tendência à formação das gotículas para o aço e, desta forma, o uso da base positiva após o pulso, como forma de evitar a formação de respingos finos, pode não ser necessária para esta aplicação (SANTOS, 2008).

De qualquer forma, o elevado valor de corrente de pulso (300 A) utilizado por Tong et al (2001) para alumínio, pode ser o responsável pela formação de uma segunda gota menor e o duplo destacamento, talvez a utilização de valores menores de corrente de pulso ou a redução do período de pulso inibissem a formação da segunda gota, tornando desnecessária a aplicação do período de base maior.

Existem diversas formas de onda da corrente que podem ser utilizadas para o processo MIG/MAG-PV, não estando claro quais os benefícios de cada uma. Esta diversidade é consequência, em parte, da falta de adequação das fontes de soldagem a

este novo processo, o que sugere pesquisas específicas para esta finalidade (SANTOS, 2008).

2.4. Parâmetros de soldagem

A Figura 2.7 apresenta uma forma de onda geral para a corrente e os principais parâmetros utilizados em MIG/MAG-PV.

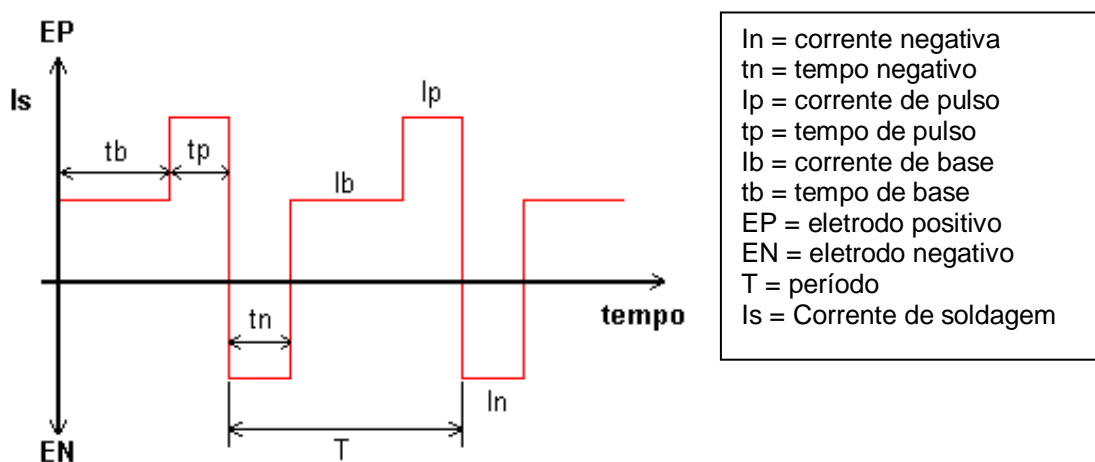


Figura 2.7 – Parâmetros em MIG/MAG-PV.

A corrente negativa (CCEN) é responsável por aumentar o aquecimento no eletrodo e a sua taxa de fusão. No entanto, nesta polaridade não são indicados tempos muito longos, pois as forças repulsivas geradas fazem com que a gota formada cresça demasiadamente, este é um dos problemas enfrentados pela maioria dos autores que não conseguem obter destacamentos em pequenas gotas, menores que o diâmetro do arame, típicas de transferência metálica goticular (spray) e apontam como limitação do processo a transferência globular ou curto-circuito de forma irregular e instável, como observado em Talkington (1998).

A corrente de base durante a polaridade positiva pode ser usada antes ou depois do pulso, ou ainda, nas duas condições. Este patamar em correntes mais baixas antes do pulso de destacamento é utilizado para evitar a inversão brusca de polaridade e estabilizar o arco. Já a corrente de pulso (I_p) na polaridade positiva é usada para intensificar a força eletromagnética e provocar o destacamento da gota.

A seleção apropriada dos tempos de pulso, base e negativo, apesar de

representarem menor influência sobre o comprimento do arco, são determinantes para se obter regularidade de transferência e alcançar o destacamento de uma gota por pulso.

2.5. Características gerais

a) Modo de Transferência Metálica

O processo MIG/MAG com eletrodo em polaridade negativa (CCEN) sofre de instabilidade na transferência globular onde o tamanho das gotas pode ser em ordem de magnitude maior do que o diâmetro do arame, a menos que altas correntes sejam usadas com gás de proteção ativado (HARWIG, 2000).

Em MIG/MAG-PV a transferência metálica fornecida é basicamente globular pulsada, onde o tamanho da gota pode ser controlado, sendo tipicamente 1,5 a 3,0 vezes o diâmetro do eletrodo, permitindo soldagem estável em baixo aporte térmico. Em transferência pulsada convencional, o tamanho da gota é tipicamente 0,8 a 1,0 vezes o diâmetro do eletrodo (MULLIGAN, 2003).

O tamanho da gota aumenta com o aumento do %EN (porcentagem de tempo com eletrodo na polaridade negativa) como resultado da grande duração das forças repulsivas na porção de CCEN de cada ciclo (Figura 2.8). O tamanho da gota também pode aumentar ligeiramente com maiores frequências, mas com menor efeito do que %EN (TALKINGTON, 1998) (Figura 2.9).

Por fim, Talkington (1998) sugere que sejam desenvolvidos mecanismos que aperfeiçoem a estabilidade do arco e a transferência metálica reduzindo o problema de forças repulsivas que causam transferência globular.

b) Baixo Aporte Térmico

Uma das grandes vantagens do uso de polaridade variável é a possibilidade de redução da energia depositada no cordão de solda, o que ocorre devido ao maior aquecimento do eletrodo em relação ao aquecimento do metal base, durante o período do eletrodo negativo (GERRITSEN, 2002).

O processo MIG/MAG-PV fornece aporte térmico no mínimo 25% menores do que MIG/MAG-Pulsado e quase a metade do modo goticular (spray) em tensão constante, para a mesma velocidade de alimentação de arame (HARWIG, 2000).

A redução do aporte térmico implica em menor calor transferido ao metal base,

portanto, diminuem o risco de penetração excessiva e a possibilidade de distorção térmica (GERRITSEN, 2002).

Com o aumento do %EN o aporte térmico diminui, consequentemente, a temperatura de pico na superfície do metal de base é reduzida. Ueyama et al (2005) usando 40 %EN encontraram que a temperatura de pico na superfície da chapa foi 140 °C menor do que da soldagem DC pulsada, conforme observado na Figura 2.10.

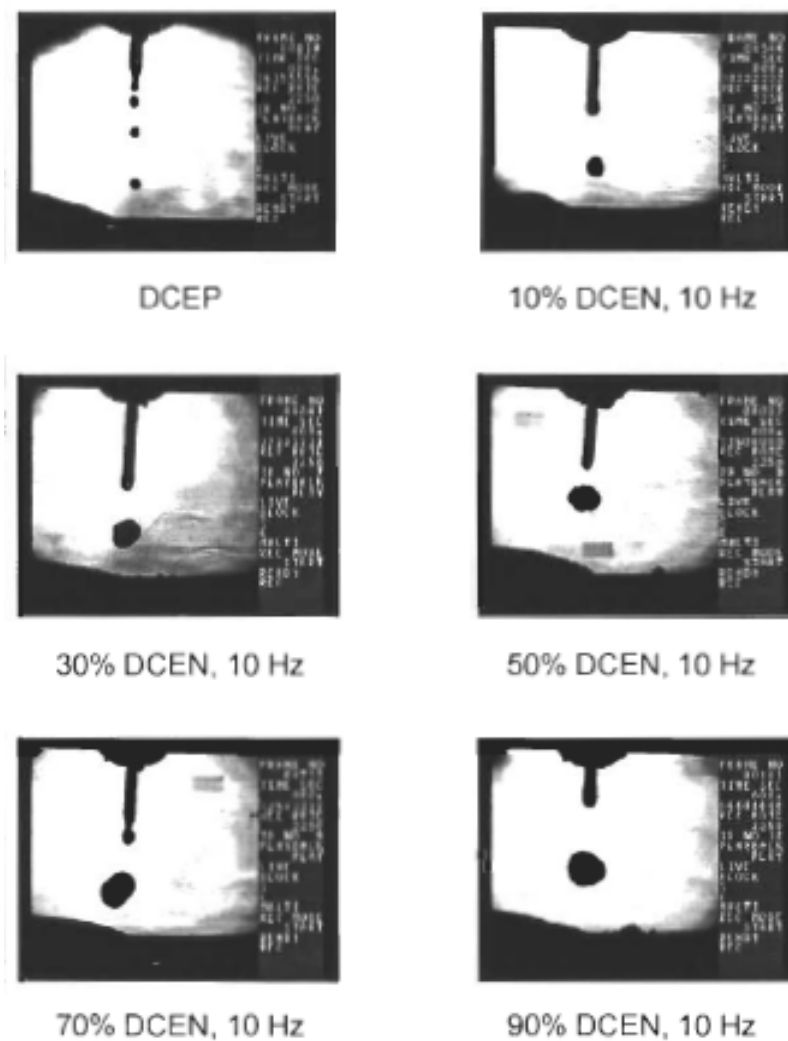
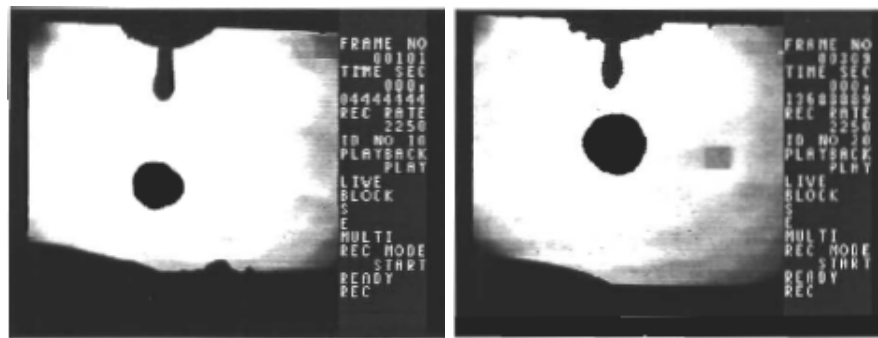


Figura 2.8 - Tamanho médio de gotas para vários %EN (TALKINGTON, 1998).



90% DCEN, 10 Hz

90% DCEN, 90 Hz

Figura 2.9 - Comparação do tamanho da gota para diferentes frequências em 90%EN (TALKINGTON, 1998).

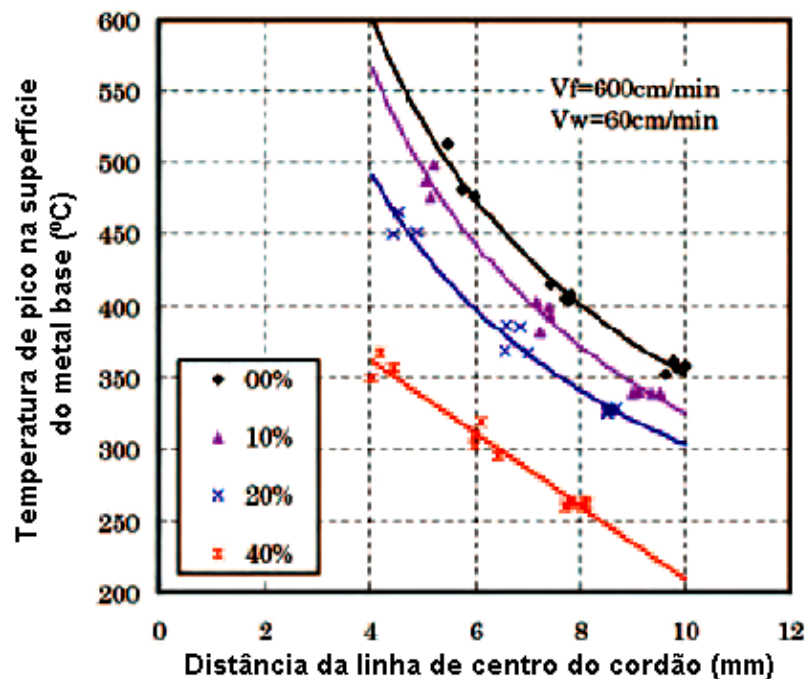


Figura 2.10 - Controle do aporte térmico pelo ajuste do %EN em soldagem CA pulsada (adaptado de UYAMA, 2005).

c) Reduzida Tendência à Deformação

A deformação gerada pelo elevado aporte térmico durante a soldagem em chapas finas é relativamente grande e, frequentemente, tem sido um sério problema de qualidade e elevação de custos. Ueyama et al (2005) investigaram a deformação em chapas de alumínio de 3 mm de espessura. Neste trabalho, eles concluíram que em polaridade variável (PV) a

deformação se reduziu com o aumento do %EN (Figura 2.11).

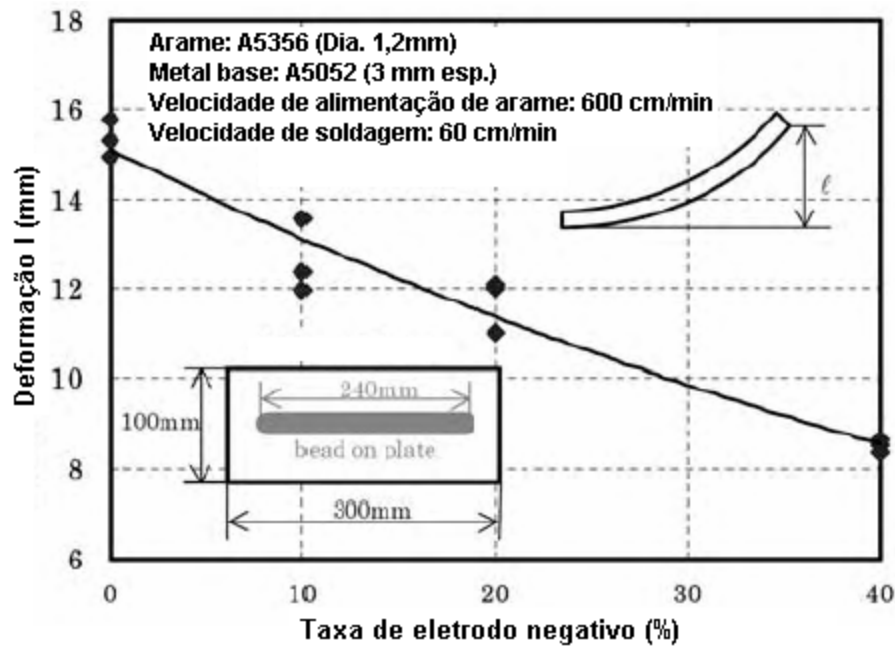


Figura 2.11 - Contenção da deformação com soldagem MIG-PV (adaptado de UEYAMA, 2005).

d) Economia de Energia

O arco elétrico é uma das melhores fontes de calor para soldagem devido à alta eficiência da conversão de energia elétrica em calor no arco, mas parte do calor do arco superaquece as gotas. O superaquecimento das gotas transfere o seu excesso de calor ao metal base, à zona termicamente afetada (ZTA) e aumenta a deformação da junta soldada.

Na soldagem DC pulsado de ligas Al-Mg, o superaquecimento de gotas resulta na evaporação de magnésio, causando explosões de gotas e a liberação de muito fumo de soldagem (TONG et al, 2005a). Durante o período de eletrodo negativo (EN), a gota é uniformemente coberta pelo arco e os pontos catódicos frequentemente saltam para as partes sólidas do arame imediatamente acima da gota, porque os pontos catódicos são facilmente formados nos óxidos. Consequentemente, o calor do arco é mais efetivamente usado para fundir o arame, o que eleva a taxa de fusão. Por outro lado, durante o período de eletrodo positivo (EP) o arco fica concentrado no mais baixo hemisfério da gota e esta região fica superaquecida. Como resultado, o calor do arco não é efetivamente usado para fusão do arame (ERA et al, 2009; KUMAR et al, 2009).

Fazendo uso de calorimetria e equações para previsão de temperatura das gotas, Tong et al (2005a) descobriram que a temperatura média das gotas depende da polaridade, e mais especificamente, para soldagem com MIG/MAG-PV, encontrou menores valores de temperatura comparado ao processo MIG/MAG-Pulsado convencional. Desta forma, as gotas em soldagem com polaridade variável são menos aquecidas, transferem menos calor à junta com ZTA mais estreita e menor deformação na junta soldada. Portanto, o calor do arco é mais efetivamente usado para soldagem (UEYAMA, 2005).

A Figura 2.12 mostra que numa velocidade constante de alimentação do arame, a potência ativa na entrada do primário da fonte de soldagem diminui com o aumento do %EN. Neste caso, a soldagem em 40% EN usou aproximadamente 35% menos potência do que DC pulsado.

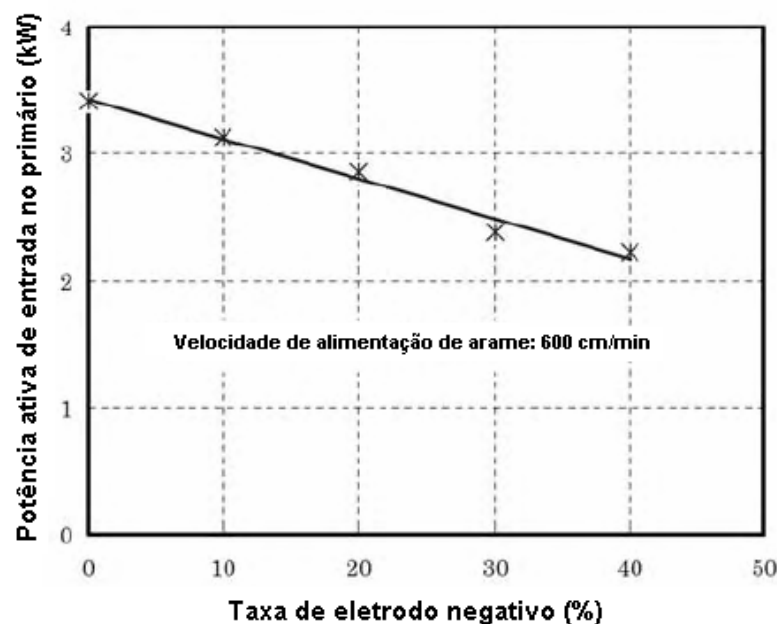


Figura 2.12 - Relação entre Potência e %EN (adaptado de UHEYAMA, 2005).

e) Controle da Geometria do Cordão

Talkington (1998) avaliou as características geométricas de soldas de aço da classe A36 em diferentes misturas de gás de proteção baseado em argônio, variando a taxa de EN de 0 a 90%. De modo geral, como apresentado na Figura 2.13, pode-se observar que ocorreu a diminuição da penetração, da largura e da diluição, o aumento do reforço e do ângulo de molhamento. Comportamento similar foi encontrado para alumínio como metal de

base no estudo de Ueyama (2005), apresentado na Figura 2.14.

A corrente de soldagem é o principal fator que afeta a penetração em juntas soldadas. Na soldagem MIG/MAG-PV mantendo constantes as velocidades de alimentação do arame e de soldagem, a penetração diminui, enquanto %EN é aumentado. Esta característica se evidencia especialmente pela possibilidade do uso de correntes de soldagem mais baixas, obtidas como uma consequência da maior taxa de fusão do eletrodo quanto polarizado na banda negativa da corrente. Mulligan (2003) também encontrou as mesmas tendências nas características geométricas para simples deposição e estendeu o estudo para juntas sobrepostas.

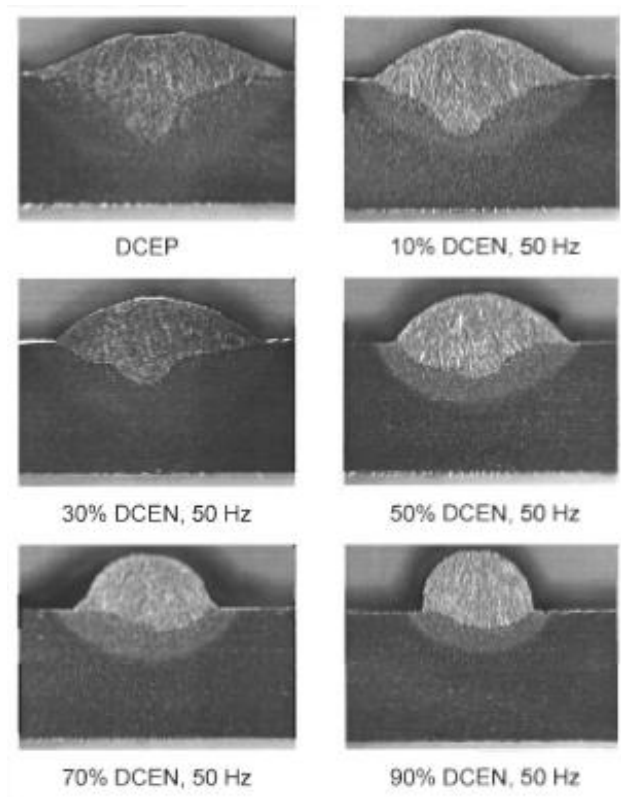


Figura 2.13 – Comportamento da geometria do cordão em função do %EN (TALKINGTON, 1998).

00%	10%	20%	40%
$I_a=98A$ $V_a=17.6V$	$I_a=88A$ $V_a=16.2V$	$I_a=83A$ $V_a=15.6V$	$I_a=65A$ $V_a=15.6V$

Figura 2.14 - Geometria do cordão em função do %EN (UEYAMA, 2005).

Fazendo uma comparação entre quatro processos de soldagem sobre a capacidade de adaptação a juntas sobrepostas, o autor listou na ordem decrescente de melhor desempenho entre os processos analisados (a Figura 2.15 mostra a comparação):

- 1 - MIG/MAG-PV (ou MIG/MAG-CA Pulsado)¹;
- 2 - MIG/MAG Pulsado (DC) em baixa frequência modulada;
- 3 – MIG/MAG Pulsado (DC) com duplo arame;
- 4 – MIG/MAG Pulsado (ou Pulsado DC).

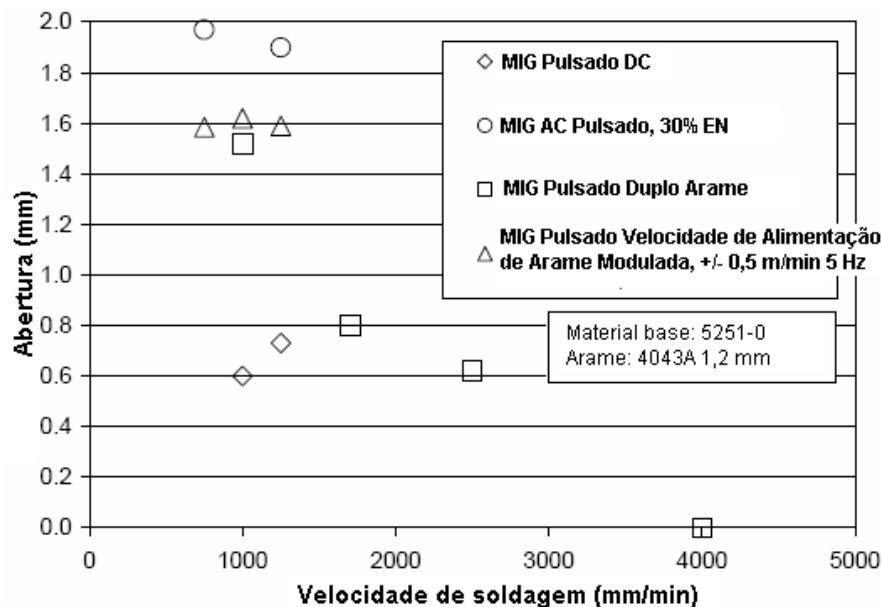


Figura 2.15 - Comparação entre vários processos de soldagem à adaptação de abertura de junta (adaptado de MULLIGAN, 2003).

Ueyama (2005) também avaliou a tolerância a aberturas de junta entre os processos MIG/MAG Pulsado DC e MIG/MAG-CA Pulsado com 20%EN com a mesma velocidade de alimentação de arame e velocidade de soldagem, a tolerância em soldagem CA pulsada (polaridade variável) para juntas sobrepostas de 1,0 mm de espessura foi acima de 1,5 mm que é aproximadamente três vezes maior do que com MIG/MAG Pulsado DC, conforme apresentado na Figura 2.16.

¹ Ressalta-se que a literatura Japonesa trata o MIG/MAG-PV com a denominação de MIG/MAG-CA Pulsado. Assim, quando aparecer somente o termo MIG/MAG Pulsado, refere-se ao processo pulsado sem alternância de corrente (ou seja, em corrente contínua).

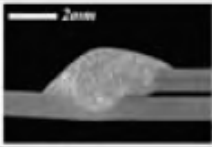
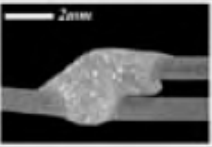
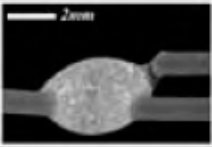
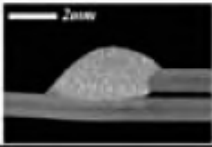
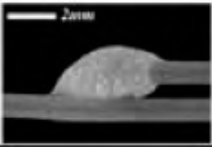
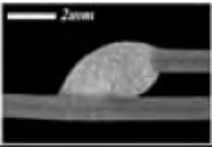

Arame: A5356, 1,2 mm Metal base: A5052, 1,0 mm esp.		Va= 380 cm/min Vs= 100 cm/min		
Abertura	0.0 mm	0.5 mm	1.0 mm	1.5mm
DC Pulsado				
AC Pulsado (20% EN)				

Figura 16 – Tolerância à abertura de juntas entre DC pulsado e MIG/MAG-PV (adaptado de UHEYAMA, 2005).

f) Alta Taxa de Fusão

Para uma corrente de soldagem mantida constante, a taxa de fusão do arame aumenta significativamente com o aumento da taxa de eletrodo negativo (%EN). Por exemplo, a taxa de fusão do arame aumenta de 60% quando a %EN muda de 0% (DC pulsado) para 40% em uma corrente média de 150 A (UEYAMA, 2005) (Figura 2.17).

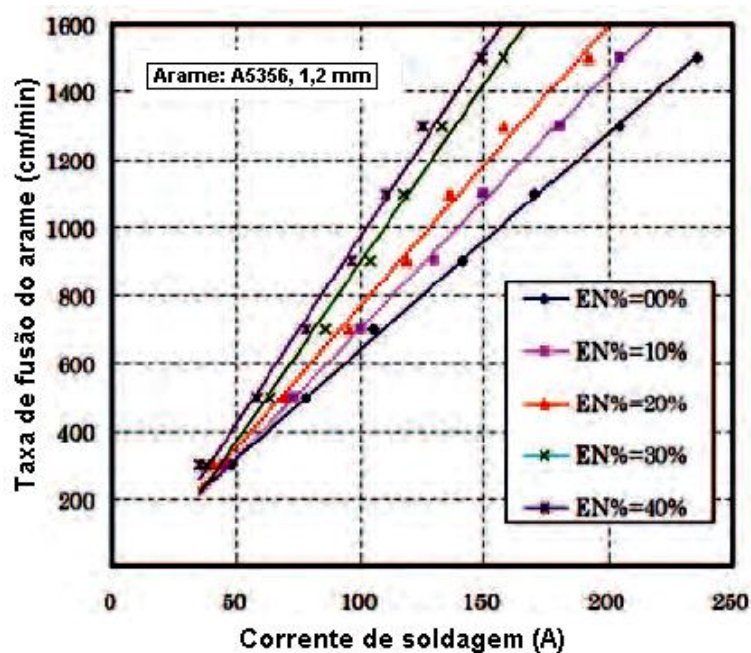


Figura 2.17 - Relação entre %EN e taxa de fusão do arame (adaptado de UHEYAMA, 2005)

g) Alta Produtividade

Mulligan (2003) pesquisou a soldagem em simples deposição (bead-on-plate) com ligas de alumínio de 1,5 mm de espessura, onde se alcançou um aumento na velocidade de soldagem de aproximadamente três vezes maior do que a obtida na soldagem em corrente pulsada convencional, para uma razão mantida constante em 6,7 entre as velocidades de alimentação do arame e de soldagem. A fusão total ocorreu em velocidade de soldagem abaixo de 600 mm/min em soldagem pulsada convencional. Já em soldagem MIG/MAG-PV com 30% corrente EN, a fusão total ocorreu somente em velocidades de soldagem abaixo de 200 mm/min. Para juntas sobrepostas em material de 2,0 mm de espessura com uma abertura de junta de 1,2 mm, o processo pulsado convencional deve ser mais lento que 800 mm/min para se alcançar uma qualidade aceitável, mas a junta pode ser soldada em 1600 mm/min usando o processo MIG/MAG-PV.

h) Aplicações

O equipamento MIG/MAG-PV tem como alvo de aplicações preferenciais os materiais delgados para soldagem com correntes tão baixas quanto 50 A em aço carbono, aço inoxidável, ligas de cobre e de alumínio. No entanto, o processo foi primeiramente usado para alumínio de baixa espessura, visando a tendência de redução do peso de veículos, usando alumínio no corpo de automóveis (QUINN, 2002). O baixo aporte térmico diminui o risco de penetração excessiva e tem sido reportada a capacidade do processo de soldar materiais extremamente finos com menos de 0.8 mm (HARADA, 1999). O processo tem encontrado aplicações em soldagem de motocicletas e quadros de bicicletas; painéis e corpo de carros; assentos de carros; janelas; indústria naval – aplicação não especificada; componentes internos em alumínio para barcos de passeio e suportes finos automotivos (MULLIGAN, 2003).

Outros desenvolvimentos de aplicações incluem a união de materiais dissimilares para aplicação em exaustores de aço inoxidável, brasagem MIG/MAG-PV de aço galvanizado. A habilidade do processo para minimizar aporte térmico e controlar a penetração da solda foi primeiramente promovida como uma ferramenta para soldagem de chapas finas. Entretanto, tal baixa diluição de soldagem tem potencial para uso em soldagem de revestimento. O baixo aporte térmico do processo pode também dar vantagens para soldagem fora de posição (MELTON, 2001).

i) Exemplos de Aplicação

A soldagem em um único lado sem passe de reverso é necessária quando o acesso ao lado interno da junta é restrito. O processo que vem sendo usado para este fim com bom desempenho é aquele obtido através do controle da transferência em curto-circuito, como por exemplo, o STT (Surface Tension Transfer) do fabricante Lincoln.

Dois recentes desenvolvimentos na tecnologia da soldagem a arco oferecem o potencial para melhorar a produtividade na soldagem de raiz sem passe de reverso. Os processos MIG/MAG-PV e a Soldagem a Plasma com Pó Metálico (PPAW) oferecem ao operador a capacidade de ajustar a energia do arco independentemente da taxa de deposição do metal de adição (MULLIGAN, 2004).

Mulligan (2004) estudou o potencial do processo MIG/MAG-PV para aplicação em soldagem fora de posição sem passe de reverso. Na posição vertical ascendente a taxa de deposição foi de 1,5 kg/h, a qual é comparável ao processo STT, contudo em velocidades de soldagem bem menores, 80 mm/min para MIG/MAG-PV contra 200-270 mm/min para o processo STT (Figura 2.18).

Para a mesma velocidade de alimentação de arame e velocidade de soldagem usando MIG/MAG pulsado DC não foi possível soldar na posição vertical descendente, o aporte térmico em DC (0,51 kJ/mm) foi 50% maior do que em MIG/MAG-CA (0,33 kJ/mm).

Na posição vertical ascendente a mesma diferença de aporte térmico foi encontrada, 50%, em soldagem MIG/MAG pulsada DC foi de 1,5 kJ/mm e em MIG/MAG-PV foi 1,0 kJ/mm. Para posição vertical descendente a velocidade de soldagem foi de 230 mm/min, mas houve uma tendência do arco ser desviado preferencialmente para um dos lados da junta (Figura 2.19).

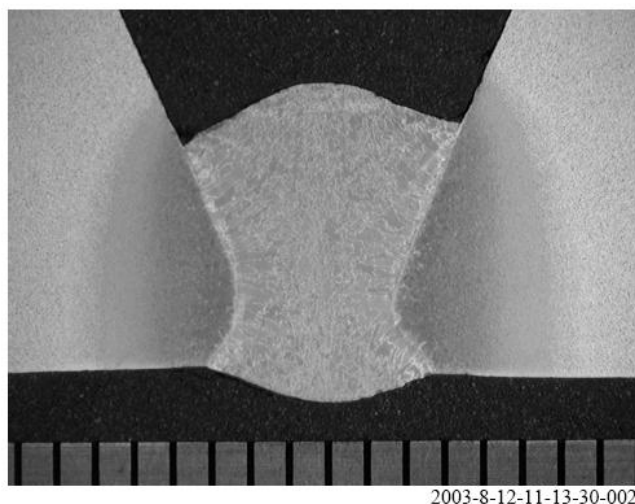


Figura 2.18 - Macrografia de solda feita com MIG/MAG-PV e posição vertical ascendente (adaptado de MULLIGAN, 2004).

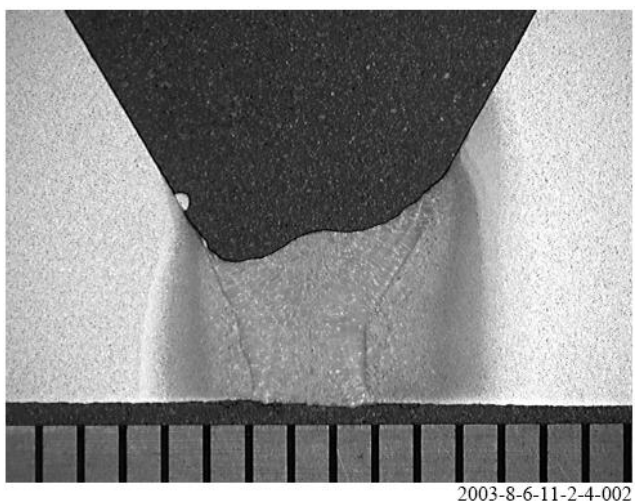


Figura 2.19 - Macrografia de solda feita com MIG/MAG-PV e posição vertical descendente (adaptado de MULLIGAN, 2004).

Joseph et al (2001) encontraram resultados satisfatórios na aplicação do processo de Brasagem MIG com polaridade variável para aço galvanizado. Foi realizada uma comparação entre o processo MIG-PV e o MIG-Pulsado mantendo constante a relação entre velocidade de alimentação de arame e velocidade de soldagem (V_a/V_s) em 7,6. A Figura 2.20 apresenta as macrografias dos corpos de prova. Neste caso, para o processo de Brasagem MIG-PV ocorreu quase nenhuma fusão do metal base (desejável por ser brasagem), menor aporte térmico comparado ao MIG-Pulsado, bem menor quantidade de zinco fundido e contaminação do aço (a fusão do zinco indica perda de proteção contra corrosão) e menor ZTA.

Segundo Mulligan (2004), para velocidades de soldagem maiores do que 2 m/min, o baixo aporte térmico não é de grande vantagem por causa da falta de penetração que vem a ser um problema. Em outro trabalho (TONG, 2005b), é apresentada uma versão híbrida composta por MIG/MAG-PV-Laser, utilizando-se um laser desfocado Nd:YAG com potência acima de 2 kW. O feixe do laser atuava adiante do arco em uma distância de 3 mm a qual melhora a penetração comparada com a soldagem MIG/MAG-PV em altas velocidades de soldagem. Aberturas acima de 1 mm em junta sobreposta entre chapas AA5052 de 1,2 e 1,5 mm de espessura foram toleradas em velocidade de soldagem de 4 m/min.

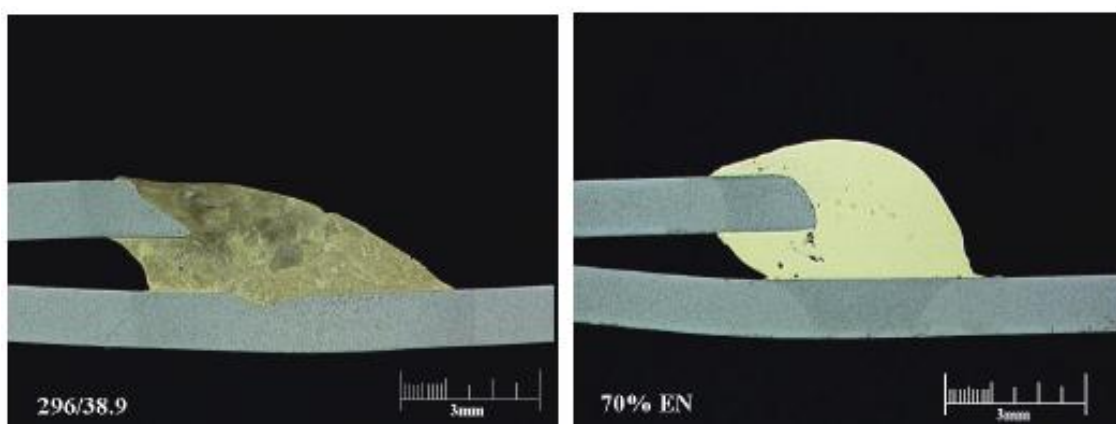


Figura 2.20 - Solda brasagem MIG/MAG Pulsada onde alto aporte térmico causou fusão das chapas de cima e de baixo e alto nível de zinco diluído dentro do metal de solda (esquerda).

MIG/MAG-PV com quase nenhuma fusão do metal de base, e muito pouco zinco diluído (direita) (JOSEPH, 2001).

j) Problemas de instabilidade

Segundo Starling e Modenesi (2005a), variações inesperadas ou controladas de forma inadequada da velocidade de fusão do arame ou a incapacidade, por motivos diversos, de manter a igualdade desta velocidade com a velocidade de alimentação de arame são causas freqüentes de instabilidade do processo de soldagem.

A premissa da igualdade da velocidade de fusão com a velocidade de alimentação de arame em soldagem utilizando polaridade variável não é verificada, pois a velocidade de fusão sofre variações cíclicas, devido a diferença da taxa de fusão que o arame experimenta em cada polaridade, além de correntes totalmente diferentes serem aplicadas. Isto reflete em variações no comprimento de arco que é considerada, por alguns autores (Harwig 2002, Talkington 1998) uma das principais fontes de instabilidade de arco em soldagem com

polaridade variável.

Tong et al (2005c) consideram que a estabilidade de arco em soldagem MIG PV/DC pulsado é determinada principalmente pela performance do sistema de controle do comprimento do arco, isto porque, estes pesquisadores utilizam um sistema que monitora os valores de tensão do arco e associa com o comprimento de arco para controle deste parâmetro durante a soldagem. Os autores relatam ainda em seu estudo o surgimento do fenômeno do aumento anormal de tensões de arco, acima de 10 Volts do valor normal, tanto em MIG-PV quanto em MIG-Pulsado em alumínio, que nem sempre representam necessariamente aumentos no comprimento de arco. Este fenômeno dificultou o monitoramento através dos valores de tensão e virou objeto de estudo. Particularmente para corrente alternada, este aumento considerável nos valores de tensão foram justificados como segue:

- O metal fundido residual na ponta do eletrodo, após o destacamento da gota em polaridade positiva, assume uma forma cônica alongada. Quando ocorre a mudança de polaridade positiva para negativa, um novo ponto catódico é formado e concentrado na superfície do metal fundido residual, como poucos óxidos estão presentes nestas condições, eles são rapidamente removidos pelo efeito da limpeza catódica do arco.

De qualquer forma, o controle do comprimento de arco, sobretudo em polaridade variável, é determinante para se obter estabilidade de arco satisfatória.

Além das instabilidades oriundas da variação de comprimento de arco, o processo MIG-PV também experimenta problemas de instabilidade devido a extinção de arco no momento de inversão de polaridade e ainda sofre com as forças repulsivas que agem sobre a gota quando operado em polaridade negativa, como já citados anteriormente.

2.6. Métodos de Cálculo de Potência do Arco

Uma vez que o processo MIG/MAG-PV tem-se destacado na literatura como sendo uma opção de baixo aporte térmico, é importante a mensuração deste aporte. Isto pode ser feito de forma apropriada via calorimetria ou problemas inversos. Entretanto, nenhuma destas técnicas estava disponível durante o desenvolvimento do trabalho. Assim, num primeiro momento, as análises serão conduzidas com base na potência do arco, mensurada com base nos sinais elétricos. Neste sentido, ressalta-se de forma veemente, que a potência do arco é apenas um indicativo e que a real mensuração do aporte térmico se faz necessário para uma melhor comprovação.

Mesmo sendo uma abordagem inicial, é importante que a potência do arco seja mensurada de forma correta. Na literatura especializada tem-se encontrado divergências entre autores sobre o método a ser utilizado para o cálculo da potência do arco. O método mais comum é o da Potência Média Aritmética, no qual o cálculo é feito através do produto dos valores médios de tensão e corrente, conforme Eq. (2.1).

$$P_{arit} = U_{arit} \times I_{arit} \quad (2.1)$$

Um segundo método, denominado de Potência Eficaz utiliza os valores RMS de tensão e corrente, como apresentado na Eq. (2.2).

$$P_{RMS} = U_{RMS} \times I_{RMS} \quad (2.2)$$

Onde U_{RMS} e I_{RMS} são dados por:

$$U_{RMS} = \sqrt{\sum_{i=1}^n \frac{U_i^2}{n}} \quad e \quad I_{RMS} = \sqrt{\sum_{i=1}^n \frac{I_i^2}{n}}$$

Outro método, menos utilizado, é o da Potência Instantânea, sendo adotada, neste caso, a média aritmética da multiplicação da tensão pela corrente feita pontualmente, de acordo com a Eq. (2.3).

$$P_{inst} = \frac{\left(\sum_{i=1}^n U_i * I_i \right)}{n} \quad (2.3)$$

Onde P_{inst} é a Potência Instantânea Média, U_i são os valores instantâneos de tensão, I_i são os valores instantâneos de corrente e n o número de amostras da aquisição.

Finalmente, mesmo que não encontrado na literatura de soldagem, seria o método da Potência Instantânea RMS, obtida através do valor RMS do produto da tensão e corrente pontuais, como indicado na Eq. (2.4).

$$P_{instRMS} = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{(U_i * I_i)^2}{n} \right)} \quad (2.4)$$

Bosworth (1991) aponta que a diferença entre os resultados usando os três primeiros métodos chega a ordem de 30%. A maioria das máquinas de soldagem possui medidores, analógicos ou digitais, que fornecem leituras médias eficazes (RMS) da corrente e tensão de soldagem (apesar de muitos usuários acharem que estão lendo os respectivos valores médios). Alguns pesquisadores têm usado estes valores RMS de corrente e tensão para definir a potência, sem discutir a consequência desta abordagem sobre seus resultados. Sabe-se que o valor RMS só é igual ao valor médio quando o sinal for constante (sem oscilações, o que aconteceria, por exemplo, quando a resistência e/ou sinal da fonte não variam no tempo). No entanto, segundo Needham (1985), o arco de soldagem não obedece a lei de Ohm e a tensão do arco não é proporcional a corrente de soldagem. Em outras palavras, o arco embora tenha uma carga resistiva, não exibe uma resistência constante.

Dilthey e Killing (1990), ao estudarem o calor imposto em soldagem com corrente constante, senoidal e pulsada, concluíram que os valores médios aritméticos e valores efetivos apresentaram diferenças tanto para corrente, como para tensão. Entretanto, de acordo com Bosworth (1991), o valor RMS pode ser satisfatório para muitas aplicações de soldagem onde o aporte térmico não precisa ser controlado ou especificado. Mas, quando o material a ser soldado é sensível ao efeito do calor como nos aços tratados termicamente, o aporte térmico precisa ser corretamente definido para evitar possíveis perdas de propriedades mecânicas, alterações metalúrgicas e geométricas da união. Já para Needham (1985), subentendendo estar falando de processos MIG/MAG com fonte do tipo tensão constante, a potência do arco deve ser calculada pelo produto da média dos valores de tensão, que são praticamente constantes, pela média dos valores de corrente sobre o tempo de interesse, ou seja, a Potência Média Aritmética. Por sua vez, nos trabalhos de Bosworth (1991) e Joseph (2001), fazendo uso de calorimetria e calculando a eficiência térmica, foi concluído que a potência instantânea é o método mais apropriado para determinar o aporte térmico. Entretanto não tentam justificar este achado.

Como se vê, mesmo nos dias de hoje, existem divergências sobre um assunto que por parecer simples é tratado de forma trivial. Assim, Nascimento et al (2007) avaliaram os quatro métodos de cálculo de potência citados acima através de tratamento estatístico, especialmente o Teorema da Esperança, aplicados em diferentes formas de transferência metálica. Os autores indicam como mais apropriado para o cálculo de potência o método da média aritmética da multiplicação da tensão pela corrente feita pontualmente, denominada

por **potência instantânea média** e definida como sendo a média aritmética dos resultados do produto da tensão pela corrente feito pontualmente. Pode ser descrita também como a média de todos os valores instantâneos de potência medidos durante uma solda, conforme Eq. (2.3) acima.

Como este método também se mostrou bastante adequado para cálculos de potência elétrica em soldagem com corrente pulsada, será o método utilizado neste trabalho para cálculo em polaridade variável (NASCIMENTO et al, 2007).

CAPÍTULO III

METODOLOGIA EXPERIMENTAL GERAL

Neste trabalho foi realizado um estudo sobre a fenomenologia e aplicabilidade do processo MIG/MAG-PV. Para tanto, foram realizadas soldas experimentais em simples deposição e em juntas. A análise da qualidade do metal depositado foi feita através de ensaios metalográficos e da inspeção visual. Para o estudo do comportamento do arco, foi utilizada a técnica de filmagem em alta velocidade (shadowgrafia/perfilografia). Os principais materiais e equipamentos utilizados nas fases experimentais estão listados a seguir.

3.1. Materiais

Diferentemente da maioria dos trabalhos discutidos na revisão bibliográfica que estudam a aplicação do MIG/MAG-PV na soldagem de alumínio, optou-se neste trabalho pelo enfoque na soldagem de aços carbono, como forma de maior contribuição. Assim, os materiais utilizados ao longo do trabalho são descritos a seguir.

a) Placas de teste:

- ➡ Barra chata de aço carbono com dimensões 250x37x6 mm para testes em simples deposição;
- ➡ Barra chata de aço carbono com dimensões 300x37x3 mm para testes em juntas sobrepostas com abertura de 1,5 mm;
- ➡ Chapas de aço carbono com dimensões 250x25,4x19 mm e 250x25,4x6,3 mm para testes em juntas em V para passe de raiz.

b) Gás de proteção:

- ☛ Argônio - 2% O₂
- ☛ Argônio – 5% O₂
- ☛ Argônio – 8% CO₂
- ☛ Argônio – 15% CO₂
- ☛ Argônio – 18% CO₂

O percentual de oxigênio adicionado ao argônio foi feito com o objetivo de avaliar se a redução da força devido à tensão superficial (que possui efeito de manter a gota na ponta do eletrodo) que ocorre com o aumento do teor de O₂ favorece o destacamento de gotas menores, possibilitando uma transferência metálica do tipo goticular (spray), desta forma eliminando uma das desvantagens deste processo que seria a transferência metálica no modo globular.

O uso de teores controlados de CO₂ misturados ao argônio como gás de proteção tem o objetivo de investigar o efeito deste gás sobre o fenômeno das forças repulsivas sobre a gota metálica como fator de retardamento do seu destacamento. Além disto, determinar um teor ótimo que garanta a redução da convexidade do cordão sem, contudo, afetar a estabilidade da transferência metálica e do aspecto superficial do cordão.

c) Metal de adição:

Como ressaltado, a maioria dos trabalhos científicos divulgados sobre a soldagem MIG/MAG-PV trata da sua aplicação em alumínio e suas ligas. A proposição deste trabalho foi avaliar a aplicação do processo na soldagem de aço carbono ABNT 1020 com uso de arame da classe AWS ER 70S-6 de 1,2 mm de diâmetro em todos os testes.

3.2. Equipamentos

Os equipamentos que constituíram a bancada de trabalho utilizada são apresentados a seguir.

➤ Fonte de soldagem multiprocessos Modelo Inversal 450;

Em todos os testes de soldagem foi utilizada uma fonte eletrônica multiprocesso INVERSAL 450 (Figura 3.1), cujos dados técnicos se encontram listados na Tabela 3.1. De acordo com Blank (1998), este tipo de fonte possui como principais características:

- Várias possibilidades de soldagem a arco em um único equipamento;
- Alta tecnologia e versatilidade em equipamentos de soldagem a arco utilizando transistores de potência IGBT's, os quais conferem elevada dinâmica e alta eficiência;
- Entradas e saídas analógicas e digitais para comando por microcomputador ou robô e para aquisição de dados.



Figura 3.1 - Fonte INVERSAL 450

➤ Sistema de deslocamento para controle da velocidade de soldagem;

O sistema de deslocamento utilizado neste trabalho é apresentada na Figura 3.2. Sua característica principal é a movimentação da placa de teste, enquanto que a tocha fica parada. A razão para isto é a necessidade de manter o foco na tocha quando for usada a filmagem em alta velocidade. Esta mesa é responsável pelo deslocamento do corpo de

prova a uma velocidade programável (podendo chegar a 80 cm/min). É constituída de uma base, que tem sua velocidade e sentido de deslocamento controlados por meio de um sistema motor/fuso. O sistema de fixação do corpo de prova é apoiado sobre a base do sistema de deslocamento.

Tabela 3.1 - Dados técnicos da Fonte INVERSAL 450.

Tensão de Alimentação	220, 380 ou 440 V Trifásica
Tensão em vazio	68 V
Corrente	Contínua ou alternada (Constante ou pulsada)
Circuito de arrefecimento	3,5 litros de água destilada
Fator de Potência	0,95
Corrente nominal	280 A
Corrente máxima	450 A
Corrente a 100% Fc	280 A / 35 V
Potência nominal	13 kVA



Figura 3.2 - Sistema de deslocamento automático

➡ Sistema de aquisição de dados para monitoramento da tensão e corrente;

O sistema de aquisição de dados, indicado nas Figuras 3.3 e 3.4, foi constituído de três microcomputadores para aquisição dos sinais de tensão e corrente de soldagem, e do sinal de duas câmeras de filmagem, além do uso de divisor de tensão e sensor hall descritos a seguir:

- Sensor Hall: utilizado para medir a corrente de soldagem (adequado para corrente de até 500 A), gera um sinal de tensão que guarda uma relação direta com a corrente de soldagem;
- Divisor de tensão: é utilizado em virtude de a placa suportar apenas 10 V em cada canal e tem a função de reduzir em 10 vezes o sinal de tensão do arco;



Figura 3.3 – Bancada para aquisição de dados de corrente, tensão e sinal da câmera de filmagem.

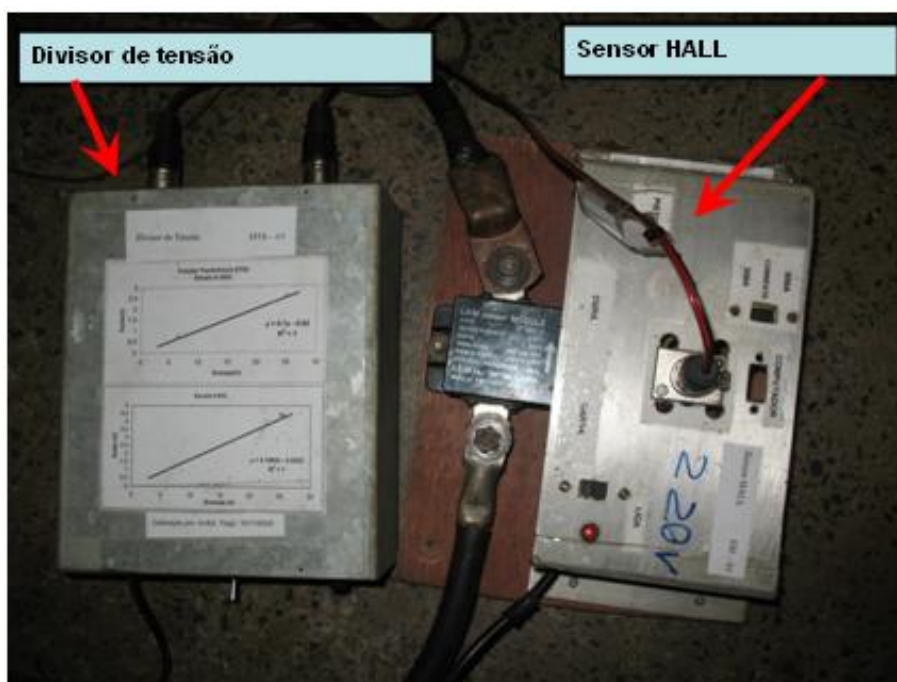


Figura 3.4 – Divisor de tensão e Sensor Hall para aquisição da corrente e tensão.

➤ Câmeras de filmagem em alta velocidade (Shadowgrafia/Perfilografia);

Não há dúvidas com relação ao potencial investigativo de uma imagem/filmagem. As técnicas de fotografia e filmagem abriram caminhos para estudos em todas as áreas da soldagem, seja metalurgia, processos, fabricação ou projeto. Microconstituintes, estruturas, transferência metálica, escoamento de gases, macrografias, deformações, medições geométricas de peças, dentre outras características têm sido estudadas com tais técnicas. Embora tenham uso fundamental na soldagem, tem-se notado constantes erros na utilização das técnicas de fotografia e filmagem, como erros de posicionamento, calibração, escolha do sensor, tipo e compactação de imagem (VILARINHO, 2009b).

Devido a dificuldades de ajuste de foco para visualização dos fenômenos inerentes a dinâmica do arco voltaico, que geraram a necessidade do uso de filtros de diferentes capacidades e adequados aos interesses da pesquisa duas câmeras de filmagem em alta velocidade foram utilizadas simultaneamente. Uma das câmeras foi utilizada para visualização do comportamento do arco, seu comprimento e o fenômeno de escalada de arco que ocorre em polaridade negativa. A outra câmera foi aplicada no estudo da transferência metálica do processo MIG/MAG-PV. Na Figura 3.5 é apresentada a câmera usada para registro da transferência metálica e o monitor de visualização das imagens, esta câmera possui limite de filmagem em 2.000 quadros/segundo. Já a Figura 3.6 se refere à

câmera usada para visualização do arco que possui limite de filmagem em 20.000 quadros/segundo. Neste caso, como a primeira câmera é a limitante, uma taxa de 2000 quadros/segundo foi a utilizada. Nas condições utilizadas, onde se utilizou lentes de soldagem, o detalhe principal é que o foco deve ser encontrado após a soldagem ser iniciada. Entretanto, um ajuste grosseiro do foco deve ser realizado antes da soldagem, sem a presença do filtro (lente de soldagem).

Perde-se o foco da imagem devido à difração dos raios de luz no filtro, que é um dos preceitos utilizados no desenvolvimento de produtos voltados para a segurança do trabalho em soldagem (VILARINHO, 2009b).



Figura 3.5 – Câmera de filmagem utilizada para visualização da transferência metálica.



Figura 3.6 – Câmera de filmagem utilizada para visualização do arco.

Na soldagem, o termo Shadowgrafia ou Perfilografia vem sendo utilizado para se referenciar à formação da sombra projetada de vários elementos (tocha, eletrodo, gotas, cordão e chapa) em um filme fotográfico ou diretamente sobre a lente de uma filmadora. Esta técnica também é conhecida como “Back-lighting” (Johnson et al, 1991). Como a luz do próprio arco é muito intensa e se irradia em todas as direções e sentidos, não é possível utilizá-la para se obter esta sombra. Assim, uma fonte de luz adicional é necessária, normalmente um laser de hélio-neônio (He-Ne) de potência entre 4 e 10 mW (Subramaniam, 1996). A utilização de um laser vermelho de He-Ne, ou seja, com comprimento de onda de aproximadamente 632,8 nm, é justificada pela menor emissão de luz pelo arco neste comprimento de onda; o arco emite numa faixa de comprimento de onda entre 280 e 700 nm. Desta forma, através de uma filtragem seletiva que permita passar somente a luz do laser (e não a do arco), será possível obter as sombras da tocha, eletrodo, gotas, cordão e chapa num fundo vermelho. Esta filtragem seletiva é conseguida com um filtro óptico passa-banda, disponível comercialmente. Com a eliminação quase total da luz do arco, as sombras passam a retratar apenas a parte interceptada do feixe de laser (Baixo & Dutra, 1989; Kim & Eagar, 1993;; Scotti et al, 1998 e Subramaniam et al, 1998), conforme mostrado na Figura 3.7.

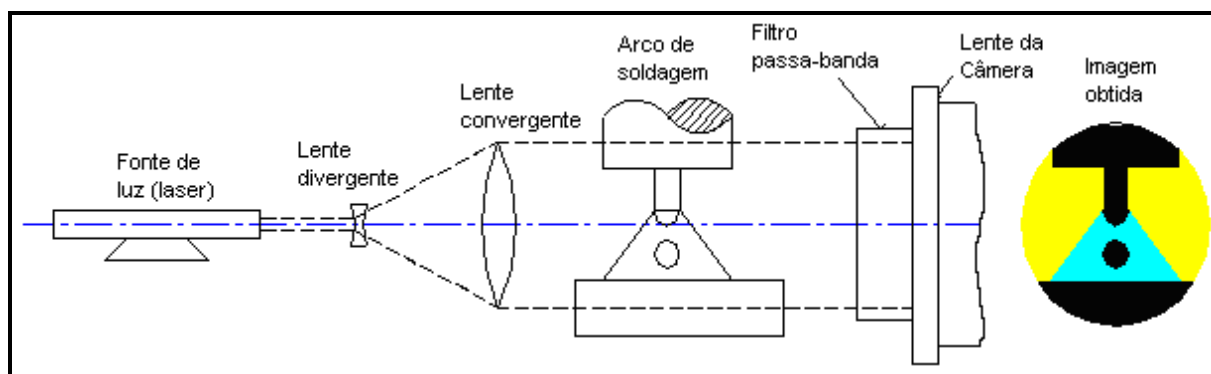


Figura 3.7 – Princípio da Shadowgrafia ("Back-lighting") aplicado à soldagem (VILARINHO, 2000)

➤ Sistema laser-óptico;

O sistema laser-óptico utilizado para se obter as sombras do eletrodo, gotas, cordão e chapa é esquematizado na Figura 3.8. Nesta figura observa-se um cabeçote laser He-Ne de 20 mW que emite um feixe de diâmetro de 1,2 mm. Este passa por um conjunto de filtros neutros, para conseguir uma luminosidade adequada, e é expandido por uma lente divergente (plano-côncava, diâmetro 6,35 mm, material BK7 e revestimento AR.14,

especificações do fabricante NewPort) com distância focal de 12,5 mm. O feixe é novamente colimado ao passar por uma lente convergente (plano-convergente, diâmetro 50,8 mm, material BK7 e revestimento AR.14) de distância focal 500 mm, ficando com um diâmetro de 48 mm. Todo este sistema é apoiado sobre suportes na forma de postes, que por sua vez estão sobre carros, que permitem a mobilidade sobre um trilho que suporta todo o conjunto (VILARINHO, 2000).

Ao deixar a última lente o feixe laser atravessa um vidro de proteção (vidro comum de 2 mm de espessura) e chega ao arco de solda. Após passar pelo arco e por outra janela de proteção, o feixe chega à câmera de vídeo de alta velocidade, que possui na sua entrada um filtro passa-banda e um filtro neutro. A importância do filtro neutro deve-se ao fato do arco emitir radiação, ainda que pequena, no comprimento de onda do laser. Assim, deve-se ajustar mais uma vez a luminosidade do sistema para que não supere a necessidade da câmera e do jogo de lentes (VILARINHO, 2000).

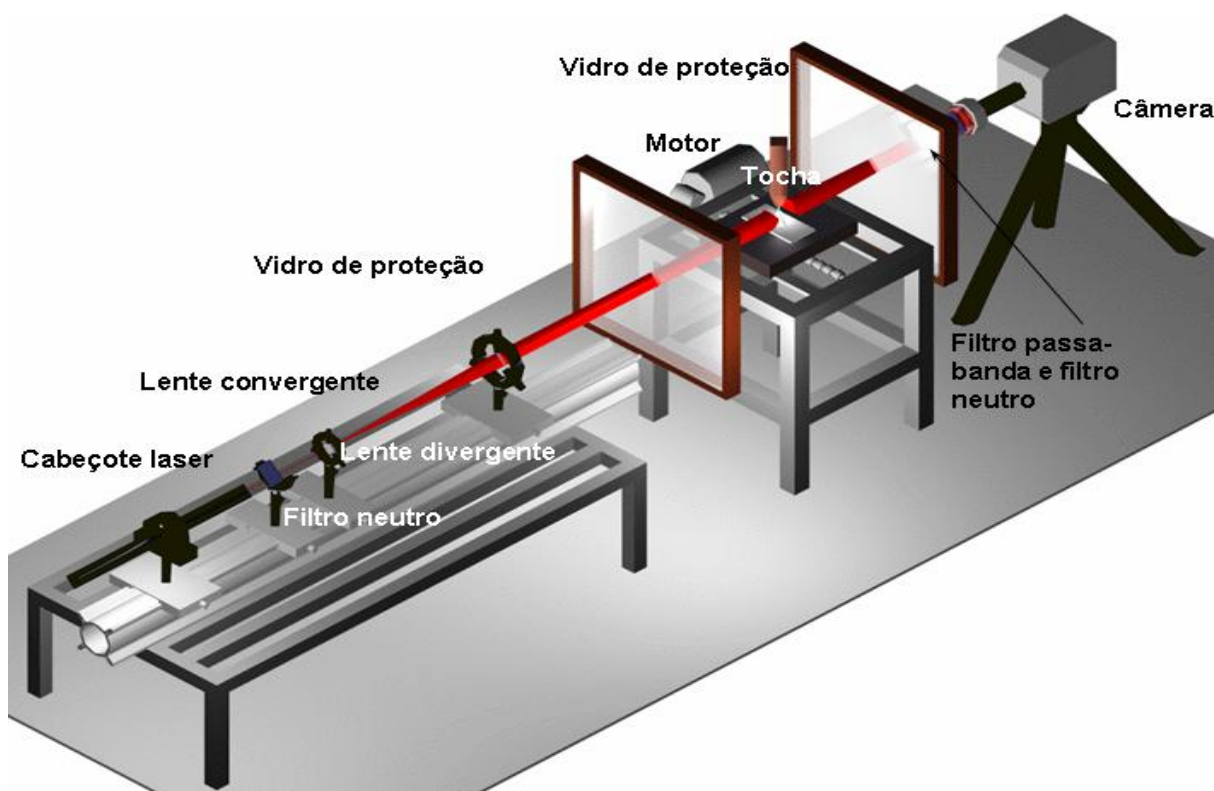


Figura 3.8 - Detalhe do sistema laser-óptico utilizado (VILARINHO, 2000).

- Programa de controle da fonte para determinar vários formatos de onda (SAC);

Para o uso de vários formatos diferentes de onda em polaridade variável, além de alteração de parâmetros em diferentes patamares, foi necessário o uso de um software comercial chamado SAC (Sistema Avançado de Controle), o qual é uma ferramenta computacional para o controle de processos de soldagem a arco. Desta forma, a limitação de uso de corrente alternada apenas em onda retangular e sem base positiva foi evitada.

O SAC visa criar uma interface de controle para as diversas fontes de soldagem a partir do ambiente Windows. Este software propicia a simulação das mais diversas formas de onda a partir do ambiente gráfico fornecido pelo Windows, possibilitando os devidos estudos, ensaios e aplicações das novas filosofias de pulsação e análise de ruído acústico.

O SAC possui uma interface amigável com o operador, o que facilita a intervenção com os diferentes processos de soldagem que o sistema comanda, bem como, disponibiliza ferramentas que fornecem suporte à manipulação de formas de onda de soldagem de maneira simples e efetiva.

A disposição física do Sistema Avançado de Controle (Figura 3.9), conta com dois microcomputadores que se comunicam por meio de suas portas seriais, responsáveis pela interface com o usuário, aquisição de sinais e controle dos processos. O atuador do sistema é uma fonte de soldagem (LOCATELLI, 2007).

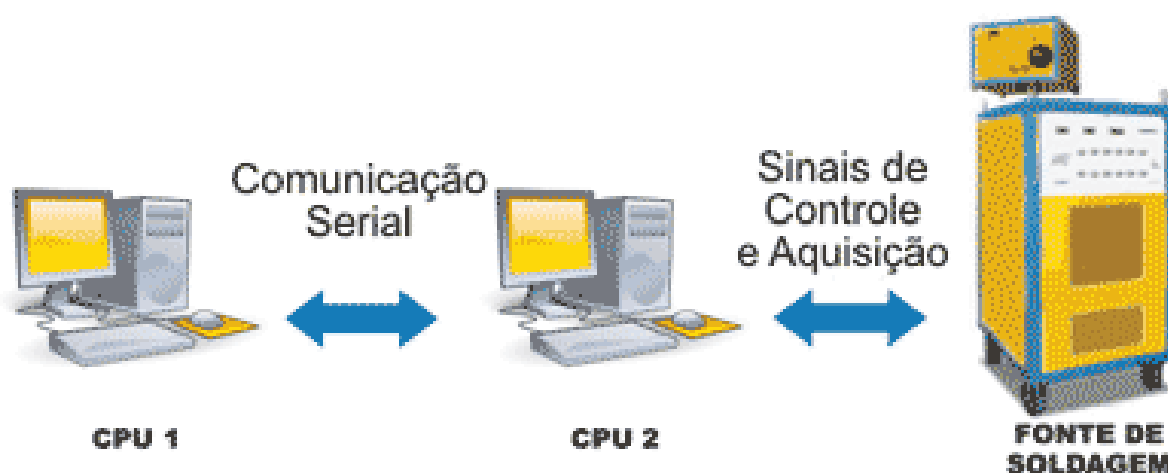


Figura 3.9 - Disposição física do Sistema Avançado de Controle

A utilização de duas CPU's para a implementação do SAC advém do fato de se necessitar de dois sistemas operacionais diferentes na atual concepção da plataforma, o Ms-Windows e o Ms-DOS. Apesar de fornecer ferramentas para tratamento de processos em tempo real altamente funcionais, o Ms-DOS não disponibiliza uma interface com o

usuário versátil nos níveis de exigência do SAC. Por outro lado, o Ms-Windows, que fornece uma interface altamente intuitiva com o operador, dificulta intervenções substanciais de hardware, o que se vê extremamente necessário para o efetivo controle dos processos de soldagem.

Neste sentido, implementou-se a estrutura de controle do SAC sobre o programa “Oscilos v 3.1”, um software de aquisição de sinais de soldagem inteiramente estruturado sobre o sistema operacional Ms-DOS. Desta maneira, todas as lógicas de intervenção sobre a fonte de soldagem ficaram agrupadas na “CPU 2”, que faz tanto o controle dos processos de soldagem quanto a aquisição de sinais (LOCATELLI, 2007).

A interface de controle, no entanto, foi totalmente desenvolvida sobre a plataforma Ms-Windows, “CPU 1”, permitindo o rápido acesso às variáveis de cada processo, bem como, flexibilizando o desenho de formas de onda de soldagem nas diferentes modalidades, utilizando-se das ferramentas gráficas que a plataforma em questão disponibiliza.

A Figura 3.10 apresenta a tela inicial do programa em ambiente Windows, no modo “onda qualquer”, onde qualquer formato de onda pensado pode ser desenhado e então enviado a CPU 2 para controle da fonte de soldagem.

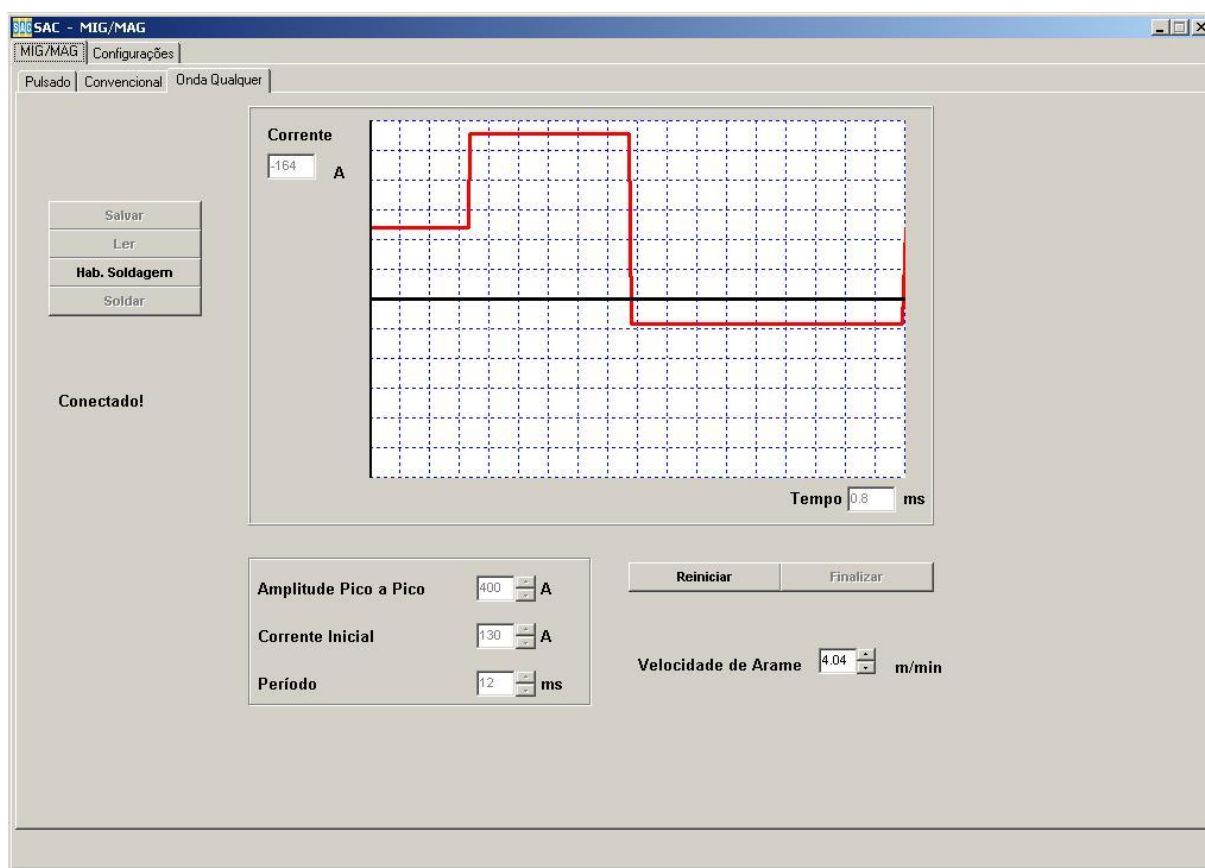


Figura 3.10 – Tela inicial do programa para determinação de formatos de onda.

3.3. Sequência de Experimentos

Neste trabalho foram investigados diferentes aspectos relacionados à fenomenologia e aplicabilidade do processo de soldagem MIG/MAG-PV, como a influência de fatores como tipo de onda, tipo de gás de proteção, percentual de eletrodo negativo (%EN), e intensidade de corrente, além do estudo da natureza da transferência metálica. Para isto foi utilizado um Projeto e Análise de Experimentos com replicagem e aleatorização.

A execução do trabalho foi dividida em duas partes, estudo da física do processo (fenomenologia) e da aplicabilidade em juntas. Em um primeiro momento relacionado ao estudo da física do processo MIG/MAG-PV abordando o fenômeno da escalada de arco, determinação experimental das constantes da equação da taxa de fusão em polaridades positiva e negativa, criação de uma metodologia para seleção de parâmetros que forneçam estabilidade de arco e de transferência metálica, além do estudo da quantidade de movimento das gotas em transferência. A segunda parte do trabalho foi relacionada ao estudo do desempenho do processo para aplicação prática em chanfro em V, simulando passe de raiz em tubulações, e junta sobreposta com abertura de 1,5 mm, bastante utilizada na indústria automotiva.

Após a montagem e avaliação da bancada de testes, foi feito um estudo do comportamento do consumo em soldagem com corrente constante usando polaridades positiva e negativa. Para isto, foram determinadas as constantes α e β da expressão do consumo para ambas as polaridades.

O conhecimento da equação da taxa de fusão em polaridades positiva e negativa é importante na determinação de pacotes operacionais otimizados, pois esta informação é a base do procedimento desenvolvido para determinar conjuntos de parâmetros que garantam melhor estabilidade de arco. Portanto, com as equações de taxa de fusão definidas, foram determinados parâmetros para todos os tipos de onda propostas e ainda variando a taxa de eletrodo negativo (%EN).

Após o desenvolvimento de pacotes operacionais foi realizado o estudo da transferência metálica utilizando a técnica de Shadowgrafia/Perfilografia (filmagem em alta velocidade) para verificar a regularidade e a estabilidade da transferência nos diversos formatos de onda e %EN, considerando a premissa de uma gota por pulso e se o destacamento na polaridade negativa apresenta algum benefício.

Foram avaliadas as características operacionais do processo, mais especificamente, o estudo das características geométricas para verificar o potencial do processo para uso em aplicações que tipicamente necessitam de pouca penetração, como soldagem de chapas finas e de revestimento.

Com o objetivo de melhor compreensão da física do processo, foi realizado um estudo do fenômeno conhecido por “Escalada de Arco” que ocorre quando se usa o eletrodo em polaridade negativa, e é caracterizado pela subida do arco para a parte sólida do eletrodo em busca de óxidos para emissão por campo, sendo acreditado ainda que este fenômeno seja um dos principais responsáveis pela maior taxa de fusão que ocorre em polaridade negativa quando comparada à positiva. Portanto, foi avaliada a influência do tipo de gás de proteção e da intensidade da corrente em polaridade negativa sobre o fenômeno da escalada de arco.

Ainda com o objetivo de estudar a física do processo foi realizada a avaliação das características cinemáticas das gotas metálicas em transferência, através das filmagens em alta velocidade, para as formas de onda, as taxas de eletrodo negativo e gases propostos.

Finalmente, foi feito o estudo do desempenho tecnológico do processo que consistiu na avaliação da aplicabilidade do processo MIG/MAG-PV em junta sobreposta e em V (passe de raiz e enchimento) para possível emprego em aplicações industriais, servindo como opção em detrimento a processos de baixa produtividade. Nesta etapa foi comparada a produtividade do processo MIG/MAG-PV com os processos MIG convencional no modo de transferência em curto-circuito convencional, MIG-Pulsado e STT (Surface Tension Transfer).

Nos capítulos seguintes, cada um destes tópicos será abordado de forma dedicada, apresentando-se uma revisão da literatura, metodologia e resultados em particular de cada especificidade. Adotou-se esta abordagem por acreditar que, neste trabalho em específico, ela é mais eficaz para o entendimento do leitor, diferentemente de uma estrutura tradicional de uma tese.

CAPÍTULO IV

ESTUDO DO COMPORTAMENTO DO CONSUMO

O objetivo desta etapa foi determinar experimentalmente as constantes α e β da expressão do consumo para as polaridades positiva e negativa e avaliar o comportamento da taxa de fusão. Assim, inicialmente são apresentados os principais resultados da literatura sobre o assunto.

4.1. Revisão da Literatura

O estudo da taxa de fusão do arame-eletrodo na soldagem MIG é de fundamental importância para análises das condições de soldagem, envolvendo, em especial, considerações quanto aos aspectos de produtividade, o que condiciona a seleção de consumíveis e os respectivos parâmetros de soldagem (SANTOS et al, 2002).

A velocidade de fusão do eletrodo influencia a produtividade do processo e as suas características operacionais como a capacidade de soldar em diferentes posições e o formato do cordão (STARLING e MODENESI 2005b).

Algumas análises envolvendo este tema enfocam geralmente a relação entre a velocidade do arame e a corrente de soldagem, como apresentado no Welding Handbook (1991), e não a quantidade de material depositado, merecendo algumas análises complementares para que tais informações sejam tomadas como base para seleção de condições de soldagem (SANTOS et al, 2002).

Em relação aos fenômenos inerentes ao consumo do arame-eletrodo, sabe-se que duas parcelas de calor são responsáveis por este consumo, a saber, o calor gerado na conexão anódica (ou catódica, se o eletrodo estiver conectado no polo negativo) e o calor gerado ao longo do comprimento energizado do arame (SCOTTI e PONOMAREV, 2008).

Existe na literatura este consenso de que as características de fusão do eletrodo na soldagem MIG/MAG estão diretamente relacionadas a dois tipos básicos de aquecimento. Um deles é o aquecimento pelo arco e o outro é o aquecimento devido à resistência elétrica

do eletrodo. Este fato leva a velocidade de alimentação do arame a estar relacionada com o comprimento do eletrodo e, de forma parabólica, com a densidade de corrente. Expressões para velocidade de fusão do eletrodo foram deduzidas por diversos autores, por exemplo, Lancaster (1986), que se baseou em um balanço térmico na ponta do eletrodo e obteve a Eq. (4.1).

$$w = \alpha \cdot I + \beta \cdot L \cdot I^2 \quad (4.1)$$

onde, w é a velocidade de fusão do arame, α e β são respectivamente, coeficientes indicativos da contribuição do arco e do efeito Joule para a fusão do eletrodo, L é o comprimento energizado do eletrodo e I é a corrente elétrica de soldagem.

Esta equação, conhecida como equação do consumo, é uma função das constantes α e β , que se traduz numa estimativa de parâmetros não-linear (regressão não linear), a partir da determinação experimental dos outros termos da equação.

De acordo com Starling e Modenesi (2005a), o coeficiente β representa a contribuição do efeito Joule no arame para a sua fusão e, portanto, depende principalmente da composição e das condições do arame. Este termo é importante para arames de aço, particularmente os de pequeno diâmetro, mas é desprezível para arames de metais de elevada condutividade elétrica (alumínio e cobre).

Equações de formato similar foram propostas inicialmente por Lesnewich (1958) e posteriormente deduzidas por Halmoy (1979), com base em considerações energéticas, por Smatti (1986), a partir de um balanço térmico na ponta do arame, e por Hirata (1995). Fujimura et al.(1988) citam equações idênticas propostas por outros autores para a taxa de fusão do arame e as utilizam para o desenvolvimento de um algoritmo para estimar a distância do bico de contato à peça na soldagem MIG/MAG. Quintino e Allum (1984) e Smatti (1986) estenderam a utilização desta equação para a soldagem MIG/MAG pulsada e Middleton (1989) a adaptou e a utilizou para o desenvolvimento de algoritmos sinérgicos para a soldagem MIG/MAG com transferência por curto circuito.

Conforme Scotti e Ponomarev (2008), qualquer que seja a equação usada na literatura, ela é simplificada. Nas soldagens reais, pode-se usar corrente contínua ou alternada, mas mesmo o valor da corrente contínua ao longo do tempo não é sempre uniforme, devido aos transientes no arco (sinal contínuo com oscilações). O consumo médio deve ser calculado então pela integração do consumo ao longo do tempo, isto resultaria na Eq. (4.2), que utiliza a corrente média para a parcela referente ao calor gerado pelo arco e a corrente eficaz, ou valor RMS, para a parcela referente a contribuição do calor por efeito

Joule. Esta seria a melhor representação do consumo (Scotti e Ponomarev, 2008).

$$w = \alpha \cdot I_m + \beta \cdot L \cdot I_{ef}^2 \quad (4.2)$$

onde, w é a velocidade de fusão do arame, α e β são respectivamente, coeficientes indicativos da contribuição do arco e do efeito Joule para a fusão do eletrodo, L é o comprimento energizado do eletrodo, I_m é a corrente média de soldagem e I_{ef} é a corrente eficaz de soldagem (ou corrente RMS).

Segundo Modenesi e Reis (2007), partindo-se da dedução da Eq. (4.1), através de um balanço térmico na ponta do eletrodo, pode-se mostrar que as constantes α e β são dadas pelas Equações 4.3 e 4.4, respectivamente:

$$\alpha = \frac{\eta V_A}{\rho A [\Delta H_{TOTAL}]} \quad (4.3)$$

e

$$\beta = \frac{(r/A)}{\rho A [\Delta H_{TOTAL}]} \quad (4.4)$$

onde η é o rendimento térmico do processo, V_A é a contribuição (em V) para o aquecimento pelo arco, r é a resistividade elétrica média do eletrodo, ρ é a densidade do material do eletrodo, A é a sua seção transversal e ΔH_{TOTAL} é a quantidade de calor (em J/kg, por exemplo) necessária para aquecer, fundir o material do eletrodo e vaporizar uma parte pequena deste. Desta forma, é possível mostrar que os dois termos do lado direito da Eq. (4.1) representariam, respectivamente, as relações entre o aquecimento do eletrodo pelo arco e por efeito Joule e o calor contido no material do eletrodo que é fundido e parcialmente vaporizado:

$$\alpha i = \frac{\text{Aquecimento pelo Arco}}{\text{Calor contido no metal}}$$

e

$$\beta si^2 = \frac{\text{Aquecimento por efeito Joule}}{\text{Calor contido no metal}}$$

Diferentes autores já pesquisaram os fenômenos inerentes a fusão do eletrodo em

soldagem. Nemchinsky (1998) defende que durante o processo de remoção das gotas fundidas da ponta do eletrodo, a espessura da camada fundida que separa a fonte de calor (plasma) do arame sólido a ser fundido muda periodicamente. Correspondentemente, a taxa instantânea de fusão experimenta variações periódicas. Mostrando que a periodicidade de remoção da gota fundida afeta a taxa de fusão média. O efeito é pequeno para pequenos números de Péclet ($Pe=vL/\alpha$, onde v é a taxa de fusão, L é o tamanho da gota destacada e α é a difusividade térmica), mas é muito pronunciado para altos números de Péclet.

Tusek (1996) menciona que uma das formas de aumentar a produtividade é através do aumento do comprimento do eletrodo, o que promove maior aquecimento do eletrodo e facilita a sua fusão, proporcionando maiores taxas de deposição através de um acréscimo na velocidade de alimentação do arame. No entanto, o autor verifica que esta prática somente é efetiva em arames de pequeno diâmetro e maior resistividade.

Para Scotti e Ponomarev (2008), nas soldagens com arame de grande diâmetro, comprimento de eletrodo curto e/ou arames com baixa resistividade elétrica (ligas de alumínio, por exemplo), a segunda parcela da Eq. (4.1) fica desprezível (β assume valores muito baixos), caracterizando que o consumo está sendo governado pela conexão arco/arama-eletrodo. Entretanto, a determinação dos valores corretos das constantes α e β não é uma tarefa fácil, pois depende da medição real do comprimento do eletrodo; muitos dos dados da literatura são aproximados. De qualquer forma, esta equação, como universalmente apresentada e adotada, é de extrema importância para ajudar a explicar fenômenos como auto-regulagem de comprimento de arco e a regulagem de parâmetros de soldagem.

O coeficiente α representa a contribuição do aquecimento anódico pelo arco (soldagem com eletrodo positivo) e, na soldagem MIG/MAG, depende principalmente da composição do eletrodo. Resultados experimentais indicam que este coeficiente é, em uma primeira aproximação, independente da corrente de soldagem, composição do gás de proteção, do comprimento e tensão do arco, condições superficiais do arame, geometria da junta e da pressão. Entretanto, na soldagem MIG/MAG com eletrodo negativo, o coeficiente α tende a ser maior do que na soldagem com eletrodo positivo e esta diferença pode ser de até 75%, resultando em uma maior taxa de deposição em relação à soldagem com eletrodo positivo. O coeficiente α catódico depende significativamente do nível de corrente, da presença de revestimentos na superfície do arame, da composição do gás de proteção, da configuração da junta, do comprimento do arco e da pressão. Este coeficiente pode ser reduzido para valores próximos ou inferiores aos da soldagem com eletrodos positivos pela utilização de revestimentos especiais nos arames e na soldagem hiperbárica (Starling e Modenesi 2005a).

Reis et al (2003) realizaram testes na soldagem MIG/MAG com fontes de corrente constante e perceberam a existência de uma anomalia na curva de velocidade de fusão do arame em função da corrente que não é geralmente indicada em curvas similares obtidas com fontes de tensão constante. Esta anomalia ocorre para níveis de corrente próximos da corrente de transição globular-spray. Para as condições usadas, o gás de proteção não exerceu influência significativa nas curvas de velocidade de fusão em função da corrente e na presença da anomalia.

A presença da anomalia tornou-se menos evidente quando o comprimento do eletrodo é aumentado. O mesmo pareceu ocorrer com o aumento do diâmetro do eletrodo.

Os resultados indicaram que a anomalia pode ser causada por uma redução da eficiência da fusão do eletrodo para corrente mais elevadas, características do processo operando com transferência spray. Alternativamente, o fenômeno pode ser causado por uma maior eficiência da fusão do eletrodo para uma estreita faixa de corrente localizada logo acima da corrente de transição globular-spray.

Em todo caso, a equação do consumo apresentada na Eq. (4.2) foi adotada e determinada neste trabalho em ambas as polaridades, com a identificação experimental das constantes. O conhecimento da equação do consumo nas polaridades positiva e negativa, é a base da metodologia proposta para determinação de parâmetros em MIG/MAG-PV, e é fundamental para evitar a variação de comprimento de arco que ocorre durante a mudança de polaridade e consequentemente instabilidades de arco quando se utiliza o processo MIG/MAG com Polaridade Variável.

Desta forma, embora vários modelos para o comportamento do consumo de eletrodo tenham sido propostos na literatura técnica, poucos resultados são divulgados em relação as constantes e/ou são para aplicações particulares. Portanto, para a lacuna existente em específico para os gases e o eletrodo utilizado, foram determinadas experimentalmente as constantes da equação do consumo.

4.2. Metodologia

Foram realizados experimentos tanto na polaridade positiva quanto na negativa, onde se variou valores de velocidade de alimentação de arame, mantendo constante o comprimento de arco. Os valores resultantes da dinâmica do arco, de corrente média (I_m) e corrente eficaz (I_{ef}) foram então registrados.

Foram realizados cordões em simples deposição, sobre barra chata de aço, com dimensões de 300x37x6 mm, com metal de adição da classe AWS ER70S-6 de 1,2 mm de

diâmetro usando como gás de proteção Argônio-2%O₂, Argônio-1%O₂ e Argônio- 8%CO₂ sempre com vazão de 15 l/min e fonte em corrente constante. O acompanhamento do comprimento do arco foi feito através de filmagem em alta velocidade (shadowgrafia).

Finalmente, com os dados obtidos experimentalmente, foi usado um software comercial (Statistica) para fazer regressão não-linear e determinar os valores das constantes α e β .

4.3. Resultados para as Constantes da Equação do Consumo

As Tabelas 4.1 e 4.2 apresentam os resultados experimentais de corrente média e eficaz para as polaridades positiva e negativa respectivamente, utilizando o gás Argônio com 2%O₂ adicionado. Já nas Tabelas 4.3 e 4.4 são apresentados os resultados obtidos experimentalmente de correntes média e eficaz para o gás Argônio-1%O₂. Finalmente, nas Tabelas 4.5 e 4.6 são mostrados os resultados para a mistura gasosa de Argônio com 8%CO₂.

Tabela 4.1 – Valores dos Resultados Experimentais em CCEP para o gás Ar-2%O₂ (Im: Corrente Média; Ief:Corrente Eficaz; Va:Velocidade de alimentação e L: Extensão do Eletrodo).

Im (A)	Ief (A)	Va(m/s)	L (m)
139	139	0,0500	0,015
171	171	0,0667	0,015
170	170	0,0667	0,015
194	194	0,0833	0,015
194	194	0,0833	0,015
218	218	0,1000	0,015
242	242	0,1167	0,015
282	282	0,1333	0,015

Tabela 4.2 – Valores dos Resultados Experimentais em CCEN para o gás Ar-2%O₂.

Im (A)	Ief (A)	Va (m/s)	L (m)
69	69	0,0500	0,015
117	117	0,0833	0,015
154	154	0,1167	0,012
200	201	0,1500	0,012
198	200	0,1500	0,012
241	246	0,1833	0,012
318	329	0,2167	0,012
297	332	0,2500	0,012

Tabela 4.3 – Valores dos Resultados Experimentais em CCEP para o gás Ar-1%O₂.

Im (A)	Ief (A)	Va (m/s)	L (m)
165	165	0,0667	0,013
195	195	0,0833	0,013
222	222	0,1000	0,013
244	244	0,1167	0,013
279	279	0,1333	0,013
306	306	0,1500	0,013
328	328	0,1667	0,013

Tabela 4.4 – Valores dos Resultados Experimentais em CCEN para o gás Ar-1%O₂.

Im (A)	Ief (A)	Va (m/s)	L (m)
82	82	0,0583	0,013
90	93	0,0667	0,013
100	100	0,0750	0,013
124	128	0,0833	0,013
149	150	0,1167	0,013
172	172	0,1333	0,013
197	197	0,1500	0,013

Tabela 4.5 – Valores dos Resultados Experimentais em CCEP para o gás Ar-8%CO₂.

Im (A)	Ief (A)	Va (m/s)	L (m)
201	202	0,083	0,014
221	221	0,100	0,014
246	247	0,117	0,014
274	275	0,133	0,014
294	295	0,150	0,014
328	328	0,167	0,014

Tabela 4.6 – Valores dos Resultados Experimentais em CCEN para o gás Ar-8%CO₂.

Im (A)	Ief (A)	Va (m/s)	L (m)
118	118	0,083	0,014
135	135	0,100	0,014
157	157	0,117	0,014
181	187	0,133	0,014
217	217	0,150	0,013
252	253	0,167	0,013

De posse dos valores das Tabelas 4.1 e 4.2, foram calculados por regressão não-linear α e β para as duas polaridades, no caso da polaridade positiva (CCEP) $\alpha = 2,74 \times 10^{-4}$ (m/(s.A)) e $\beta = 5,1 \times 10^{-5}$ (s⁻¹ A⁻²), que estão coerentes com os encontrados por Norrish (1992) para arame (aço) de 1.2 mm de diâmetro que foram: $\alpha = 3 \times 10^{-4}$ (m/ (s.A)) e $\beta = 5 \times 10^{-5}$ (s⁻¹ A⁻²). No caso da polaridade negativa (CCEN), os valores calculados foram $\alpha = 7,14 \times 10^{-4}$ (m/(s.A)) e $\beta = 1,2 \times 10^{-5}$ (s⁻¹ A⁻²). Ressalta-se que no caso da polaridade positiva, ambas as constantes tiveram significância estatística para uma confiabilidade de 95%. Entretanto, no caso da polaridade negativa, apenas a constante α apresentou significância estatística para esta confiabilidade, fato também observado para os outros gases estudados. Uma vez que o principal mecanismo de geração de calor se dá na região catódica, os resultados vieram a corroborar esta afirmação, pois a constante α se refere a esta geração de calor, ao passo que a constante β está relacionada com o Efeito Joule, que passa a ter menor efeito no caso da CCEN, já que é necessário correntes menores para uma mesma taxa de fusão em CCEP.

O mesmo procedimento de regressão não-linear foi executado com os dados das Tabelas 4.3 e 4.4 para o gás Ar-1%O₂ e Tabelas 4.5 e 4.6 para o gás Ar-8%CO₂, para

determinar as constantes α e β para as duas polaridades, os resultados para os gases estudados estão dispostos na Tabela 4.7.

Tabela 4.7 – Constantes da equação da taxa de fusão.

Gás	CCEP		CCEN	
	α (m/ (s.A))	β (s ⁻¹ A ⁻²)	α (m/ (s.A))	β (s ⁻¹ A ⁻²)
Argônio-2%O₂	2,74x10 ⁻⁴	5,1x10 ⁻⁵	7,14x10 ⁻⁴	1,2x10 ⁻⁵
Argônio-1%O₂	3,21 x10 ⁻⁴	4,4 x 10 ⁻⁵	6,75 x10 ⁻⁴	3,7 x 10 ⁻⁵
Argônio- 8%CO₂	2,98x10 ⁻⁴	4,8x10 ⁻⁵	8,41x10 ⁻⁴	- 5,2x10 ⁻⁵

Observando-se a Tabela 4.7, nota-se que, para o arame utilizado (AWS ER70S-6), na soldagem com os três gases de proteção, a operação com o eletrodo negativo resulta em uma tendência de aumento do coeficiente α e de redução do coeficiente β em relação à operação com o eletrodo positivo. Desta forma, a contribuição do aquecimento pelo arco tende a ser maior na soldagem com o eletrodo negativo e, inversamente, a contribuição do efeito joule tende a ser mais significativa na soldagem com o eletrodo positivo. A mesma tendência foi encontrada por Starling e Modenesi (2005b), embora, para arames tubulares e diferentes gases de proteção.

Os resultados das constantes para os outros gases foram condizentes com os valores encontrados na literatura técnica. Entretanto, o valor obtido para a constante β em CCEN para a mistura gasosa Ar+8%CO₂, apresentado na Tabela 4.7, foi negativo. A princípio, este resultado parece absurdo, pois fisicamente isto é impossível pois representaria que o eletrodo estaria retirando calor e não fornecendo calor por efeito Joule. Entretanto, outros autores também já encontraram valores negativos para esta constante.

Utilizando a mesma metodologia de regressão adotada neste trabalho, Starling e Modenesi (2005a) perceberam que nas condições empregadas, o modelo clássico para a velocidade de fusão é capaz de descrever satisfatoriamente a fusão de arames tubulares rutilico, básico e “metal cored” na soldagem com o eletrodo na polaridade negativa. Entretanto, na soldagem do arame básico com 100%CO₂, houve uma variação no formato da curva de fusão, pois a taxa de variação da velocidade de fusão com a corrente de soldagem diminuiu à medida que a corrente de soldagem aumenta. Portanto, a Eq. (4.1) que considera α e β como constantes positivas, não descreve satisfatoriamente a fusão do arame tubular básico com 100%CO₂, pois em seus resultados, a constante β nestas condições de soldagem foi negativa.

Scotti e Ponomarev (2008) apontam que por tratar-se de uma equação estatística, da qual não se pode (ao contrário do que muitos pensam) tirar qualquer relação entre causa e efeito, já que as equações estatísticas apenas ajustam uma curva aos pontos. E, normalmente, os usuários não normalizam (colocar os valores todos proporcionalmente em uma mesma base, por exemplo, de 0 a 10) os parâmetros que compõem a equação do consumo (por exemplo, a corrente, indiferentemente da realidade, aparenta, nesta equação, ter muito maior peso do que o comprimento do eletrodo, pois é numericamente maior e elevada ao quadrado). Desta forma, justifica-se encontrar, às vezes, a constante β negativa ou desproporcionalidades entre α e β .

4.4. Resultados para a Taxa de Fusão

As Figuras 4.1, 4.2 e 4.3 apresentam as curvas de taxa de fusão nas polaridades positiva e negativa, para as misturas gasosas baseadas em argônio, adicionado a 1%O₂, 2%O₂ e 8%CO₂ respectivamente. A partir destes gráficos pode-se perceber que existe forte tendência de que a taxa de fusão quando operando em corrente contínua eletrodo negativo (CCEN) seja bem superior quando comparada a CCEP, independente do tipo de gás de proteção.

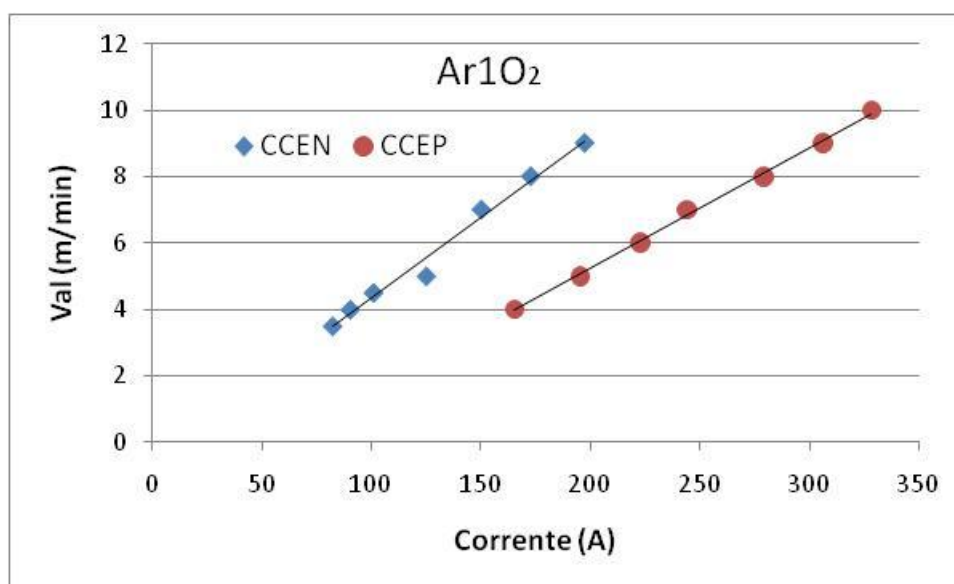


Figura 4.1 – Taxa de fusão em CCEN e CCEP para o gás Ar-1%O₂.

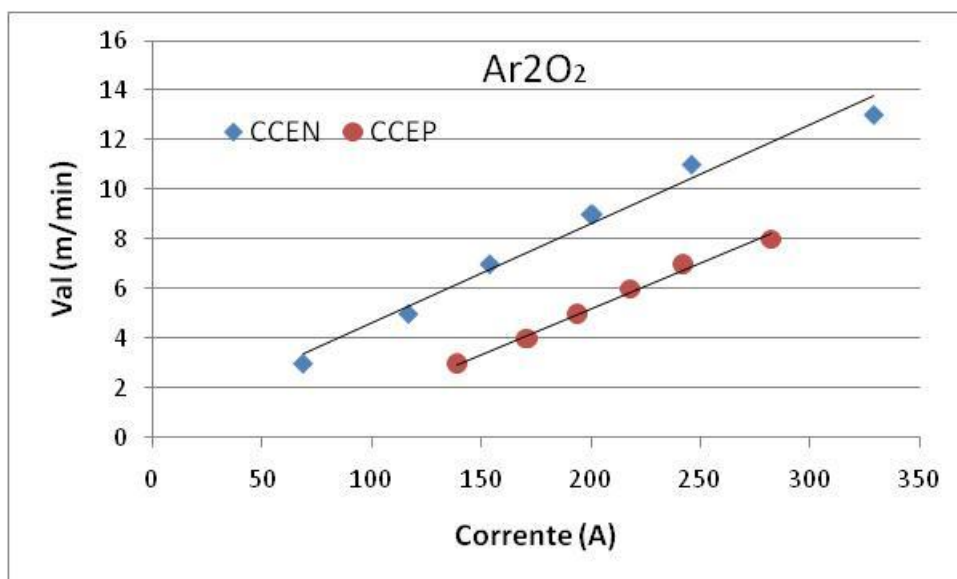


Figura 4.2 – Taxa de fusão em CCEN e CCEP para o gás Ar-2%O₂.

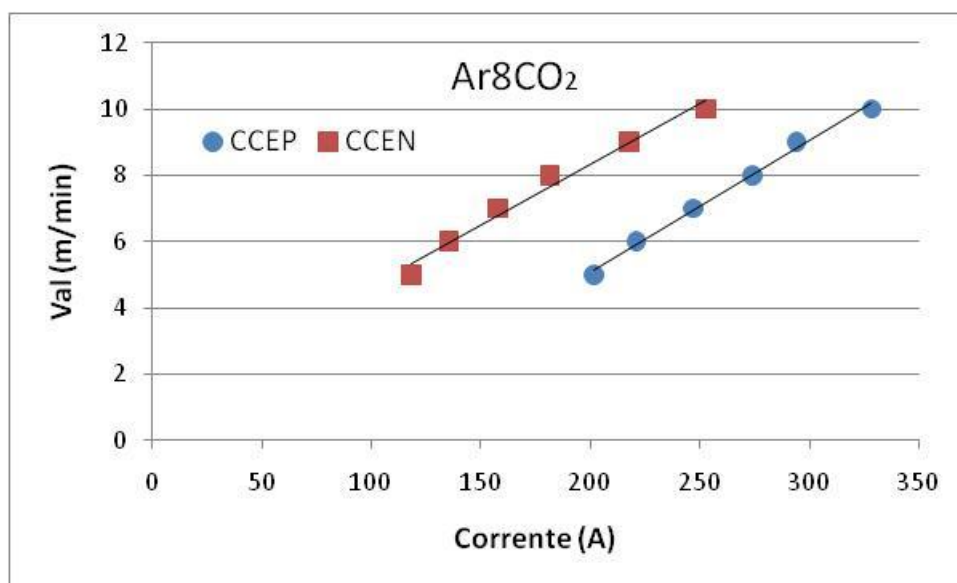


Figura 4.3 – Taxa de fusão em CCEN e CCEP para o gás Ar-8%CO₂.

A Tabela 4.8 apresenta valores de taxa de fusão calculados nas polaridades positiva e negativa para os três gases estudados em uma corrente fixa de 200 A para fins de comparação. Analisando a Tabela 4.8, verificou-se que quando utilizado corrente contínua eletrodo negativo, a taxa de fusão é mais que 60% superior aos valores encontrados para corrente contínua eletrodo positivo. Além disto, a taxa de fusão é maior, quanto menor for o potencial de oxigênio do gás de proteção utilizado.

Tabela 4.8 – Valores calculados de velocidade de arame para uma corrente de 200 A.

Gás	Va CCEP (m/min)	Va CCEN (m/min)	Acréscimo (%)
Ar-1%O₂	5,22	9,21	76,37
Ar-2%O₂	5,19	8,63	66,14
Ar-8%CO₂	5,09	8,33	63,53

Nas condições utilizadas por Cirino (2009), com gás de proteção Ar + 2% O₂, a taxa de fusão foi 53% maior em CC- (191,7 mm/s contra 125 mm/s em CC+) que está próximo do valor encontrado neste trabalho. Evidentemente, esta proporção deve mudar conforme a corrente utilizada.

Santos (2008), fazendo referência a Hiltunen e Pietikäinen (1979), indica que o uso da polaridade negativa, comparada à polaridade positiva, resulta em maior taxa de fusão do arame, devido a uma maior eficiência na transferência de calor do arco para o arame. Este aumento de eficiência é justificado pela maior agitação do metal fundido, decorrente de uma elevada intensidade de corrente, causada pelo fato da mancha catódica apresentar uma menor área, quando comparada à área da mancha anódica que o arame apresentaria se estivesse em polaridade positiva.

Para Suban e Tusek (2001), a velocidade de fusão na soldagem com eletrodo negativo é maior do que na soldagem com o positivo, porque a queda de tensão do cátodo é mais forte que no anodo e o ponto catódico é muito mais flexível.

Conforme apresentado por Tong et al (2001), e Souza et al (2007), o fato de haver um salto, ou escalada, da mancha catódica para a parte sólida do arame-eletrodo, faz com que haja uma maior exposição da gota ao arco voltaico, fazendo com que o calor seja usado eficientemente para fundir o arame-eletrodo.

O envolvimento da extremidade do arame-eletrodo, quando em polaridade negativa, conforme Lancaster (1979), é resultado da mobilidade da mancha catódica provocada pela limpeza catódica ocorrida na extremidade do arame-eletrodo quando em polaridade negativa, fazendo com que o arco escale para a parte sólida do arame-eletrodo onde a camada de óxido ainda não foi removida.

Conforme Scotti e Ponomarev (2008), considerando a mesma corrente, mas em polaridades distintas, em CC- o arco não se acopla apenas sobre a gota, envolvendo a superfície lateral do arame, tornando-se significativamente mais longo e fazendo mais fluido com maior comprimento da ponta do arame.

Scotti e Ponomarev (2008) propõem ainda duas hipóteses, não excludentes, para explicar um maior consumo em CC- do que em CC+. A primeira é a de que, como visto para eletrodos consumíveis, a queda de tensão na conexão arco-eletrodo é maior no caso da polaridade negativa (ou seja, o valor de U_{cat} é maior do que o de U_{an}), gerando-se ali mais calor. A segunda hipótese é a de que a pouca área para emissão de elétrons quando o cátodo está no eletrodo faz com que a mancha catódica “escale” a ponta do arame eletrodo, aquecendo uma maior região da conexão arco-eletrodo.

Os resultados apresentados na Tabela 4.8 indicam ainda, que além do efeito da polaridade do eletrodo, o tipo de gás de proteção utilizado, embora em intensidade mais tímida, também causa influência sobre a velocidade de fusão que se torna maior a medida que é reduzido o poder oxidante do gás, ou seja, a maior taxa de fusão foi experimentada para o gás com apenas 1% O_2 adicionado ao argônio. Para a corrente de 200 A avaliada nesta tabela, os valores extremos de aumento na taxa de fusão foram de 2,5% quando se utiliza CCEP e 10,5% para a condição utilizando CCEN. Neste caso, também é importante ressaltar que estes valores também são dependentes da corrente utilizada.

Entretanto, para Suban e Tusek (2001), a influência do meio de proteção usado sobre a taxa de fusão é desprezível e está em desacordo com as declarações de Church e Imaizumi (1990), que o tipo de gás de proteção tem uma influência fundamental na taxa de fusão. Os autores afirmam (SUBAN e TUSEK, 2001) que os valores da velocidade de fusão com diferentes meios de proteção em mais altas correntes de soldagem não desviam mais de 6% para arame sólido e 11% para o arame tubular.

A Figura 4.4, apresenta as curvas de fusão para todos os gases estudados nas polaridades positiva e negativa, nas condições utilizadas, assim como encontrado por Suban e Tusek (2001), os resultados das curvas do gráfico, sugerem que entre os gases em uma mesma polaridade não se obteve grandes dispersões nos valores de taxa de fusão.

Reis et al (2003) citam que, na soldagem com eletrodo negativo (CC-), Lesnewich (1958) observou que o CO_2 reduz a velocidade de fusão quando adicionado em pequena quantidade ao argônio e que, para elevados teores deste gás, ocorria uma reversão para transferência globular e, simultaneamente, um leve aumento na taxa de fusão. Desta forma, o aquecimento do eletrodo na soldagem com CC+ seria dependente da composição do gás de proteção, particularmente se este tiver um caráter oxidante.

Scotti e Ponomarev (2008) também constataram que, além da polaridade, existe o efeito do gás de proteção sobre a geometria da gota e do arco. O gás com alto teor de CO_2 proporciona gotas maiores e com uma tendência de repulsão pelo próprio arco, enquanto, por outro lado, seu arco sobe menos pelas paredes do arame (justificando acréscimos menos acentuados da taxa de fusão do que quando usando o gás com $Ar+2\%O_2$).

Os autores lembram ainda que, não se deve confundir consumo (taxa de fusão) com produção (taxa de deposição), sendo que o segundo é que deve ser observado pelo engenheiro de soldagem ao especificar o processo/procedimento de soldagem. Nem todo material que se funde do arame-eletrodo vai para a região da junta. Há evaporação metálica e, principalmente, perdas por respingos (pequenas gotas metálicas que são lançadas para fora da região da solda por vários motivos, também denominados salpicos). E só uma regulação correta de parâmetros específicos (da tensão, que controla o comprimento do arco, da indutância da fonte, que controla a dinâmica de crescimento da corrente do curto-circuito, para uma dada regulação dos demais parâmetros de soldagem) é que pode minimizar a taxa de formação de respingos e aumentar o rendimento de deposição (produção/consumo).

Embora, Dutra (2008) defenda que os gases devem ser avaliados juntamente com as características dinâmicas das fontes de soldagem utilizada. Em outras palavras, um gás não pode ter sua validade julgada de maneira absoluta. A soldagem com CO_2 puro, por exemplo, é tida como de razoável dificuldade em termos de estabilidade do arco e pela produção de mais salpicagem. Entretanto, isto só é parcialmente verdadeiro e acontece quando a dinâmica da fonte de energia não atende as características físicas do arco e, por consequência, da formação e destacamento da gota com este gás. Esta questão dinâmica se refere ao que é conhecido convencionalmente como indutância nas fontes de energia convencionais e por efeito indutivo nas fontes transistorizadas.

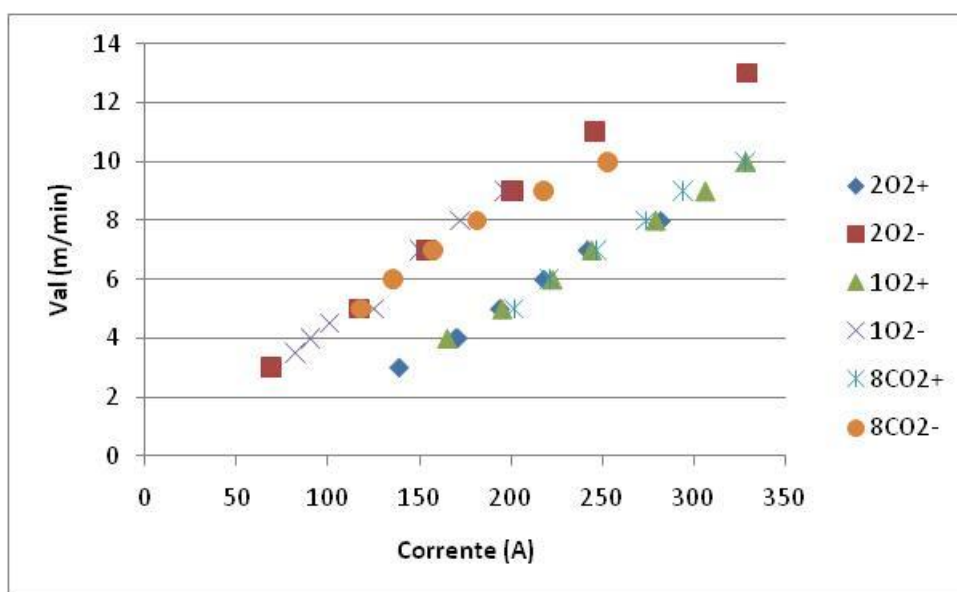


Figura 4.4 – Taxa de fusão para os gases estudados em CCEP e CCEN.

CAPÍTULO V

ESTUDO DO FENÔMENO DA ESCALADA DO ARCO

Nesta etapa foi avaliada a influência do tipo de gás de proteção e da intensidade da corrente em polaridade negativa sobre a escalada de arco, sendo inicialmente apresentados os principais pontos da literatura.

5.1. Revisão da Literatura

Conforme defendido por Souza et al (2007), a maior taxa de fusão experimentada pelo eletrodo, no processo MIG/MAG, operando em polaridade negativa comparada à polaridade positiva seria justificada pelo fenômeno chamado “escalada de arco”, considerado pelos autores como o fator governante para esta maior taxa de fusão.

A escalada de arco em CC- é responsável pela maior eficiência térmica que é conseguida devido o arco atingir uma maior área da ponta do eletrodo em procura de óxidos para emissão por campo.

Desta forma, sendo o fenômeno da escalada de arco o principal responsável pelas maiores taxas de consumo de material de adição em relação à soldagem em CCEP, foi realizada uma avaliação do efeito da intensidade de corrente e do tipo de gás de proteção sobre a escalada de arco.

5.2. Metodologia

Foram realizados cordões em simples deposição utilizando o arame AWS ER 70S-6 de 1,2 mm de diâmetro em chapas de aço carbono, para verificar o efeito da intensidade de corrente, avaliada em três níveis (70,150 e 250 A), e do tipo de gás de proteção, onde se avaliou o Ar-2%O₂, Ar-5%O₂, Ar-8%CO₂ e o Ar-18%CO₂, sobre o fenômeno de escalada de arco.

Para a avaliação da escalada de arco e do modo de transferência, foi utilizada a técnica de filmagem em alta velocidade (Shadowgrafia) cujo arranjo experimental foi montado de acordo com as Figuras 3.7 e 3.8 apresentadas anteriormente. Para que seja possível a visualização do eletrodo e do arco na filmagem foi necessária uma combinação da intensidade dos filtros ópticos usados que variou dependendo do nível de corrente utilizado.

Para correntes de 70 e 150 A, independente do gás de proteção usado, um filtro número 5 foi colocado em frente ao laser e outro número 20 na câmera. Já para correntes de 250 A foi usado um filtro número 25 apenas na câmera.

É necessário determinar um critério para definir a frente de fusão de acordo com o modo de transferência metálica. Reis et al. (2003) adotaram que em transferência globular, a região de ligação da gota ao arame, ou extremidade do arame após destacamento da gota, seria assumida como a frente de fusão. Na transferência spray, a região na qual o arco envolve a ponta do eletrodo será assumida como a frente de fusão.

A filmagem foi feita em 2000 qps (quadros por segundo) e no presente trabalho, a frente de fusão foi adotada para a medição da escalada de arco no quadro imediatamente após a gota ter se desprendido do arame eletrodo, conforme Figura 5.1, tomando-se a média de três medições para análise em cada condição.

Foi mantida constante a relação velocidade de alimentação de arame pela velocidade de soldagem, para ser mantido o mesmo volume de material depositado com o objetivo de avaliar o comportamento da morfologia do cordão.

Com o intuito de confirmar se situações de maior escalada de arco refletem em aumento na taxa de fusão, foi usada uma metodologia que consiste em soldagens com corrente constante em CC- onde foi variada a velocidade de alimentação de arame até que fosse obtido o comprimento de arco de 8 mm, visualizado e confirmado nas imagens da câmera, para todas as condições e posteriormente avaliadas as velocidades de alimentação resultantes.

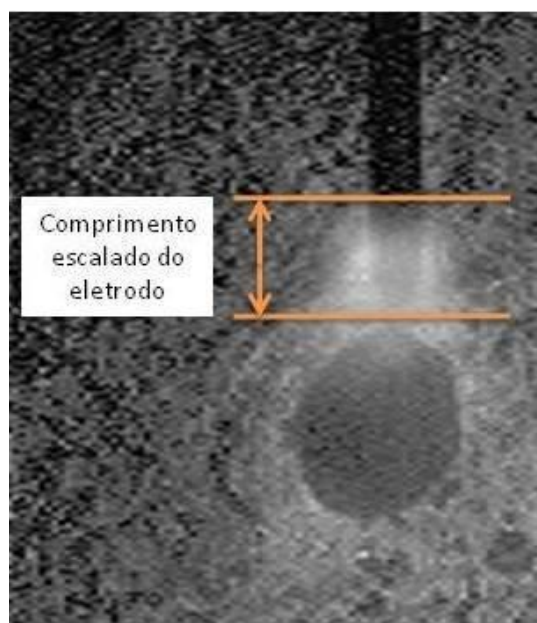


Figura 5.1 – Comprimento escalado do eletrodo (como escala adotar diâmetro do eletrodo igual a 1,2 mm).

5.3. Resultados sobre Escalada do Arco

A norma ISO 17662 (2005) especifica como valor a ser anotado a média retificada da corrente e tensão. Desta forma, a Tabela 5.1 apresenta os resultados dos parâmetros utilizados nos experimentos. Como parâmetro fixo, o comprimento de arco foi mantido aproximadamente constante em 8 mm e a distância bico de contato-peça (DBCP) permaneceu em 20 mm em todos os testes.

Os gases utilizados neste estudo (O_2 e CO_2) possuem características bastante diferentes de desempenho quanto à capacidade de oxidação do eletrodo, já que no gás carbônico apesar de maior teor utilizado na mistura com o argônio, se faz necessário que ocorra a reação de dissociação do oxigênio contido no CO_2 resultando ainda certo teor de monóxido de carbono (CO). Visto isto, para uma análise mais coerente, foi usada a propriedade *Potencial de Oxigênio (PO)* para fins de comparação entre estes gases e seus respectivos teores quais dispõem de mais oxigênio livre para formar óxidos.

Tabela 5.1 – Parâmetros utilizados nos testes.

GÁS	I_{ref} (A)	V_a (m/min)	V_s cm/min	I_{med ret} (A)	U_{med ret} (V)
Ar-8%CO₂	70	2,7	10	64	24
	150	6,6	24	134	27
	250	9,7	35	220	30
Ar-18%CO₂	70	2,7	10	63	30
	150	6,5	23	134	29
	250	9,7	30	221	32
Ar-2%O₂	70	2,6	10	64	21
	150	6,3	23	134	25
	250	10,7	35	220	29
Ar-5%O₂	70	2,4	9	64	22
	150	5,9	21	134	24
	250	10	35	221	27

O conceito de potencial de oxigênio não está particularmente bem definido. Geralmente o termo significa o efeito oxidante do gás de proteção e/ou a significância do conteúdo de oxigênio no metal de solda. O PO também influencia a quantidade de escória superficial, a taxa de emissão de fumos, a formação de óxido de nitrogênio e ozônio, fluidez da poça de fusão, dureza e resistência do metal de solda (STENBACKA; PERSSON, 1989). Segundo estes autores, duas fórmulas empíricas (Equações 5.1 e 5.2) são usadas para estimar o potencial de oxigênio de um gás de proteção. Ressalta-se que a Eq. (5.2) é aplicada para conteúdo de CO₂ de 25% ou menores.

$$PO1 = 10.O_2 + CO_2 \quad (5.1)$$

$$PO2 = O_2 + \frac{1}{2} .CO_2 \quad (5.2)$$

A Tabela 5.2 apresenta os resultados de escalada de arco para todos os gases e níveis de corrente. Este resultado pode ser mais bem visualizado com auxílio dos gráficos apresentados nas Figuras 5.2, 5.3 e 5.4 correspondentes as correntes de 70, 150 e 250 A respectivamente.

Tabela 5.2 – Resultados da escalada de arco.

Gás	Corrente (A)	Escalada (mm) (Valor médio)
Argônio-2%O ₂	70	0,69
	150	2,25
	250	5,26
Argônio-5%O ₂	70	0,00
	150	2,14
	250	3,38
Argônio-8%CO ₂	70	1,55
	150	2,49
	250	3,96
Argônio-18%CO ₂	70	1,54
	150	2,32
	250	3,76

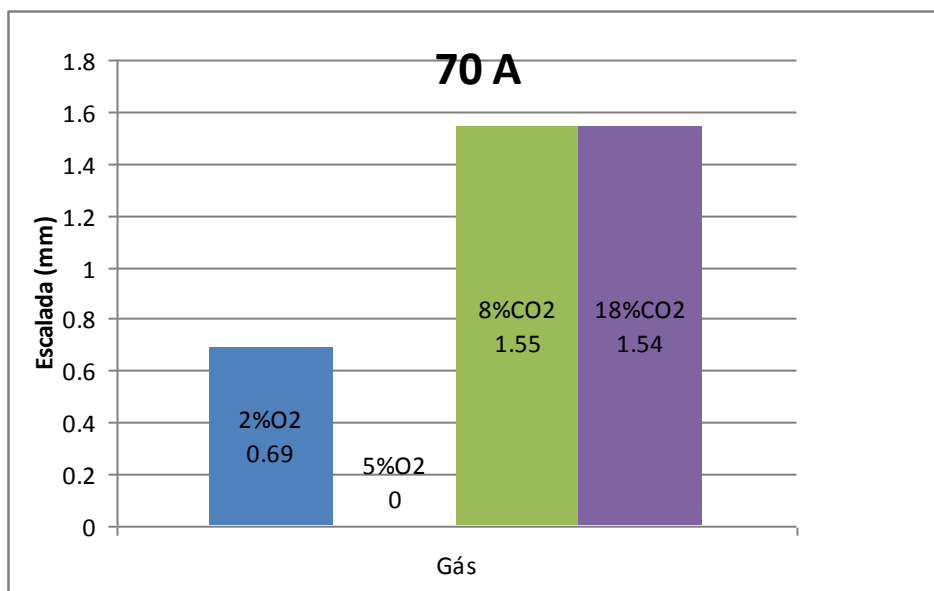


Figura 5.2 – Escalada de arco para corrente de 70 A.

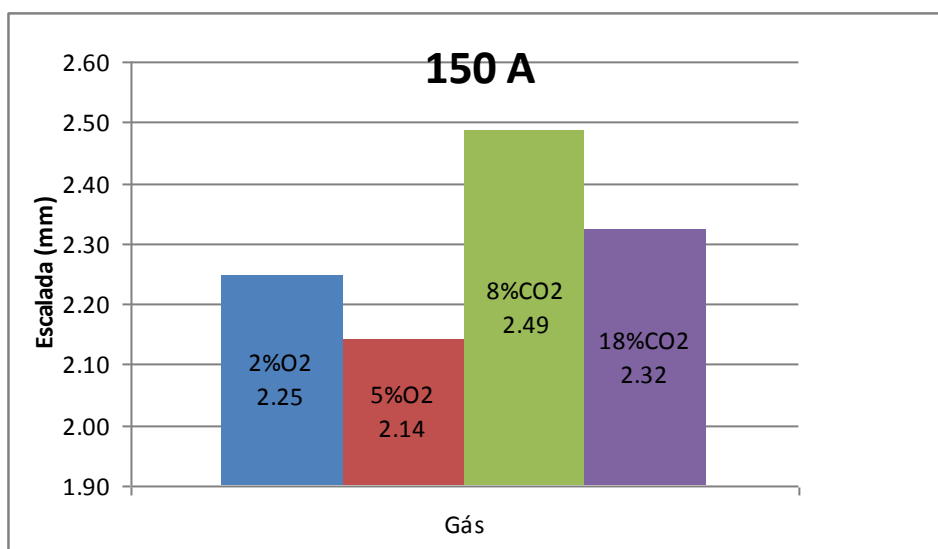


Figura 5.3 – Escalada de arco para corrente de 150 A.

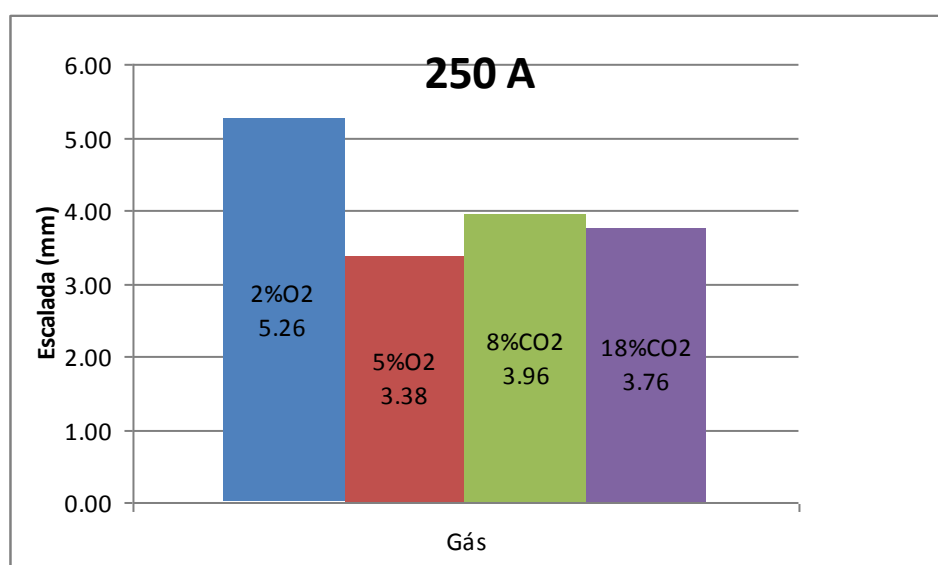


Figura 5.4 – Escalada de arco para corrente de 250 A.

Fazendo comparação somente entre os gases de mesma natureza, embora em teores diferentes, nota-se que, em todas as situações, o que possui menor teor de oxigênio obriga o arco saltar mais para a parte sólida do eletrodo em busca de mais óxidos (pontos catódicos para emissão por campo). Por exemplo, para 250 A de corrente o arco escalou 5.26 mm para o gás Ar-2%O₂ contra 3,38 mm para o gás Ar-5%O₂.

Por outro lado, se for utilizada a Eq. (5.2) para o cálculo do potencial de oxigênio, para permitir a comparação entre O₂ e CO₂, os resultados de maior escalada deveriam ser

obtidos para o gás de proteção que possui 2%O₂, fato que só foi constatado para corrente de 250 A. Este fato pode ser atribuído aos motivos descritos a seguir.

O primeiro deles refere-se ao crescimento demasiado do diâmetro da gota, característico do modo de transferência globular, que ocorreu em baixas correntes (70 e 150A) que pode dificultar o salto do arco, que algumas vezes se localiza no mais baixo hemisfério da gota, para a parte sólida do eletrodo, ou o arco fica girando em torno da gota (Figura 5.5), fazendo com que ela fique em balanço, sem conseguir envolvê-la totalmente.

O segundo motivo está relacionado, conforme Stenbacka e Persson (1989), ao aumento da corrente, que reduz o conteúdo de oxigênio, possivelmente por aumentar a temperatura do arco e facilitar as reações químicas com os elementos que possuem afinidade com o oxigênio além de elevar a ionização. Tal fato contribuiria então para a maior escalada em gases com menor potencial de oxigênio. Fato que não foi observado em baixas correntes onde se acredita que haja uma inibição da escalada de arco nestas condições.

Para a condição em que se utilizou corrente de 250 A onde ocorreu maior escalada de arco para o Ar-2%O₂ em relação aos outros gases, como era esperado, além do menor potencial de oxigênio, forçando o arco escalar na parte sólida do eletrodo em busca de óxidos, outro fato pode justificar este resultado. O aumento do teor de CO₂ no gás de proteção reflete em aumento da condutividade térmica da mistura. Como a condutividade térmica da mistura é aumentada, o arco pára de envolver a gota, produzindo uma contração da mancha catódica e, como resultado gera uma menor zona de condução elétrica, como apresentado na Figura 5.6. Como consequência, o campo magnético torna-se mais forte na raiz do arco (maior densidade de corrente) em relação ao eletrodo, originando uma força de retenção eletromagnética, que inibe o destacamento da gota. Para as misturas com quantidades reduzidas de CO₂ o oposto é verificado e, conseqüentemente, as forças eletromagnéticas mudam de retentoras para forças de destacamento (Pires et al. 2007).

A redução da zona de condução com o aumento do conteúdo de CO₂, também causa uma expansão da área onde modo de transferência repelida é observado, justificada por ser criada a força de retenção eletromagnética. Além disto, devido à pequena zona de condução a maioria do calor é concentrada nesta região gerando um aquecimento não-uniforme da gota. Nestas pequenas regiões, o metal rapidamente alcança a temperatura de ebulição com a conseqüente liberação de vapores metálicos, os quais irão repelir a gota.

Desta forma, os maiores teores de CO₂ nas misturas gasosas fornecem menor escalada de arco pelo fato de ficar concentrado no mais baixo hemisfério da gota, devido às menores zonas de condução geradas, dificultando o salto do arco para a parte sólida do arame eletrodo.



Figura 5.5 – Arco girando ao redor da gota, Gás Ar-18%CO₂ I=70 A (como escala adotar diâmetro do eletrodo igual a 1,2 mm).

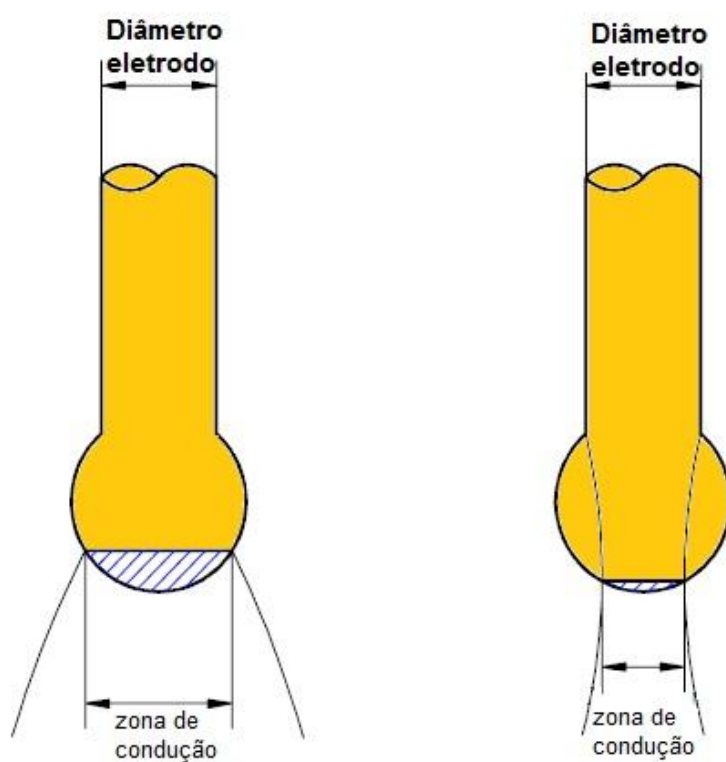


Figura 5.6 – Esquema exemplificando o possível formato do arco e a zona de condução para misturas com baixo (esquerda) e alto (direita) conteúdo de CO₂ (Adaptado de Pires et al. 2007).

A Figura 5.7 mostra o comportamento da velocidade de alimentação de arame em função da corrente de soldagem para um comprimento de arco constante de 8 mm para os quatro gases estudados. Apesar de não ter sido observado dispersão significativa destes resultados, pode-se notar que há uma tendência de maiores velocidades de alimentação de arame, consequentemente maior taxa de fusão, para as condições onde se obteve maior escalada de arco o que confirma que este efeito também é responsável pelo maior aquecimento do eletrodo e desta forma, pelo aumento da taxa de fusão. Além disto, como constatado por Souza et al (2007) a adição de CO_2 ao argônio como gás de proteção reduz a velocidade de fusão de arame comparado ao O_2 .

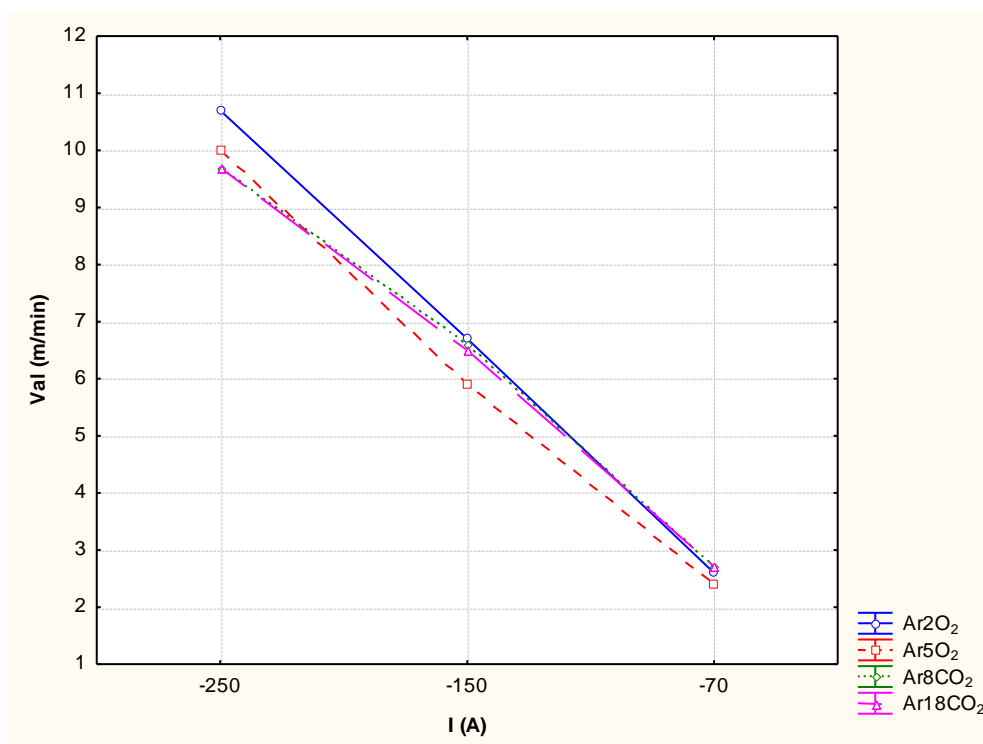


Figura 5.7 - Velocidade de alimentação em função da corrente.

5.4. Resultados para Geometria do Cordão em Polaridade Negativa

A Figura 5.8 apresenta o comportamento da penetração em função da corrente de soldagem para os gases de proteção estudados. Como esperado, é possível observar que há a tendência da penetração aumentar com a elevação da corrente. Além disto, se for comparado com os gráficos de escalada do arco, como por exemplo, o da Figura 5.4 para corrente de 250 A, pode-se notar que nas situações onde houve maior escalada do arco há também a tendência de menor penetração, pois o calor do arco é mais distribuído para a

parte sólida do eletrodo, já nas situações em que ocorre menor escalada do arco, este fica mais concentrado na gota já líquida superaquecendo-a resultando em mais calor transferido ao metal de base causando então a maior penetração.

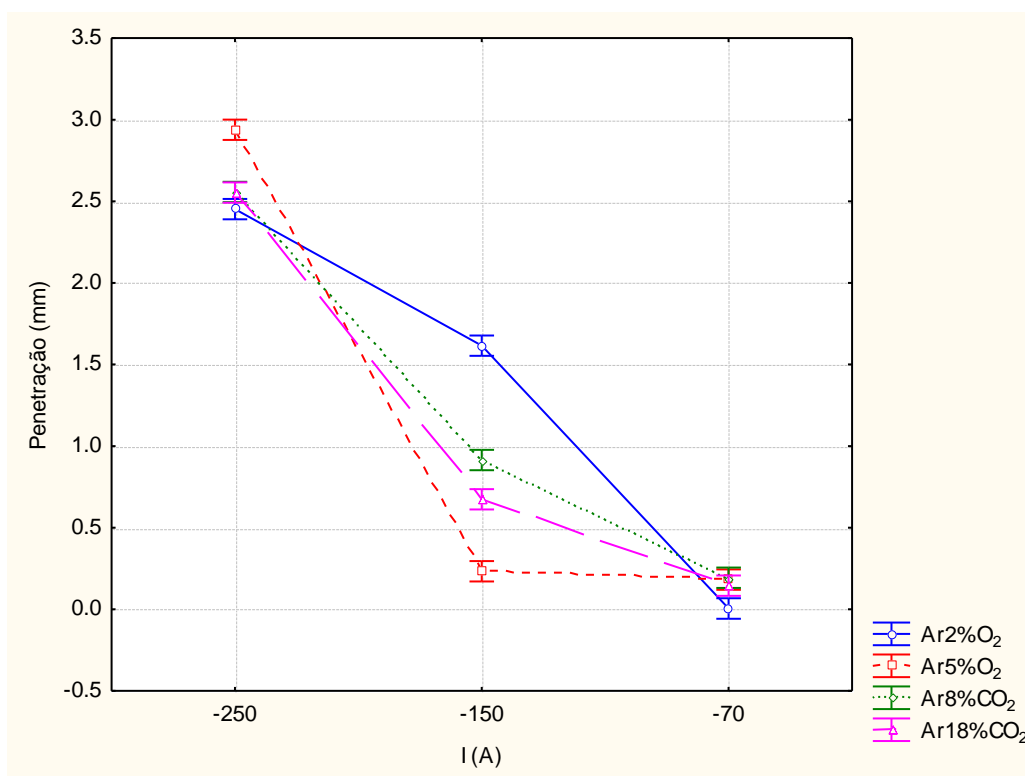


Figura 5.8 - Efeito da corrente negativa e tipo de gás sobre a penetração.

As Figuras 5.9 e 5.10 correspondem ao gráfico do comportamento da largura e do reforço, respectivamente, do cordão de solda em função da corrente e tipo de gás de proteção utilizado. Concordantemente com os resultados obtidos por Souza et al (2007), ocorre tendência de maiores valores de largura e menores reforços do cordão quando se utiliza gás de proteção com adição de CO₂, diminuindo a convexidade e tornando o cordão com geometria mais aceitável, sobretudo para os valores maiores de corrente. Nos baixos níveis de corrente avaliados, o aspecto superficial dos cordões foi bastante irregular inclusive em alguns casos as seções transversais usadas para medição apresentavam defeitos de porosidade, fato que mascarou os resultados.

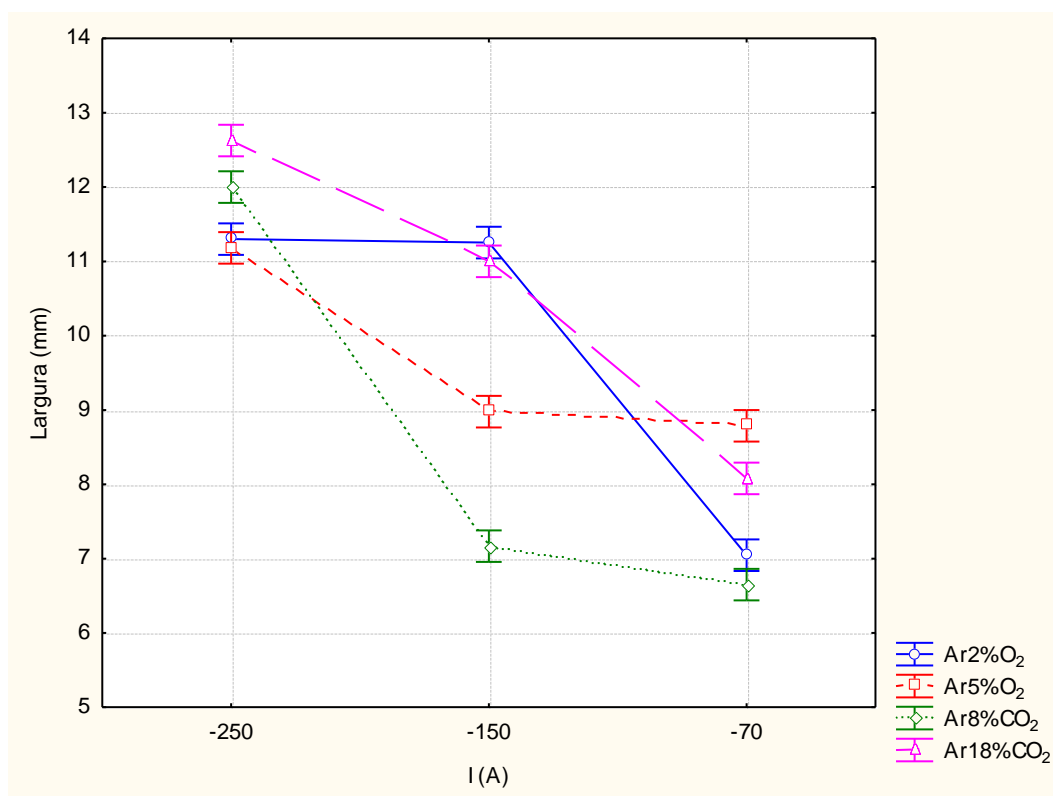


Figura 5.9 - Efeito da corrente negativa e tipo de gás sobre a largura.

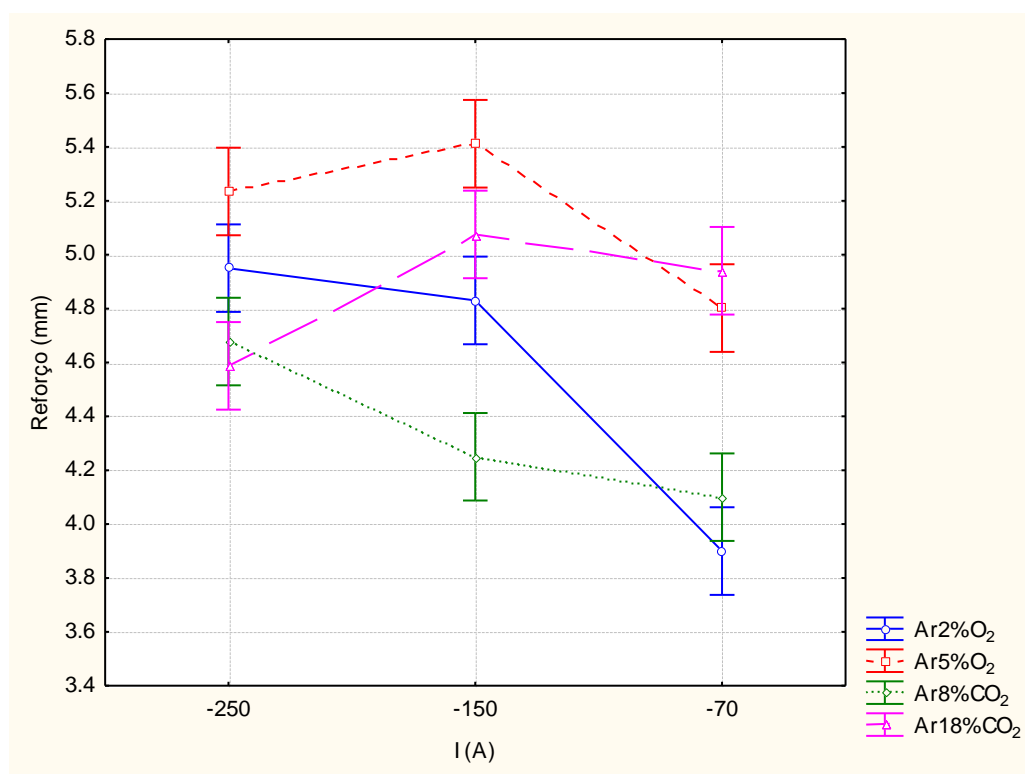


Figura 5.10 - Efeito da corrente negativa e tipo de gás sobre o reforço.

CAPÍTULO VI

CARACTERÍSTICAS CINEMÁTICAS DA TRANSFERÊNCIA METÁLICA

Ainda nas etapas de estudo da física do processo MIG/MAG-PV, foi realizada a avaliação das características cinemáticas (medição da velocidade e aceleração) das gotas metálicas em transferência, para os formatos de onda e taxas de eletrodo negativo (%EN), com base em trabalhos da literatura apresentados inicialmente.

6.1. Revisão da Literatura

Segundo Scotti e Ponomarev (2008), a formação do cordão se deve a dois efeitos: o efeito térmico e o efeito mecânico. O primeiro se deve principalmente ao acoplamento do arco elétrico com o material da peça a soldar, que se dá através das manchas catódicas. Outra fonte de calor responsável pelo efeito térmico seria a entalpia dos gases de proteção, cujo calor se transfere para a peça a soldar por convecção forçada (jato incidindo sobre o metal de base).

O segundo efeito que rege a formação do cordão de solda é o mecânico (chamado de pressão de estagnação), o qual se manifesta no processo MIG/MAG por três mecanismos. O primeiro mecanismo ocorre devido ao próprio jato de plasma impingindo sobre o metal líquido. O segundo se deve a pressão dos campos magnéticos criados pela corrente sendo conduzida no arco. O terceiro mecanismo é causado pelas gotas impingindo sobre o metal de base. Estas gotas, ao se chocarem com a poça, transferem sua quantidade de movimento, conhecido também por momentum ($\text{Massa} \times \text{Velocidade}$), para a superfície da poça (Scotti e Ponomarev, 2008).

Neste sentido, durante as filmagens para determinação de uma metodologia para seleção de parâmetros em polaridade variável, foi notado que no tipo de onda com base positiva antes do pulso de destacamento, a transferência da gota era mais lenta que no formato de onda em que a base positiva ocorria após o pulso de destacamento. Este fato motivou o estudo da velocidade e aceleração das gotas em transferência para os dois

formatos de onda e em percentuais de eletrodo negativo de 30 e 50%EN.

Conforme lembrado por Rodrigues (2007), é importante, antes de qualquer análise sobre a o efeito dinâmico das gotas em transferência sobre a formação do cordão, relembrar alguns conceitos. Momentum, ou Quantidade de Movimento, como atualmente é na literatura referenciado, pode ser definido como massa em movimento. Então, se um objeto se move, ele tem Quantidade de Movimento, a qual é dada pelo produto de sua massa pela sua velocidade. Quando um objeto, cuja massa permanece constante, sofre uma mudança em sua Quantidade de Movimento é por que sofreu a ação de uma força externa por um determinado tempo, ou seja, há mudança na velocidade do objeto. Em física, a quantidade Força x tempo é conhecida como Impulso. Desde que o produto massa x velocidade é a Quantidade de Movimento, o produto massa x variação de velocidade representa a mudança da Quantidade de Movimento, ou seja, Impulso é igual à mudança na Quantidade de Movimento, tal como na Eq. (6.1):

$$Q = \rho \pi \frac{d^3}{6} * V_{CHE} [kg * m * s^{-1}] \quad (6.1)$$

Onde “Q” é a Quantidade de Movimento, “ρ” a densidade, “d” o diâmetro e “V_{CHE}” a velocidade média de chegada das gotas à poça de fusão, em unidades do SI (Reis, 2006).

Porém, uma transferência metálica com gotas de grandes dimensões poderá ter uma grande Quantidade de Movimento, mas não necessariamente vai exercer uma ação significativa sobre a penetração do cordão. Acredita-se (Murray e Scotti, 1999) que o importante é o número de vezes que a Quantidade de Movimento de cada gota é transferida para a poça em um determinado intervalo de tempo. Assim, Rodrigues (2007) sugere que a melhor representação física da ação das gotas sobre a poça (movimentação de massa intermitente) seria dada pelo produto da Quantidade de Movimento pela frequência com que as gotas chegam à poça de fusão, o que foi denominado de Taxa de Quantidade de Movimento (T), como expresso pela Eq. (6.2).

$$T = Q * f (N) \quad (6.2)$$

onde “T” é a Taxa de Quantidade de Movimento e “f” a frequência de destacamento. Se for dividida esta Taxa de Quantidade de Movimento pela velocidade de soldagem (Vs), chega-se ao parâmetro que foi denominado de Quantidade de Movimento Efetiva (Qe), das gotas que impingem na poça num dado comprimento de solda, como é demonstrado pela Eq. (6.3)

(Scotti e Rodrigues, 2009b).

$$Q_e = \frac{T}{V_s} [\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}] \quad (6.3)$$

Rodrigues (2007) defende que a Quantidade de Movimento Efetiva das gotas, ao contrário das referências comumente feitas ao “momentum” ou “impulso”, é que provavelmente traduz a capacidade destas gotas contribuírem para a penetração (e outros parâmetros geométricos do cordão).

Embora se tenha destacado a importância das características dinâmicas da transferência, ou seja, as grandezas cinemáticas associadas à massa da gota; neste estudo se limitou a verificar as características cinemáticas da transferência metálica, ou seja, os valores de velocidade e aceleração das gotas, com o objetivo de proporcionar um novo parâmetro para comparar os dois formatos de onda, da metodologia proposta, que apresentaram melhor desempenho operacional. Esta abordagem é justificada pelo fato de que nas análises realizadas neste trabalho, foram mantidos constantes os valores de velocidade de alimentação do arame (V_a) e a frequência (período) de destacamento para os dois formatos de onda. Isto garante que a massa da gota é aproximadamente constante, pela Eq. (6.4) (Vilarinho, 2000). Além disto, em medições aleatórias realizadas, o diâmetro da gota é aproximadamente igual ao diâmetro do eletrodo, ou seja, aproximadamente o mesmo.

$$T = \frac{240 \cdot V_{ol_gota}}{\pi \cdot d_e^2 \cdot V_{alim}} \quad (6.4)$$

Onde:

$V_{ol_gota} = \frac{\pi}{6} \cdot d_g^3$ é o volume da gota desejado [mm^3];

d_g é o diâmetro da gota [mm];

d_e é o diâmetro do eletrodo [mm];

T é o período [ms];

V_{alim} é a velocidade de alimentação [m/min].

6.2. Metodologia

Foram realizadas soldagens em simples deposição em chapas de aço carbono SAE 1020, utilizando como metal de adição o arame AWS ER 70S-6 de 1,2 mm de diâmetro. O gás de proteção utilizado foi o Ar-2%O₂ em vazão fixa de 14 l/min. A distância bico de contato-peça (DBCP) também foi mantida constante em todos os testes em 20 mm.

Para determinação dos pontos de posição em função do tempo das gotas em transferência foi desenvolvido um algoritmo em Matlab (em Anexo), que considera como ponto de referência na gota o valor do centróide para ser determinada a posição em cada quadro, diferentemente do trabalho de Rodrigues (2007), que considera um ponto central selecionado visualmente. Assim, acredita-se que as medições do presente trabalho são mais coerentes, embora se ressalte que há ainda o efeito espacial para determinação do centroide, ou seja, a gota é um objeto tridimensional, ao passo que a filmagem apresenta este objeto (gota) como sendo bidimensional.

O algoritmo é um conjunto sequencial de análise e tratamento de imagem em que identifica e mensura os elementos presentes nas imagens quadro a quadro, determinando como resultado a posição da gota em função do tempo, além de eliminar os ruídos presentes no momento da filmagem.

A sequência de funcionamento do algoritmo consiste primeiramente na importação de cada “frame” salvo pela câmera de alta velocidade em formato TIF, e este é convertido em uma matriz com os valores de cada pixel da imagem. Depois de montada a matriz com os valores de pixels, este é convertido em outra matriz com valores de 0 ou 1. A imagem desta matriz é uma imagem binária ou preto e branco. Porém, esta imagem ainda possui alguns ruídos da filmagem, e com a utilização de dilatação e contração dos pixels e eliminando os elementos contendo um número de pixels menor do que o estipulado pelo usuário consegue-se obter uma imagem mais clara e isenta de ruídos. Com a imagem mais “limpa” é possível agora identificar os elementos que compõe a imagem e identificar suas características.

A calibração do sistema é realizada pelo usuário antes da análise tendo por referência o diâmetro do eletrodo. O usuário irá selecionar na imagem o diâmetro do eletrodo e o próprio algoritmo fará a compensação do tamanho de cada pixel.

Considerando que na física, o centróide, o centro de gravidade e o centro de massas podem, sob certas circunstâncias, coincidir entre si. Nestes casos, pode-se utilizar os termos de maneira intercambiável, mesmo que designem conceitos diferentes. O centróide é um conceito puramente geométrico enquanto que os outros dois se relacionam com as propriedades físicas de um corpo. Para que o centróide coincida com o centro de massa, o

objeto deve ter densidade uniforme, ou a distribuição de matéria através do objeto deve ter certas propriedades, tais como simetria. Para que um centróide coincida com o centro de gravidade, o centróide deve coincidir com o centro de massa e o objeto deve estar sob a influência de um campo gravitacional uniforme.

A sequência de quadros apresentados na Figura 6.1 representam a imagem capturada pela câmera de uma gota em transferência e os respectivos quadros tratados no algoritmo. Pode-se perceber que apesar do fundo da imagem da câmera possuir várias áreas escuras, o algoritmo foi capaz de isolar e mensurar a contento as três áreas de interesse, eletrodo, gota e poça de fusão.

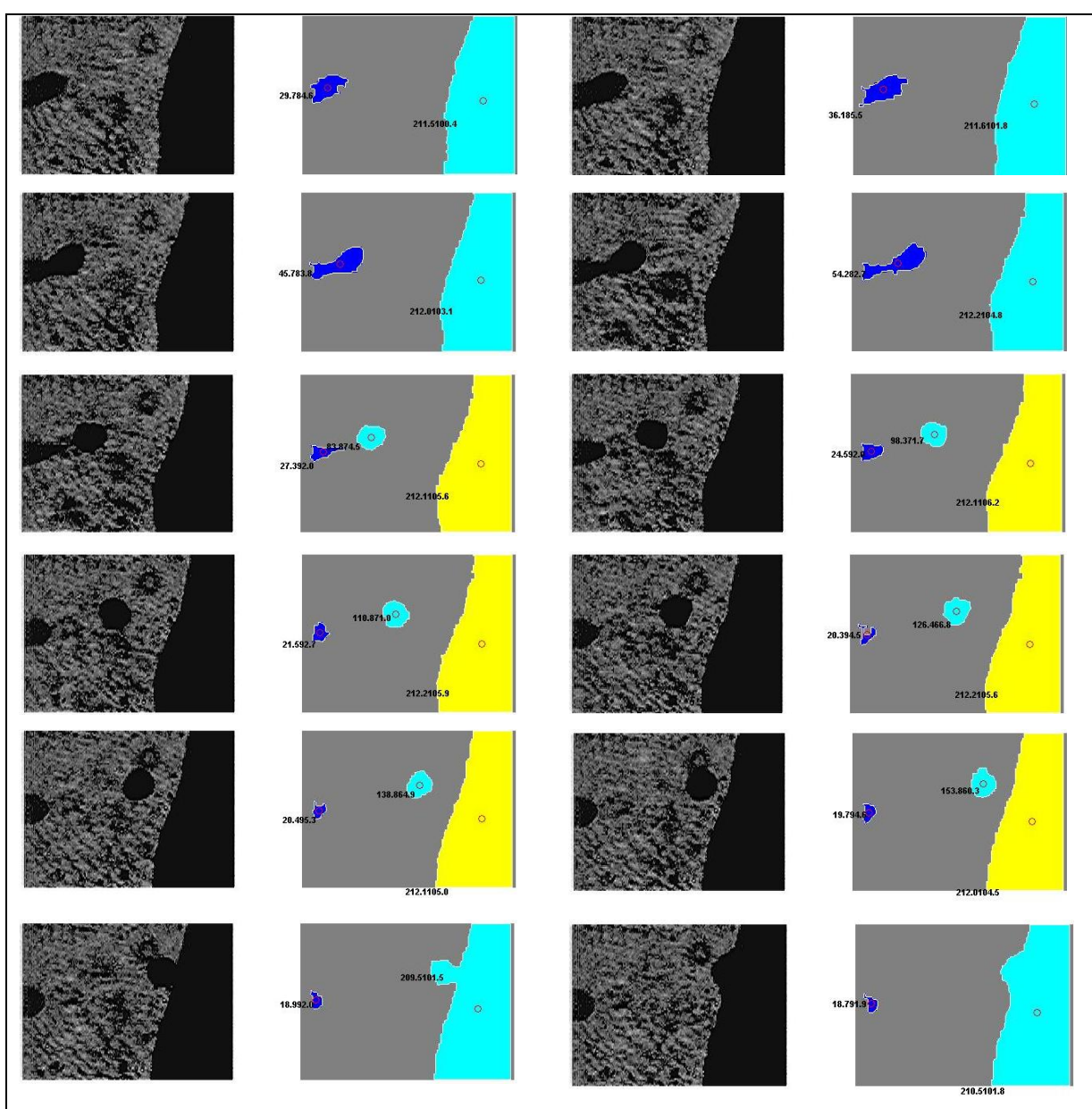
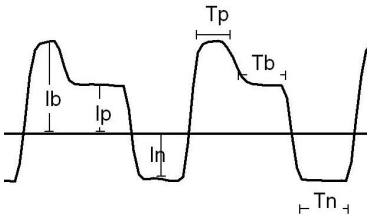
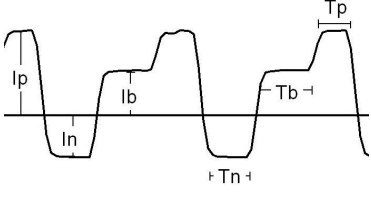


Figura 6.1 – Quadros da filmagem e tratados pelo algoritmo (como escala adotar o diâmetro do eletrodo igual a 1,2 mm).

A partir dos valores de posição da gota em função do tempo, assim como realizado por Jones et al. (1998), a velocidade da gota durante a trajetória foi determinada pela primeira derivada das suas posições e a segunda derivada representa a aceleração das gotas.

A partir de pacotes operacionais determinados entre diferentes tipos de formas de onda (próximo Capítulo), selecionou-se dois grupos que apresentaram boa estabilidade de processo para realizar este estudo de cinemática da transferência metálica. Estes dois grupos estão identificados na Tabela 6.1 e são denominados de Onda B e Onda C, que diferem entre si pela posição temporal da base positiva: antes ou depois do pulso positivo para destacamento da gota. Os parâmetros mostrados na Tabela 6.1 foram resultados de testes preliminares em função de uma boa regularidade da transferência metálica e boa estabilidade do processo (sem/baixa flutuação de comprimento de arco). Os dois conjuntos de parâmetros selecionados para cada forma de onda são decorrentes da variação da porcentagem de tempo no eletrodo na polaridade negativa (%EN), de tal forma a verificar seu efeito na cinemática da transferência.

Tabela 6.1 – Parâmetros selecionados para estudo da cinemática da transferência.

Forma de onda	I_p (A)	t_p (ms)	I_n (A)	t_n (ms)	I_b (A)	t_b (ms)	%EN
 <p>Onda B</p>	300	4	198	2,6	40	2	30
	300	4	198	6,0	40	2	50
 <p>Onda C</p>	300	4	198	2,6	40	2	30
	300	4	198	6,0	40	2	50

6.3. Resultados para a Cinemática das Gotas

A Tabela 6.2 apresenta os resultados calculados a partir dos dados de aquisição no momento da execução das soldas, da média retificada e RMS da corrente e tensão, além dos valores de velocidade de alimentação de arame para cada par tipo de onda e %EN. Ressalta-se que o comprimento de arco foi mantido aproximadamente constante em 6 mm para todos os testes.

Os gráficos apresentados nas Figuras 6.2 a 6.5 representam as curvas de posição em função do tempo para os formatos de onda com base positiva após o pulso de destacamento (Onda B) em 30%EN e 50%EN e para o tipo de onda com base positiva antes do pulso de destacamento (Onda C) também para 30%EN e 50%EN respectivamente.

Cada sequência de pontos representada por uma simbologia de pontos (losango, quadrado, triângulo, x, *, círculo, +, -, ...) trata do acompanhamento de uma gota específica “em transferência”. Assim, por exemplo, a Figura 6.2 traz o resultado referente ao acompanhamento de 10 gotas em transferência. Uma vez que a contagem de gotas em transferência e a medição de sua posição, velocidade e aceleração são feitas de forma automática pelo programa desenvolvido, foram analisadas as transferências em um período de 2 s, em função da limitação de tempo da câmera de alta velocidade utilizada. Entretanto, para ilustração do fenômeno apresenta-se alguns pontos desta medição para ilustração dos resultados obtidos.

Tabela 6.2 – Resultados de parâmetros utilizados.

ONDA - %EN	I_{med ret}	U_{med ret}	I_{RMS}	U_{RMS}	V_a (m/min)
B - 30	187	30,0	211	33,4	6,0
B - 50	191	27,8	209	30,9	6,6
C - 30	189	30,2	215	33,4	6,2
C - 50	191	28,2	211	31,3	6,6

Inicialmente é possível perceber que no geral, ao se comparar o mesmo formato de onda, mas em %EN diferente, por exemplo, nas Figuras 6.2 e 6.3, à medida que se aumenta o percentual de eletrodo negativo (%EN) não há grandes diferenças nas inclinações das curvas, indicando que o tempo de transferência não sofre alterações significativas nestas condições.

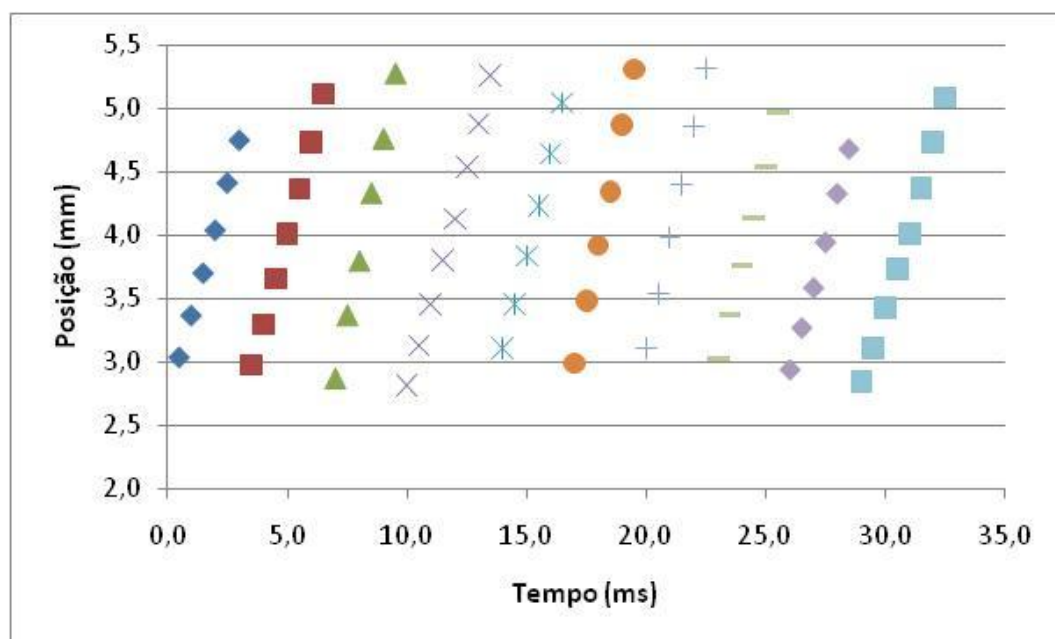


Figura 6.2 – Gráfico de posição das gotas para onda com base positiva após o pulso de destacamento (Onda B) em 30%EN.

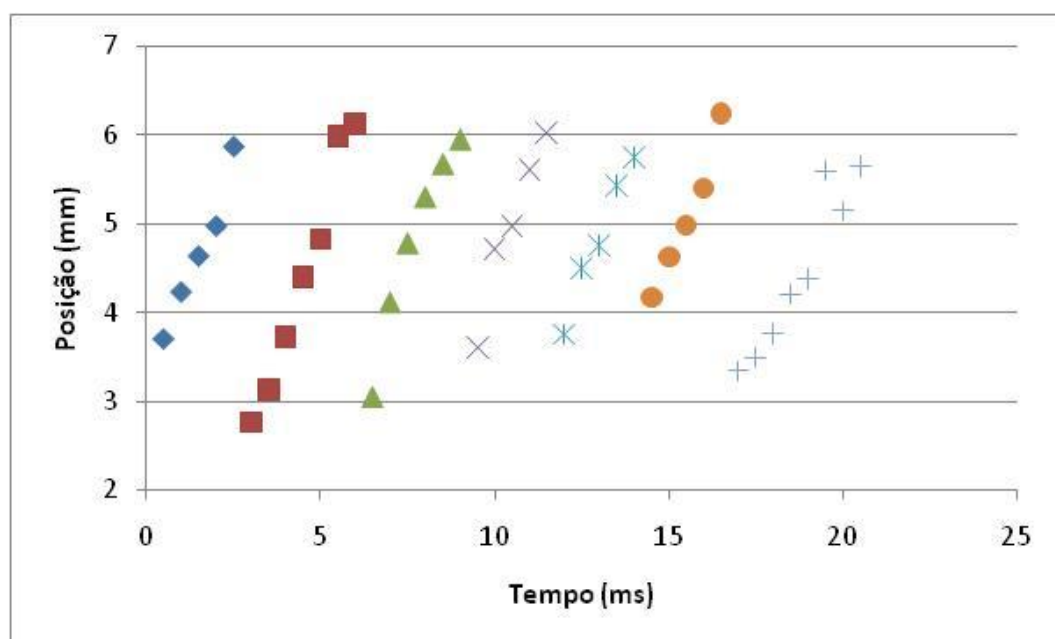


Figura 6.3 – Gráfico de posição das gotas para onda com base positiva após o pulso de destacamento (Onda B) em 50%EN.

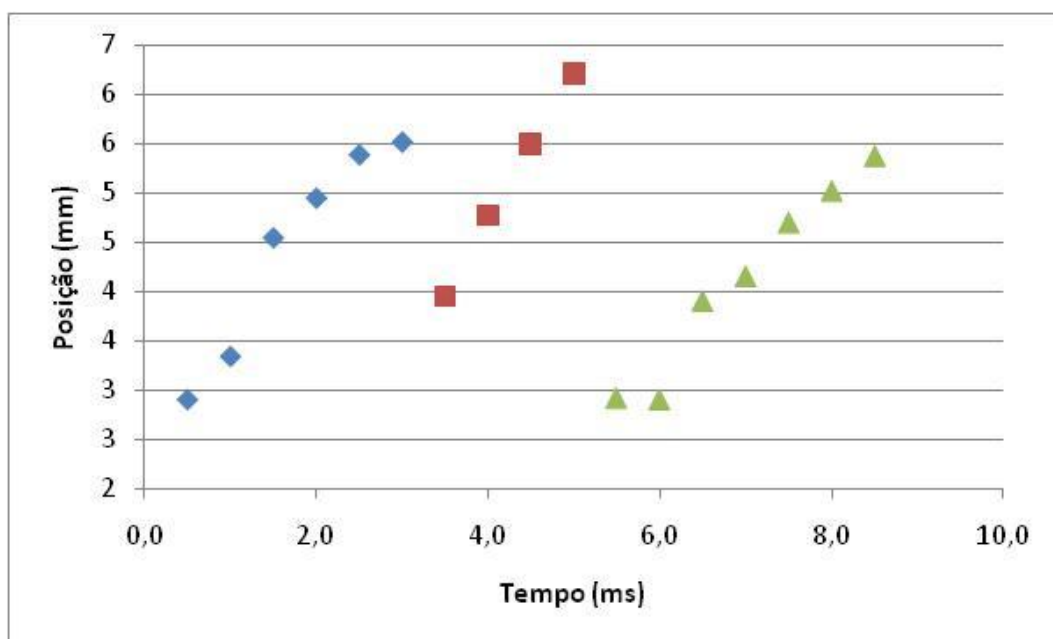


Figura 6.4 – Gráfico de posição das gotas para onda com base positiva antes do pulso de destacamento (Onda C) em 30%EN.

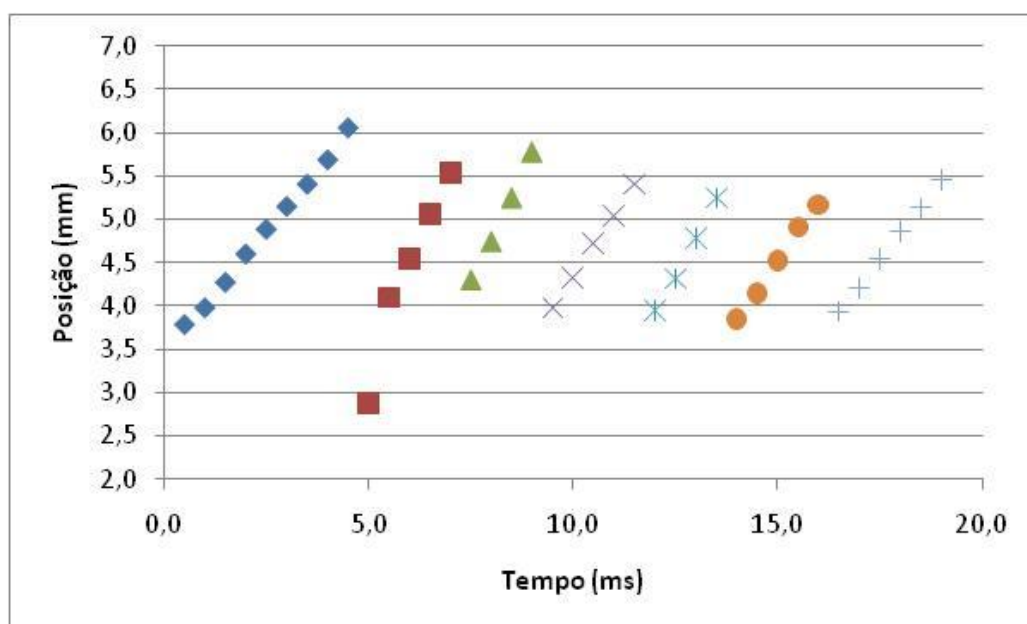


Figura 6.5 – Gráfico de posição das gotas para onda com base positiva antes do pulso de destacamento (Onda C) em 50%EN.

O mesmo comportamento ocorre ao ser comparado os formatos de onda, no mesmo percentual de eletrodo negativo, no entanto, as curvas referentes ao formato de onda com

base positiva antes do pulso de destacamento (onda C), são em alguns casos mais inclinadas do que as curvas referentes ao tipo de onda com base positiva após o pulso de destacamento (onda B).

Este resultado pode ser melhor visualizado e explicado com o auxílio das Figuras 6.6 e 6.7 que apresentam as sequências dos quadros das gotas em transferência em 50%EN para os tipos de onda B e C respectivamente. Ao analisar as imagens, verifica-se que no formato de onda C o número de quadros que a gota metálica permanece em transferência no arco é bem superior ao ocorrido no tipo de onda B. Isto ocorre porque a gota no momento da transferência, da onda C, sofre os efeitos de forças repulsivas, já que esta percorre o arco em polaridade negativa, elevando portanto, o tempo de transferência.

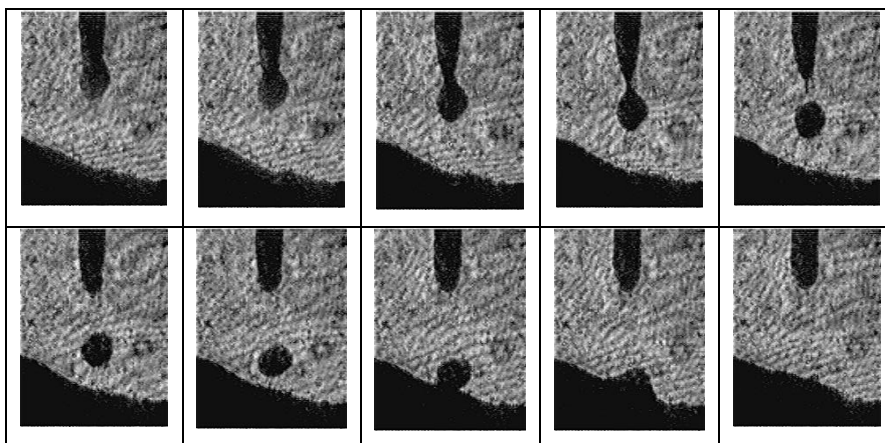


Figura 6.6 – Quadros da gota em transferência para o formato de onda com base positiva após o pulso (onda B) e 50%EN (como escala adotar o diâmetro do eletrodo igual a 1,2 mm).

Com relação aos valores medidos para as Figuras 6.2 a 6.5, estes são apresentados nas Tabelas 6.3 a 6.6, respectivamente para os valores de posição, velocidade e aceleração das gotas em transferência.

Na Tabela 6.3 pode-se perceber que a velocidade da gota em transferência variou de 644,44 mm/s (38,64 m/min) a 1070,1 mm/s (64,2 m/min). Na Tabela 6.4 a variação foi de 269,2 mm/s (16,15 m/min) a 2319,5 mm/s (139,14 m/min). Já na Tabela 6.5, os valores de velocidade oscilaram entre 258,3 mm/s (15,48 m/min) a 2404,7 mm/s (144,24 m/min). Finalmente, na Tabela 6.6, verifica-se que a gota experimentou velocidades entre 389,77 mm/s (23,38 m/min) a 2454,40 mm/s (147,26 m/min).

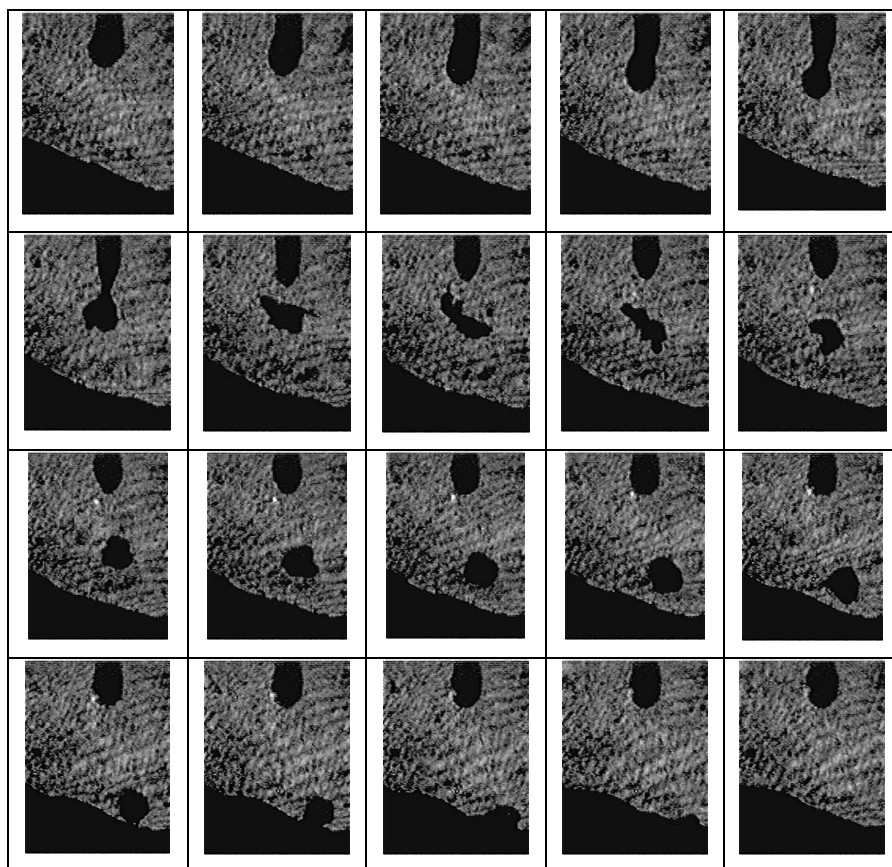


Figura 6.7 – Quadros da gota em transferência para o formato de onda com base positiva antes do pulso (onda C) e 50%EN (como escala adotar o diâmetro do eletrodo igual a 1,2 mm).

É fato que estes resultados são dependentes, dentre outros parâmetros, do valor de corrente utilizado, já que as forças de impulso e arraste são dependentes da corrente que também exerce influência sobre o tamanho da gota. No entanto, estes resultados são coerentes com os alcançados por Scotti e Rodrigues (2009a), que mediram a velocidade de chegada (V_{CHE}) das gotas entre 480 a 1790 mm/s, em condições próximas.

Wêglowski et al. (2008) avaliaram a velocidade da gota em função da velocidade de alimentação do arame (V_a) em CCEP, e perceberam que para $V_a = 3,8$ m/min, a curva da velocidade das gotas possui um ponto de máximo no valor de 549,2 mm/s e depois começa a reduzir até a transferência ser concluída (até a gota chegar na poça), mas não justificam esta tendência, já para $V_a = 6,1$ m/min, os autores encontraram uma curva crescente de velocidade das gotas com um máximo de 770,2 mm/s, nas condições utilizadas. Em testes variando a corrente, Lin et al. (2001) obtiveram valores de velocidade da gota que variaram de aproximadamente 250 mm/s a 1500 mm/s em correntes de soldagem de 160 a 250A.

Utilizando corrente pulsada, Ghosh et al. (2007), em uma corrente média de 160 A, apresentam em seus resultados que a velocidade da gota no momento de deposição, ou seja, a velocidade de chegada (V_{CHE}), que foi de 6728 mm/s, foi significativamente maior do que no momento de destacamento, próximo ao eletrodo, que era de 2460 mm/s.

Assim, é possível concluir que os valores encontrados neste trabalho são condizentes. Além disto, os valores de velocidade das gotas encontrados e dispostos nas Tabelas 6.3 a 6.6 são bem superiores à velocidade inicial da gota, ainda em formação e junto ao arame, que é considerada a mesma em cada corrente (ou seja, a velocidade de alimentação do eletrodo, neste caso igual a 6 m/min para 30%EN e 6,6 m/min para 50%EN). Este fato é esperado, pois considerando que o jato de plasma deva ter velocidade maior do que das gotas, da ordem de 100 m/s (Jones et al, 1998; Hu & Tsai, 2007), a ação do atrito do plasma sobre as gotas faz com que a velocidade das gotas aumentem devido o efeito de arraste.

Tabela 6.3 – Resultados de Posição, Velocidade e Aceleração das gotas no formato de onda B com 30%EN.

Gota 1	Posição (mm)	2,98	3,30	3,66	4,01	4,36	4,74	5,11
	V (mm/s)	644,44	715,71	717,93	699,26	745,29	752,22	
	a (mm/s²)	71,27	2,22	-18,67	46,02	69,37		
Gota 2	Posição (mm)	3,04	3,37	3,70	4,04	4,42	4,75	
	V (mm/s)	658,92	667,93	677,10	745,28	671,94		
	a (mm/s²)	9,01	9,16	68,19	-73,34			
Gota 3	Posição (mm)	3,11	3,54	3,98	4,40	4,86	5,32	
	V (mm/s)	859,02	879,41	839,21	921,14	913,40		
	a (mm/s²)	20,39	-40,20	81,92	-7,73			
Gota 4	Posição (mm)	2,87	3,37	3,80	4,33	4,76	5,27	
	V (mm/s)	995,80	854,80	1070,10	855,70	1028,40		
	a (mm/s²)	-141,00	215,29	-214,36	172,64			

Tabela 6.4 – Resultados de Posição, Velocidade e Aceleração das gotas no formato de onda B com 50%EN.

Gota 1	Posição (mm)	2,76	3,14	3,73	4,40	4,83	5,99	6,12
	V (mm/s)	747,50	1188,60	1340,00	860,90	2319,50	269,20	
	a (mm/s²)	441,10	151,40	-479,10	1458,60	-2050,40		
Gota 2	Posição (mm)	3,05	4,11	4,78	5,30	5,67	5,94	
	V (mm/s)	2127,50	1329,90	1037,90	742,00	550,80		
	a (mm/s²)	-797,62	-292,02	-295,87	-191,23			
Gota 3	Posição (mm)	3,70	4,24	4,64	4,98	5,88		
	V (mm/s)	1065,30	809,10	678,20	1797,50			
	a (mm/s²)	-256,20	-130,90	1119,30	860,90			
Gota 4	Posição (mm)	4,17	4,63	4,99	5,41	6,24		
	V (mm/s)	915,30	710,40	840,80	1673,20			
	a (mm/s²)	-204,85	130,31	832,44				

Tabela 6.5 – Resultados de Posição, Velocidade e Aceleração das gotas no formato de onda C com 30%EN.

Gota 1	Posição (mm)	2,92	2,90	3,91	4,16	4,70	5,02	5,38
	V (mm/s)	2004,20	501,40	1093,00	638,90	706,60		
	a (mm/s²)	-1502,80	591,60	-454,00	67,00			
Gota 2	Posição (mm)	2,91	3,35	4,55	4,95	5,39	5,52	
	V (mm/s)	874,90	2404,70	803,30	878,70	258,30		
	a (mm/s²)	1529,90	-1601,50	75,40	-620,40			
Gota 3	Posição (mm)	2,85	3,60	4,29	5,14			
	V (mm/s)	1508,20	1386,40	1685,50				
	a (mm/s²)	-121,79	299,09					

Tabela 6.6 – Resultados de Posição, Velocidade e Aceleração das gotas no formato de onda C com 50%EN.

Gota 1	Posição (mm)	3,78	3,98	4,27	4,60	4,89	5,15	5,41	5,70	6,07
	V (mm/s)	389,77	590,11	657,83	574,20	528,51	516,18	569,42	740,31	
	a (mm/s²)	200,34	67,71	-83,63	-45,69	-12,33	53,24	170,89		
Gota 2	Posição (mm)	3,94	4,20	4,55	4,86	5,13	5,46			
	V (mm/s)	533,08	692,35	623,65	539,90	662,97				
	a (mm/s²)	159,28	-68,71	-83,74	123,07					
Gota 3	Posição (mm)	2,87	4,10	4,55	5,07	5,53				
	V (mm/s)	2454,40	902,20	1031,60	932,70					
	a (mm/s²)	-1552,20	129,40	-98,90						
Gota 4	Posição (mm)	3,98	4,33	4,73	5,04	5,41				
	V (mm/s)	701,65	794,66	634,10	725,46					
	a (mm/s²)	93,01	-160,55	91,36						
Gota 5	Posição (mm)	3,86	4,15	4,53	4,91	5,17				
	V (mm/s)	581,68	761,57	766,20	517,37					
	a (mm/s²)	179,88	4,63	-248,83						

Em alguns casos, a velocidade da gota variou bastante durante sua trajetória, mas de modo geral, no momento de chegada, em média, os resultados indicam que as velocidades foram bastante aproximadas. A Tabela 6.7 apresenta os valores médios de velocidade de chegada das gotas para os formatos de onda e %EN estudados. Os resultados médios mais regulares foram obtidos para o formato de onda C com 50%EN, obtendo ainda o menor valor de velocidade de chegada média confirmando o efeito de retardamento da transferência nas condições referentes ao formato de onda com base positiva antes do pulso de destacamento, sendo a gota transferida durante o período de eletrodo negativo e sofrendo a ação das forças repulsivas.

Tabela 6.7 – Velocidades médias de chegada das gotas.

ONDA / %EN	B 30%	B 50%	C 30%	C 50%
Velocidades instantâneas de chegada (mm/s)	752,2	269,2	706,6	740,3
	671,9	550,8	258,3	663,0
	913,4	1797,5	1685,5	932,7
	1028,4	1673,2	—	725,5
	—	—	—	517,4
Médias das velocidades instantâneas de chegada (mm/s)	841,5	1072,7	883,5	715,8

Em relação aos valores de aceleração obtidos, observa-se que nas Tabelas 6.5 e 6.6, referentes ao formato de onda C com 30%EN e 50%EN, respectivamente, aparecem reduções dos valores de aceleração das gotas, chegando a ficar negativos, sugerindo que ocorreu desaceleração da gota durante a transferência metálica. Este resultado era esperado, já que nestas condições, a gota é destacada após o pulso positivo de corrente e atravessa o arco durante o período em que ocorre a inversão de polaridade, ou seja, durante o período de eletrodo negativo, desta forma, experimenta a ação de forças repulsivas geradas no arco, “mantendo” a gota mais tempo neste espaço, como mostrado anteriormente na Figura 6.7, logo em seguida, já próximo da poça de fusão ocorre nova aceleração da gota e esta chega, em geral, com velocidades próximas das que acontecem com o formato de onda B.

Reduções nos valores de aceleração da gota também foram observadas nas Tabelas 6.3 e 6.4 para o formato de onda B. Entretanto, neste caso, o efeito mais provável é a desaceleração do jato de plasma ao chegar à peça (teoricamente a velocidade do jato de plasma é zero no ponto onde toca a peça), além de efeitos como vapores metálicos formados na superfície que podem “desacelerar” a gota em transferência.

Contudo, ressalta-se que são apenas indicativos, visto que foram realizadas poucas medições devido a dificuldade em se conseguir o foco necessário durante as filmagens.

CAPÍTULO VII

DETERMINAÇÃO DE PACOTES OPERACIONAIS OTIMIZADOS

O objetivo deste capítulo foi propor uma metodologia para seleção de conjuntos de parâmetros para os tipos de onda propostos que garantam melhor estabilidade. Além disto, analisar através da técnica de Shadowgrafia/Perfilografia o comportamento da transferência metálica, considerando a necessidade de uma gota por pulso e se o destacamento na polaridade negativa apresenta algum benefício. Também foi realizado o estudo das características geométricas dos cordões de solda em relação aos formatos de onda e %EN (porcentagem de tempo com eletrodo em polaridade negativa). De forma semelhante aos capítulos anteriores, inicialmente uma revisão da literatura é apresentada.

7.1. Revisão da Literatura

Um dos principais motivos que geram instabilidades na soldagem MIG/MAG-PV, é a mudança de comprimento de arco que ocorre juntamente com a inversão de polaridade, já que a taxa de fusão na polaridade negativa (CCEN) é maior que na positiva (CCEP). Segundo Suban (2003), entre outras propriedades, o processo de soldagem deve ter comprimento de arco constante e livre de respingos, para ser considerado estável. Portanto, para conseguir um comprimento de arco constante, foi criada uma metodologia para determinação dos parâmetros fundamentada na condição de que a taxa de fusão na polaridade positiva seja igual na negativa, por isto, a importância do conhecimento da equação da taxa de fusão determinada em capítulo anterior deste trabalho.

Na soldagem MIG/MAG, a corrente de soldagem é determinada pela velocidade de alimentação de arame. Assim, o controle da velocidade de alimentação constante é importante para a estabilidade do arco. A flutuação por distúrbios externos prejudicam o desempenho da soldagem tais como mais salpicos gerados e irregularidades formadas na superfície do cordão (GHO et al. 1999).

Para Starling e Modenesi (2005a), variações inesperadas ou controladas de forma inadequada da velocidade de fusão do arame ou a incapacidade, por motivos diversos, de manter a igualdade desta velocidade com a velocidade de alimentação de arame são causas frequentes de instabilidade do processo de soldagem.

Diferentes metodologias visando estabilizar e manter o comprimento arco constante têm sido propostas na literatura corrente para o processo MIG/MAG. Santos (2008) identificou que para controle do comprimento do arco, a variação do tempo de base positiva, em associação com a imposição de tensão no pulso, modo misto, conforme Figura 7.1, resultando na modulação da frequência e variação da corrente de pulso, ou seja, há uso simultâneo de dois sistemas de controle e do comprimento do arco.

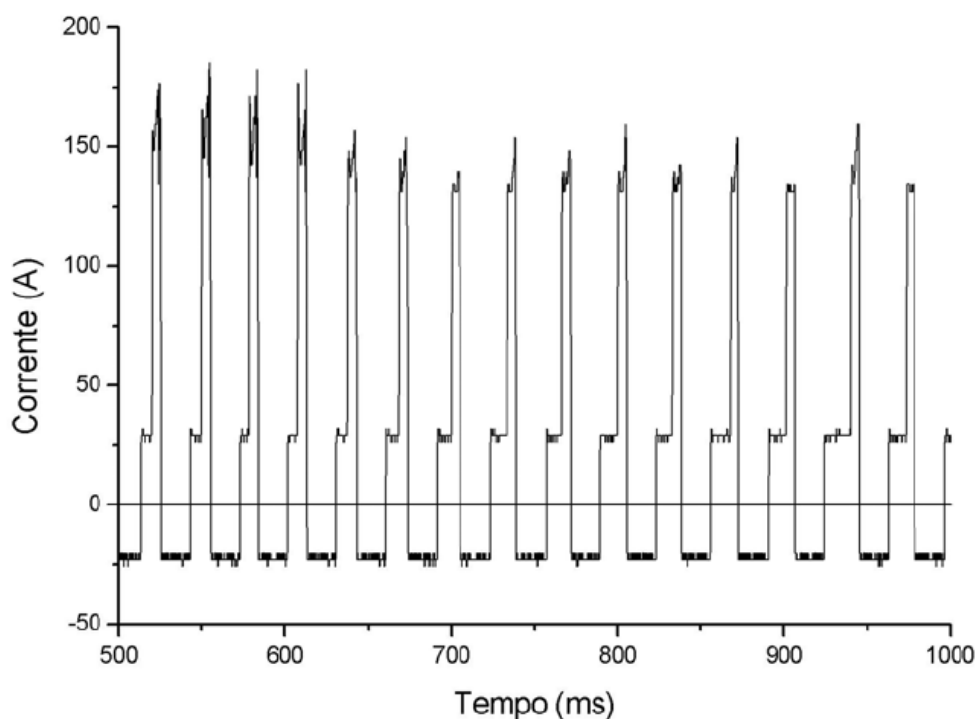


Figura 7.1 – Oscilograma de corrente, com controle atuando na modulação da frequência e da corrente de pulso, obtida em ensaio de soldagem do alumínio usando a fonte SENSARC AL3500 (Santos, 2008).

Na versão de Ueyama et al. (2007), um conversor digital para o processo MIG/MAG pulsado controlado CA foi desenvolvido para estruturas de soldagem de chapas metálicas. O arco de soldagem é estabilizado pela extração e análise de tensão relacionada ao comprimento de arco através de um filtro inteligente. O controle de pulso CA-sinérgico ajusta automaticamente a velocidade de alimentação de arame para manter a corrente configurada quando muda a razão EN (definida pela razão entre a área de corrente na polaridade

negativa e a área total de um ciclo). Segundo estes autores, tais características permitem encontrar as condições ideais para soldar juntas com variação de abertura (folga de raiz). O filtro digital exclui as tensões anormais incluídas na tensão de arco detectada, e a tensão de saída filtrada é então utilizada para controlar o comprimento de arco (UEYAMA et al. 2007). Esta operação elimina o fenômeno do aumento anormal de tensões de arco relatado por Tong et al (2005c), que encontraram valores acima de 10 V do valor normal, tanto em MIG/MAG-PV quanto em MIG/MAG-Pulsado em alumínio, que nem sempre representavam necessariamente aumentos no comprimento de arco.

Ressalta-se que determinar com exatidão apropriada o comprimento do arco não é tarefa fácil. No processo TIG, é fácil estabelecer a distância entre a ponta do eletrodo e a peça, e a esta distância chama-se comprimento (ou altura) do arco. Contudo, no processo com eletrodo consumível, o estabelecimento da altura do arco torna-se ainda mais complicado devido aos fenômenos de transferência metálica, onde alguns critérios têm sido estabelecidos na literatura. Entretanto, não apenas a altura do arco é importante, mas também o seu raio, curvatura e dimensões gerais podem levar a diferentes resultados práticos. Por exemplo, em uma junta em V, se o arco tiver maior ou menor raio, o seu campo magnético será influenciado mais ou menos pelo material de base (VILARINHO, 2009).

Vilarinho (2009) aponta como principais características dimensionais de um arco elétrico, o raio óptico, raio elétrico, posição de saturação iônica e eletrônica, condição flutuante e mancha/raiz anódica. Dada a complexidade da determinação destas dimensões, mesmo para processo autógeno, neste trabalho, foi determinado como dimensão para acompanhamento e controle, apenas o comprimento do arco, que foi determinado através de uma tela padrão que serviu como referência dimensional e fazendo uso de filmagem em alta velocidade.

7.2. Metodologia

O metal de base, de adição e gás de proteção foram os mesmos da etapa anterior, mas agora foram variados dois parâmetros fundamentais em soldagem MIG/MAG-PV, formato de onda e taxa de EN.

Com relação ao formato de onda, foram avaliados quatro tipos de onda diferentes encontrados na literatura (MIRANDA, 2004; UYAMA, 2005), como mostra a Figura 7.2, com o intuito de verificar o efeito da mudança brusca ou gradual de polaridade sobre a estabilidade do arco.

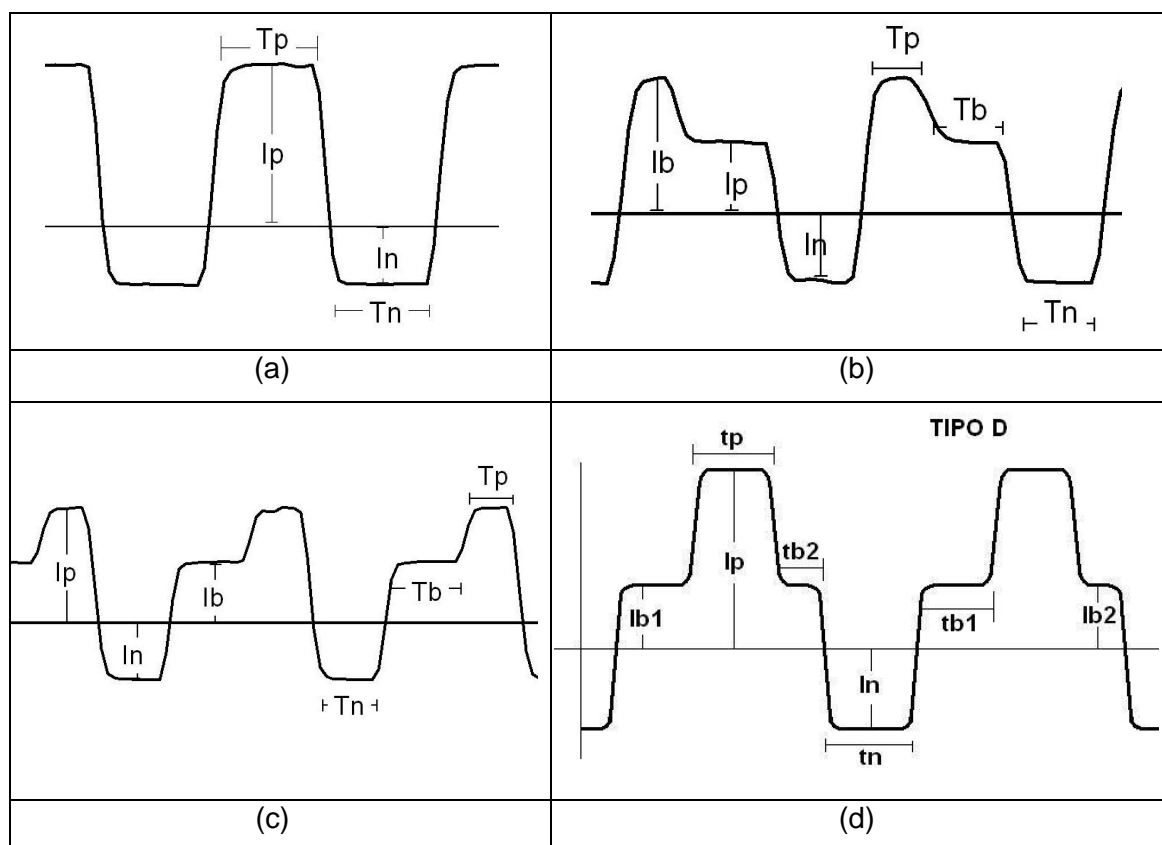


Figura 7.2 – Formatos de onda estudados, (a) tipo A, (b) tipo B, (c) tipo C e (d) tipo D.

Já com relação à taxa de EN, foram avaliados três níveis de percentual de Eletrodo Negativo, 30, 50 e 70%, para verificar seu efeito sobre a transferência metálica. O %EN é definido pela razão entre o tempo em que o eletrodo opera na polaridade negativa e o período (tempo no negativo mais o tempo no positivo), como mostra a Eq. (7.1).

$$\% EN = \frac{t_{EN}}{t_{EN} + t_{EP}} \quad (7.1)$$

Onde, t_{EN} (ms) é o tempo total onde o eletrodo fica na polaridade negativa e t_{EP} (ms) é o tempo total onde o eletrodo fica na polaridade positiva.

Com os fatores de influência definidos, foi montada uma estratégia de cálculo para determinar os parâmetros que garantam estabilidade de arco e de transferência metálica, e comprimento de arco constante.

Após definir estes dois parâmetros (formato de onda e %EN), resta definir uma estratégia para cálculo dos parâmetros envolvidos no formato de onda. Assim, a estratégia de cálculo proposta neste trabalho consiste sequencialmente em:

- ➔ Definir corrente de pulso (I_p) e tempo de pulso (t_p) que garanta uma gota por pulso (UGPP);
- ➔ Definir corrente de base (I_b) obedecendo ao critério da estabilidade de arco. Por exemplo, $I_b > 20A$;
- ➔ Definir tempo de base (t_b) conforme %EN requerido;
- ➔ Calcular corrente negativa (I_n) para os formatos de onda, igualando as taxas de fusão, ou seja, definir o valor de corrente negativa para que seja alcançada a mesma velocidade de alimentação de arame em polaridades positiva e negativa ($V_{a+} = V_{a-}$);
- ➔ Calcular tempo no negativo (t_{EN}) para os níveis de %EN requeridos, através da Eq. (7.2):

$$t_{EN} = \frac{\%EN \cdot t_{EP}}{(1 - \%EN)} \quad (7.2)$$

onde: t_{EP} = tempo total na polaridade positiva.

7.3. Resultados para Determinação de Parâmetros

Os parâmetros foram calculados inicialmente para o gás de proteção Ar-2%O₂. Então, seguindo a estratégia de cálculo, a corrente e tempo de pulso foram escolhidas de modo que fornecessem a condição de uma gota por pulso (UGPP) para os consumíveis utilizados. Neste caso, utilizou-se como no trabalho de Ojo e Scotti (2005) que avaliaram os mesmos consumíveis para cálculo da condição de UGPP para processo MIG/MAG-Pulsado, obtendo os valores de $I_p = 300 A$ $t_p = 4 ms$, para uma região central do mapa $I_p t_p$ de transferência pulsada.

Pelo critério da estabilidade de arco, a corrente de base escolhida foi $I_b=40A$. Esta corrente foi escolhida com base em trabalhos da literatura (Vilarinho, 2000), que citam, no caso do MIG/MAG-Pulsado, ser necessário o emprego periódico de uma corrente mínima (corrente de base) para manter o arco aceso, promover o aquecimento do eletrodo por efeito Joule e proporcionar a limpeza catódica, seguida de uma corrente de pico, maior que a corrente de transição, num intervalo de tempo hábil para que ocorra a transferência.

É necessário ainda estabelecer os tempos de base (t_b) antes e/ou depois do pulso. Como mencionado na Figura 2.6 da Revisão Bibliográfica (Tong et al., 2001 apud Santos, 2008), sugere-se um tempo mínimo de 1,5 ms. Neste caso, adotou-se o próximo número inteiro, ou seja, 2 ms. Já para o formato de onda D, é necessário estabelecer ainda os tempos de base t_{b1} e t_{b2} . Neste caso, utilizou-se $t_{b1}=2$ ms e $t_{b2}=1$ ms, pois neste formato de onda o intuito foi apenas de garantir uma base positiva antes e após o pulso para evitar a inversão brusca de polaridade, além disto, quanto maior o tempo em polaridade positiva, se faz necessário tempos mais elevados em polaridade negativa também, o que poderia causar instabilidades de arco e transferência metálica.

O valor de corrente negativa é calculado com base na I_p escolhida que é substituído na equação da taxa de fusão para CCEP, o valor de velocidade de alimentação resultante é usado na equação da taxa de fusão para CCEN, e finalmente obtém-se a corrente negativa para garantir comprimento de arco constante ($I_n = 198$ A). As Tabelas 7.1, 7.2, 7.3 e 7.4 apresentam os parâmetros calculados para os formatos de onda e taxa de eletrodo negativo estudado.

Tabela 7.1 – Parâmetros calculados para a onda do tipo A.

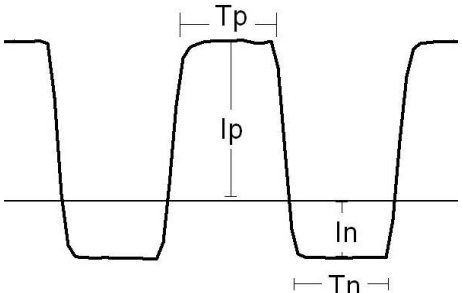
Onda A	I_p (A)	t_p (ms)	I_n (A)	t_n (ms)	%EN
	300	4	198	1,7	30
	300	4	198	4,0	50
	300	4	198	9,3	70

Tabela 7.2 – Parâmetros calculados para a onda do tipo B.

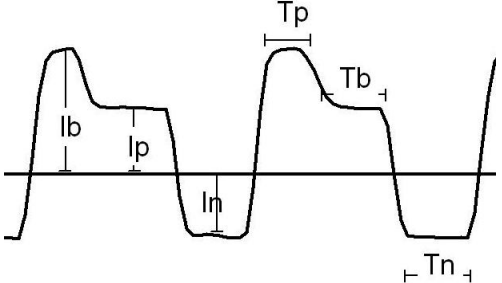
Onda B	I_p (A)	t_p (ms)	I_n (A)	t_n (ms)	I_b (A)	t_b (ms)	%EN
	300	4	198	2,6	40	2	30
	300	4	198	6,0	40	2	50
	300	4	198	14,0	40	2	70

Tabela 7.3 – Parâmetros calculados para a onda do tipo C.

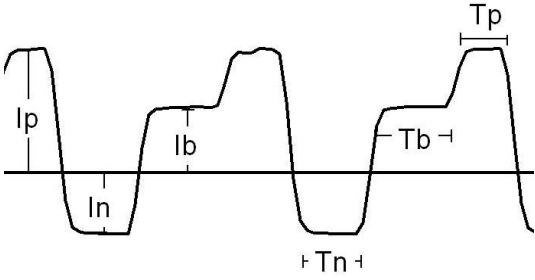
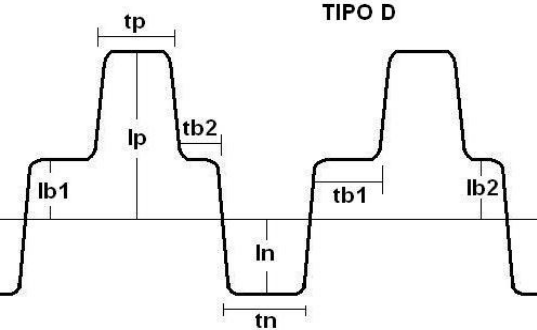
Onda C	I_p (A)	t_p (ms)	I_n (A)	t_n (ms)	I_b (A)	t_b (ms)	%EN
	300	4	198	2,6	40	2	30
	300	4	198	6,0	40	2	50
	300	4	198	14,0	40	2	70

Tabela 7.4 – Parâmetros calculados para a onda do tipo D.

Onda D	I_p (A)	t_p (ms)	I_n (A)	t_n (ms)	I_{b1} (A)	t_{b1} (ms)	I_{b2} (A)	t_{b2} (ms)	%EN
	300	4	198	3,0	40	2	40	1	30
	300	4	198	7,0	40	2	40	1	50
	300	4	198	16,3	40	2	40	1	70

7.4. Resultados para o Estudo da Transferência Metálica

Através da análise das filmagens e dos corpos de prova foi possível concluir que para a taxa de eletrodo negativo (%EN) no maior nível (70%), em todos os formatos de onda, houve muita instabilidade na transferência metálica, com gotas, em geral, com diâmetros três vezes maiores que o do eletrodo e com nível inaceitável de respingos, devido à ação intensificada da força repulsiva que atua sobre a gota quando em CCEN. Além disto, o excesso de respingos se acumulava no interior do bocal, reduzindo a área para passagem do gás de proteção, o que causou interrupções do arco e até mesmo o destacamento de gotas para a borda do bocal, como indicado na Figura 7.3.



Figura 7.3 – Destacamento para o bocal.

Não foi possível alcançar a condição de UGPP nas soldas realizadas com a onda do tipo A, sem correntes de base positiva para suavizar a inversão de polaridade. Os destacamentos das gotas se deram de forma irregular e instável, com gotas grandes e elevada intensidade de salpicos em todos os níveis de %EN.

Para os formatos de onda B, C e D, nos níveis de %EN de 30 e 50% foi possível obter a transferência de uma gota por pulso (UGPP), com gotas de diâmetro igual ao do arame. No entanto, a onda do tipo B apresentou cordões com maior nível de salpicagem lateral, devido a base de corrente na polaridade positiva, que tem o intuito de “suavizar” a inversão de corrente, acontecer após a transferência da gota ter ocorrido. Além disso, o formato de onda C possibilita maior tempo para a gota formar e destacar com sucesso, por outro lado, no formato de onda B o destacamento pode ser na fase de base que pode gerar instabilidades.

As Figuras 7.4 a 7.7 são quadros das filmagens realizadas com duas câmeras de alta velocidade sincronizadas com sinal de corrente e tensão. As quatro figuras são referentes ao nível de %EN de 50%.

A Figura 7.4 é referente ao tipo de onda A e 50%EN e pode ser visualizado que a gota destacada é bem maior que o diâmetro do eletrodo, devido às forças repulsivas que retardam o destacamento. Além disto, o destacamento ocorreu na polaridade negativa, mas não regularmente.

A transferência metálica nos formatos de onda B e C ocorre de maneira regular, sempre no positivo e bastante estável. No entanto, como pode ser observado na Figura 7.6 o destacamento na forma de onda C acontece no final do pulso positivo e a gota atravessa o arco sofrendo ação das forças repulsivas que ocorrem na polaridade negativa, isto faz com

que a gota sofra desaceleração, reduzindo velocidade média de chegada, e conseqüentemente a “quantidade de movimento”, e com isto seja transferida mais “suavemente” reduzindo a quantidade de respingos. Fato que não ocorre no formato de onda B, observado na Figura 7.5, onde a gota é transferida mais rapidamente para a poça de fusão e, em geral, durante o período na polaridade positiva, então, como a quantidade de movimento é maior, causa mais perturbação na poça de fusão e conseqüentemente mais respingos.

Finalmente, a Figura 7.7 representa o formato de onda D para 50%EN e nesta condição a transferência metálica é bem estável, já que a mudança de polaridade não é tão brusca, devido à base positiva antes e após o pulso de destacamento.

De modo geral, apesar de 70%EN nesta metodologia necessitar de elevados valores de tempo no negativo, implicando em demasiado crescimento da gota, percentuais na faixa dos 50%EN, possuem elevada taxa de fusão com deposição estável e alto rendimento, sendo perfeitamente utilizável em chapas finas com elevada velocidade de soldagem.

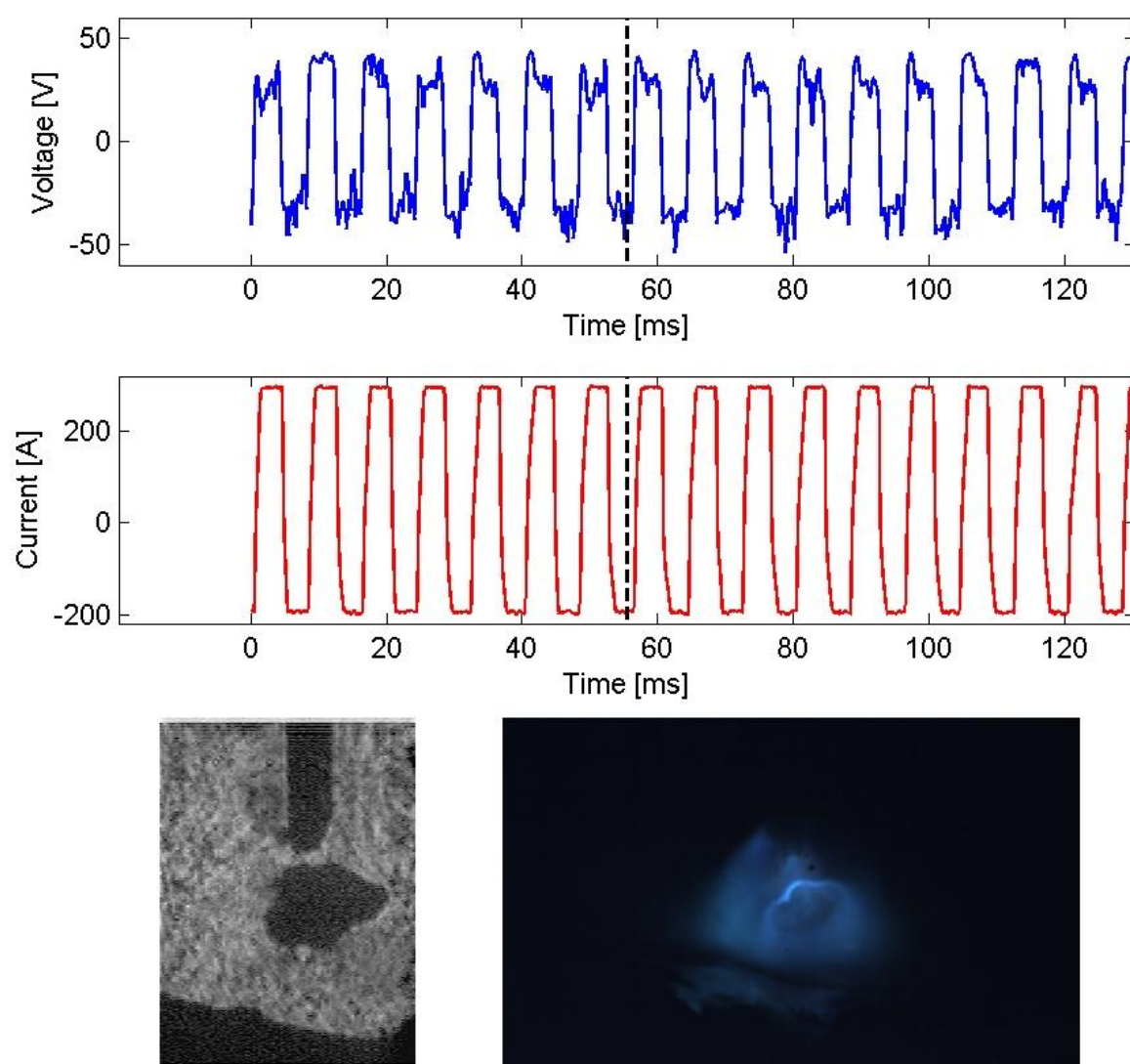


Figura 7.4 – Quadro de filmagem com onda A e 50%EN.

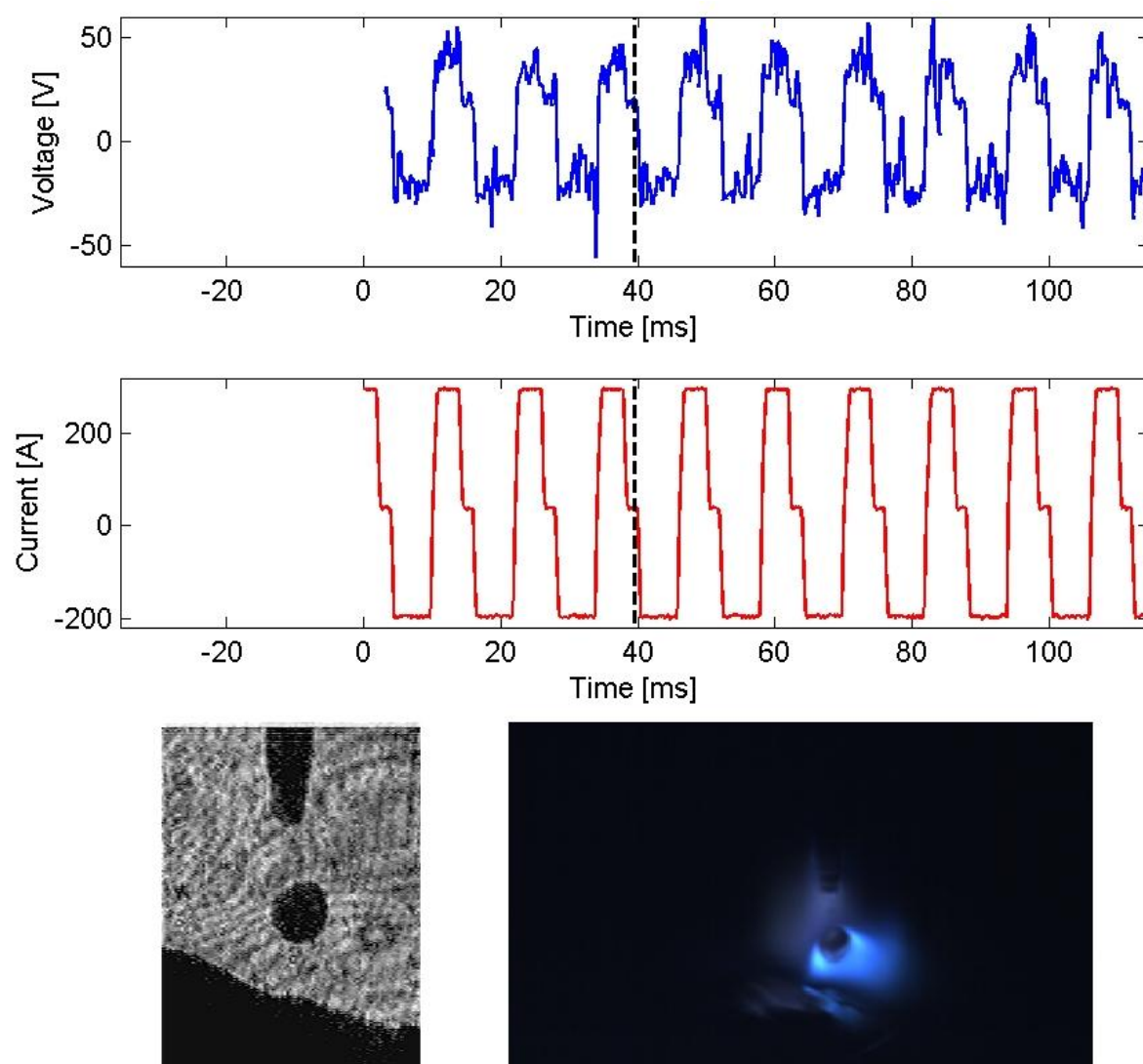


Figura 7.5 – Quadro de filmagem com onda B e 50%EN.

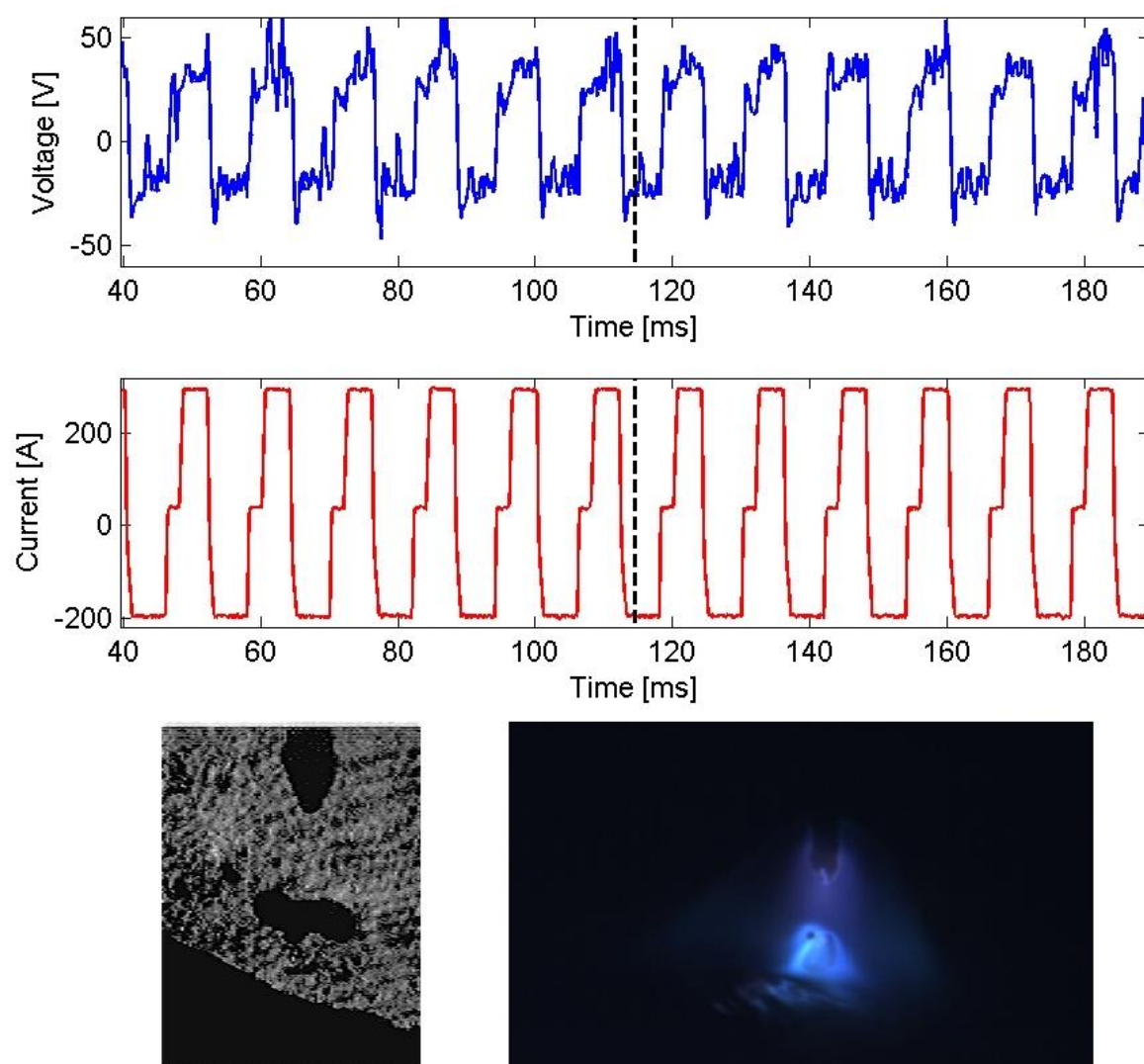


Figura 7.6 – Quadro de filmagem com onda C e 50%EN.

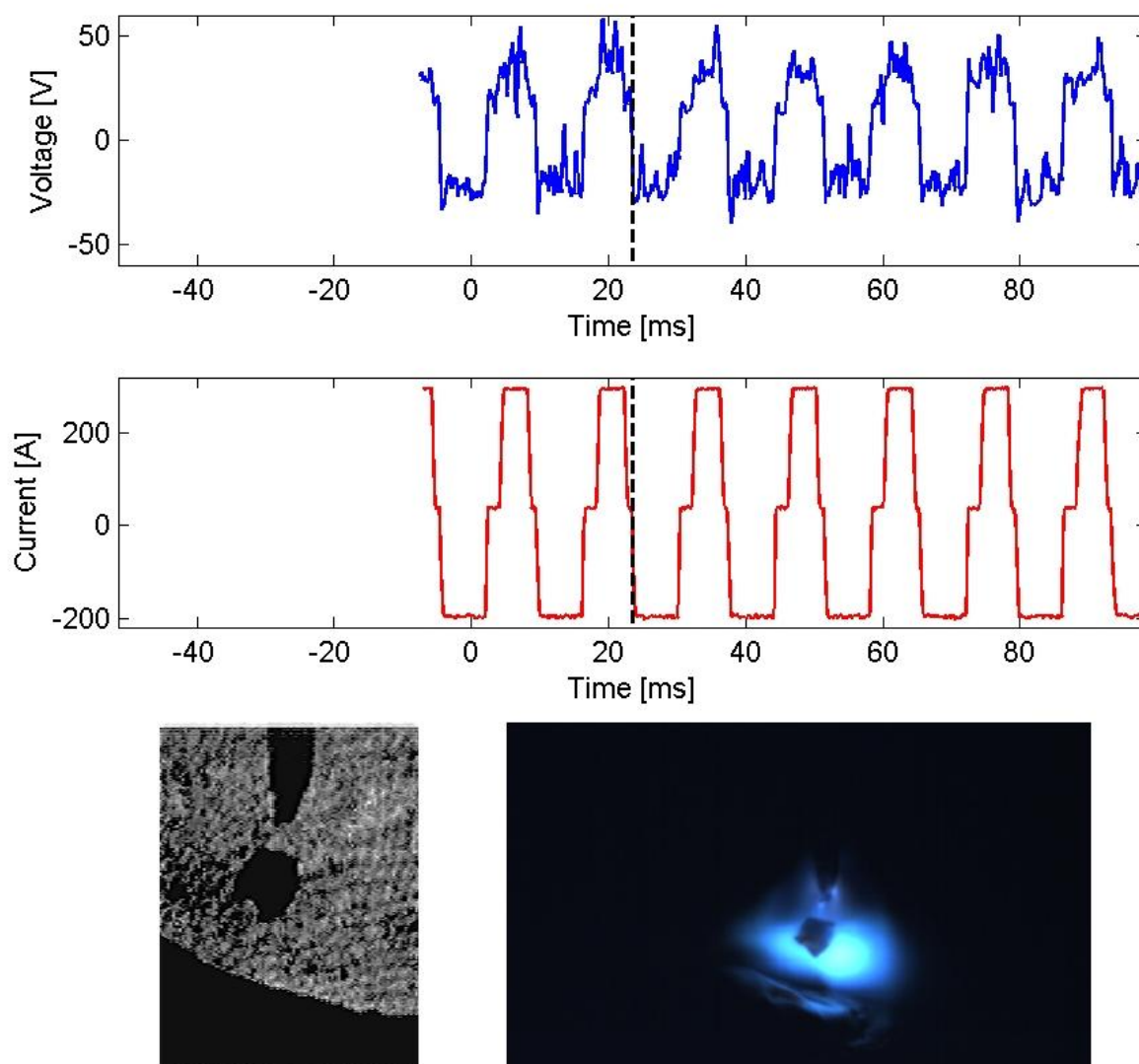


Figura 7.7 – Quadro de filmagem com onda D e 50%EN.

7.5. Resultados para Características Geométricas

A Tabela 7.5 apresenta os resultados médios das características geométricas dos cordões em função do tipo de onda e taxa de eletrodo negativo (%EN), além de mostrar estas variáveis codificadas para análise estatística, com o propósito de criar metamodelos matemáticos, via programação em Matlab, que melhor representem estas variáveis.

Tabela 7.5 – Resultados das características geométricas.

Tipo de Onda		%EN		P [mm]	L [mm]	R [mm]
Tipo	Codificada	Valor	Codificada			
A	1	30	-1	2.41	12.43	3.48
A	1	50	0	1.58	12.56	3.56
A	1	70	1	1.45	10.42	4.27
B	2	30	-1	2.76	12.07	4.3
B	2	50	0	2.3	12.26	4.7
B	2	70	1	1.82	11.2	4.9
C	3	30	-1	2.98	10.92	4.47
C	3	50	0	2.45	10.28	4.88
C	3	70	1	1.3	9.92	4.89
D	4	30	-1	3.8	10.5	4.9
D	4	50	0	2.8	10.68	5.16
D	4	70	1	1.9	10.05	4.63

P=penetração, L= largura e R=reforço, todos os valores em mm.

As Figuras 7.8, 7.9 e 7.10 apresentam os gráficos de penetração, largura e reforço respectivamente, em função do tipo de onda (A, B, C e D) e dos níveis de taxa de eletrodo negativo (%EN).

É possível perceber pela análise do gráfico da Figura 7.8 e da Tabela 7.5, que há uma clara tendência da penetração ser reduzida com o aumento do %EN para os quatro formatos de onda. Este fato ocorre por que o aumento do %EN representa um tempo maior na polaridade negativa e nesta condição o calor é mais concentrado no eletrodo, consequentemente o menor aporte térmico no metal de base representa menor penetração. Ueyama et al (2005) encontrou em seu estudo em alumínio que usando 40%EN o aporte térmico diminuiu e a temperatura de pico na chapa foi 140°C menor do que no modo pulsado convencional.

O mesmo raciocínio é usado para explicar a tendência de redução da largura observada na Figura 7.9, sobretudo para variação de 50 para 70%EN, pois o menor aporte térmico na chapa que ocorre com o aumento do %EN aquece menos a lateral da poça, dificultando o molhamento e fusão do metal de base.

Como há a dificuldade de molhamento, o material fundido tende a se concentrar na superfície da poça aumentando o reforço com o aumento do %EN, observado na Figura 7.10. Apenas para a onda D com 70%EN que fugiu a esta tendência, e experimentou um valor de reforço menor, este fato ocorreu devido à grande instabilidade gerada pelos altos

valores de tempo necessários na polaridade negativa que intensificou as forças repulsivas na gota, o que consequentemente, gerou perda de material por respingos.

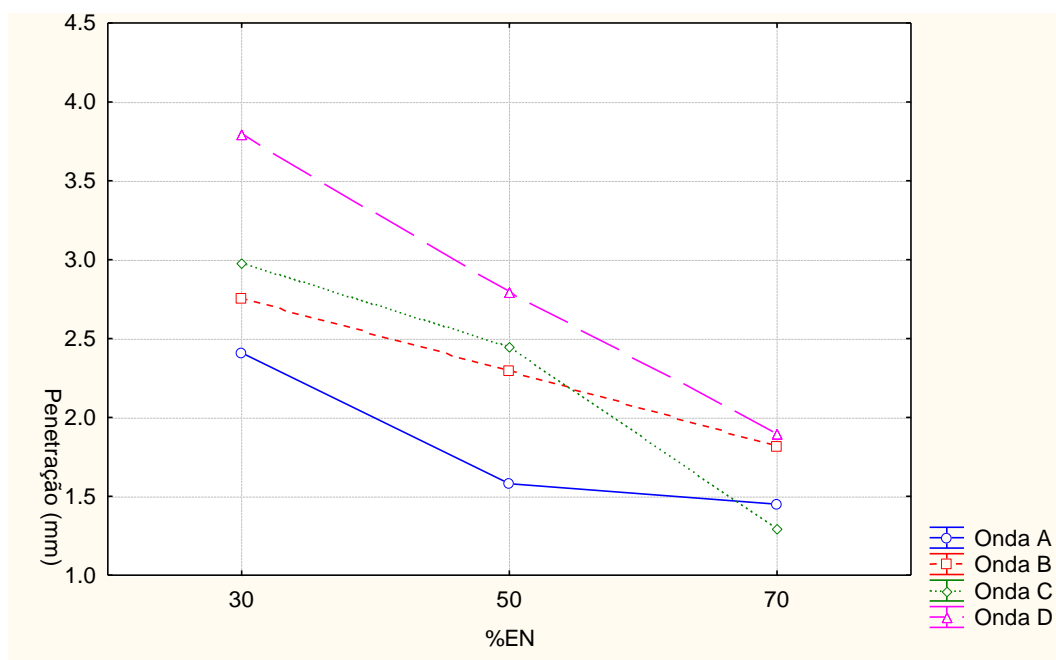


Figura 7.8 – Gráfico da penetração em função do tipo de onda e do %EN.

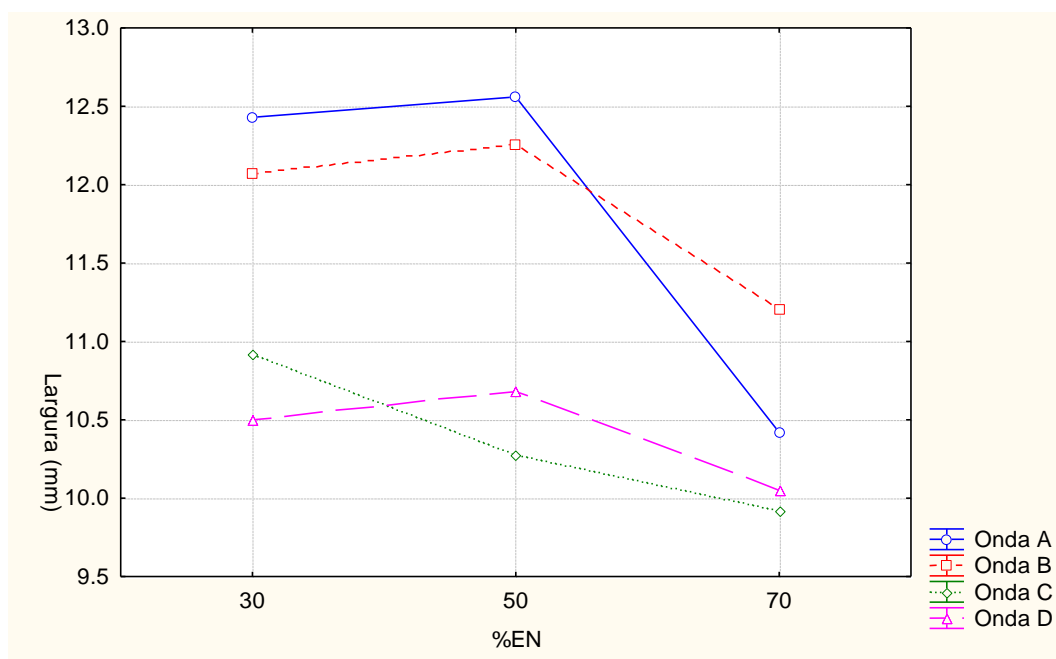


Figura 7.9 – Gráfico da largura em função do tipo de onda e do %EN.

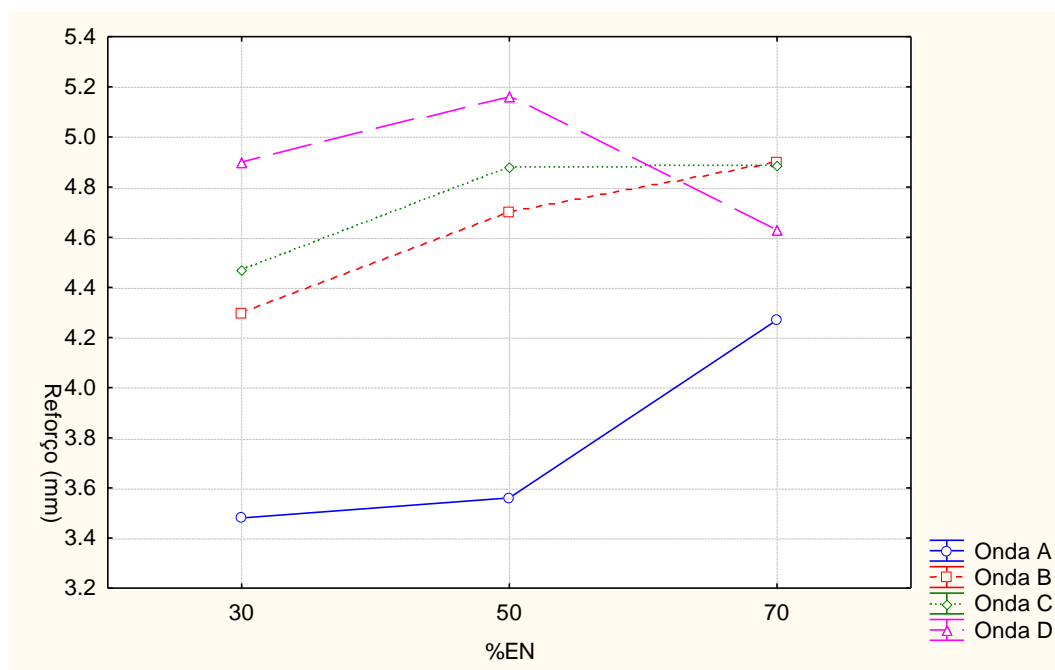


Figura 7.10 – Gráfico do reforço em função do tipo de onda e do %EN.

Foram criados modelos matemáticos via programação em Matlab, e confirmados com auxílio do software Statistica (programa e comparação se encontram em anexo), que representassem o comportamento das características geométricas do cordão em função do formato de onda e da taxa de eletrodo negativo (%EN).

Dois modelos de aproximação foram testados no Matlab e representados pelas Equações 7.3 e 7.4:

$$y=A0+A1p1+A2p2 \quad (7.3)$$

$$y=A0+A1p1+A2p2+A3p1p2 \quad (7.4)$$

onde, A0, A1, A2 e A3 são constantes, p1 e p2 são os parâmetros de influência (tipo de onda e %EN respectivamente) e y a variável de resposta (penetração, largura ou reforço).

Os resultados obtidos com o Statistica foram apenas para o primeiro modelo de aproximação e os valores de constantes encontrados foram idênticos aos observados através do uso da ferramenta Matlab.

O erro médio quadrático encontrado pelo segundo modelo de aproximação (Equação 7.4) que leva em consideração a interação dos fatores foi menor do que o do primeiro

modelo (Equação 7.3) para todas as variáveis de resposta. Por isto, foi realizado um teste de hipótese comparando os dois modelos, e o melhor modelo para y foi o da Eq. (7.3), o mais simples, pois o erro médio quadrático referente à Eq. (7.4) foi menor porque este estava modelando o erro do modelo e não o experimental.

Kim et al (2003), também analisaram modelos matemáticos para prever a profundidade de penetração em cordões de solda e os resultados indicaram que a equação linear produziu melhor predição da penetração do cordão do que a equação curvilínea, e duas do total das penetrações dos cordões foram acima de 50% imprecisas na equação curvilínea.

As Equações 7.5, 7.6 e 7.7 representam respectivamente os modelos resultantes para penetração, largura e reforço em função do formato de onda e %EN. Lembrando que os níveis das variáveis foram codificados e estão apresentados na Tabela 7.5 acima.

$$P = 1,5433 + 0,3*ON - 0,685*EN \quad (7.5)$$

$$L = 12.52 - 0,565*ON - 0,541*EN \quad (7.6)$$

$$R = 3,6383 + 0,349*ON + 0,1925*EN \quad (7.7)$$

Onde: P=penetração, L=largura, R=reforço, ON= tipo de onda e EN= %EN.

Estes modelos determinados para as características geométricas podem auxiliar, em aplicações futuras, na seleção de parâmetros referentes ao tipo de onda e %EN que sejam mais adequados a necessidades específicas, fornecendo indicativos do perfil geométrico resultante de acordo com os parâmetros escolhidos. Por exemplo, para aplicações em soldagem de revestimento, o objetivo seria selecionar o conjunto de parâmetros que resultasse em menor penetração e maiores valores de largura do cordão de solda.

7.6. Estudo do tipo de onda e gás de proteção sobre as características geométricas e econômicas

A função primária dos gases nos processos de soldagem a arco é de fornecer um meio adequado para a operação estável e sustentar um arco em baixa voltagem e proporcionar proteção da contaminação atmosférica. Secundariamente, mas igualmente

importante, inclui a função de controlar a geometria do cordão de solda e as propriedades mecânicas (NORRISH, 1992).

O gás de proteção tem uma influência significativa sobre o perfil do cordão de solda e das características de fusão. A área fundida total é aumentada (em uma corrente equivalente) pelo uso de gases que aumentam a energia do arco.

Sistemas automatizados de soldagem robotizada têm recebido muita atenção, pois são altamente adequados tanto para aumentar a taxa de produção e qualidade, como para diminuir custo e tempo de produção de um produto desejado. A fim de obtê-los, é indispensável um controle total sobre os parâmetros relevantes do processo para obter a geometria do cordão necessária, que também se baseia na soldabilidade (KARADENIZ et al. 2007).

Desta forma, buscou-se refinar ainda mais os resultados do item anterior através da avaliação do efeito dos formatos de onda B e C (que apresentaram melhor desempenho) e do tipo de gás de proteção utilizado sobre as características geométricas (representadas pela largura, penetração e reforço) e econômicas (caracterizada pelas taxas de fusão e deposição e o rendimento) do cordão de solda. As soldagens foram executadas em simples deposição sobre chapas de aço SAE 1020 pelo processo MIG/MAG-PV com 30 e 50%EN. Os gases de proteção utilizados foram Ar+2%O₂, Ar+5%O₂, Ar+8%CO₂ e Ar+15%CO₂. O melhor entendimento do comportamento da geometria em relação aos parâmetros e consumíveis utilizados auxiliará para garantir o perfil do cordão desejado de acordo com a aplicação. Aliado a isto, a análise de características econômicas do processo possibilita selecionar com mais coerência os parâmetros e consumíveis utilizados que forneçam menores perdas de material e maior produtividade de acordo com o perfil desejado.

Procurou-se manter o mesmo comprimento de arco em todos os testes (em torno de 6 mm), através da variação da velocidade de alimentação de arame. Além disto, foi mantido constante a relação velocidade de alimentação de arame pela velocidade de soldagem ($V_a/V_s = 15$, considerando ambas em m/min), com o objetivo de tentar manter o volume de metal depositado constante para comparação. Para tratamento dos resultados foi realizada uma análise de variância (ANOVA) com significância de 95%.

Na Tabela 7.6 são apresentados os valores de corrente média e eficaz utilizados, além da velocidade de alimentação de arame e velocidade de soldagem para cada par formato de onda e %EN utilizados e ainda de acordo com o gás de proteção. Ressalta-se que para as atmosferas protetoras com adição de CO₂, os valores de corrente utilizados foram menores devido a maior taxa de fusão característica desses gases, visando então manter o mesmo comprimento de arco para todos os testes.

Tabela 7.6 – Parâmetros utilizados em função do gás e tipo de onda.

Gás	Onda %EN	Va (m/min)	Vs (cm/min)	I_{RMS} (A)	I_{med} (A)
Ar2O ₂	B 30	6,0	39	232	208
Ar2O ₂	B 50	6,6	44	223	205
Ar2O ₂	C 30	6,2	41	232	208
Ar2O ₂	C 50	6,6	44	223	205
Ar5O ₂	B 30	5,8	38	232	208
Ar5O ₂	B 50	6,3	42	223	205
Ar5O ₂	C 30	5,9	39	232	208
Ar5O ₂	C 50	6,3	42	223	205
Ar8CO ₂	B 30	5,0	33	215	183
Ar8CO ₂	B 50	4,8	32	191	163
Ar8CO ₂	C 30	5,2	34	215	183
Ar8CO ₂	C 50	5,0	33	191	163
Ar15CO ₂	B 30	4,8	32	221	193
Ar15CO ₂	B 50	4,9	32	203	180
Ar15CO ₂	C 30	4,9	32	221	193
Ar15CO ₂	C 50	5,0	33	203	180

☉ Resultados para características geométricas

Na Tabela 7.7 são dispostos os resultados dos valores médios medidos das características geométricas (largura, penetração e reforço) dos cordões de solda obtidos.

A Figura 7.11 apresenta o comportamento do reforço do cordão de solda em função do tipo de onda e %EN. A partir desta figura é possível perceber que existe a tendência de reforços do cordão maiores a medida que se aumenta o %EN para os dois formatos de onda estudados, resultando em cordões mais convexos. Este resultado está de acordo com trabalhos anteriores e já era esperado, visto que com o aumento do %EN, é aumentado também o tempo em que o processo opera na polaridade negativa, com isto o calor do arco fica mais tempo concentrado no eletrodo, resultando em menor molhabilidade do metal base e consequentemente maiores reforços são gerados. De toda forma, apesar de elevados

valores de reforço não serem atraentes em diversas aplicações de soldagem, no caso de juntas sobrepostas, por exemplo, esta característica é favorável a maior adaptabilidade a aberturas na junta.

Tabela 7.7 – Resultados de características geométricas.

Gás	Onda - %EN	L (mm)	P (mm)	R (mm)
Ar2O₂	B 30	8,87	1,39	2,61
Ar2O₂	B 50	7,58	0,98	2,49
Ar2O₂	C 30	8,10	1,89	2,40
Ar2O₂	C 50	7,48	1,33	2,63
Ar5O₂	B 30	8,82	2,34	2,65
Ar5O₂	B 50	6,92	1,23	2,32
Ar5O₂	C 30	8,49	2,32	2,13
Ar5O₂	C 50	8,12	1,30	2,46
Ar8CO₂	B 30	8,15	2,59	2,34
Ar8CO₂	B 50	7,71	1,80	2,53
Ar8CO₂	C 30	8,04	1,94	2,32
Ar8CO₂	C 50	8,17	2,53	2,44
Ar15CO₂	B 30	7,25	1,36	2,49
Ar15CO₂	B 50	7,95	1,82	2,48
Ar15CO₂	C 30	9,08	1,89	2,30
Ar15CO₂	C 50	8,70	1,97	2,16

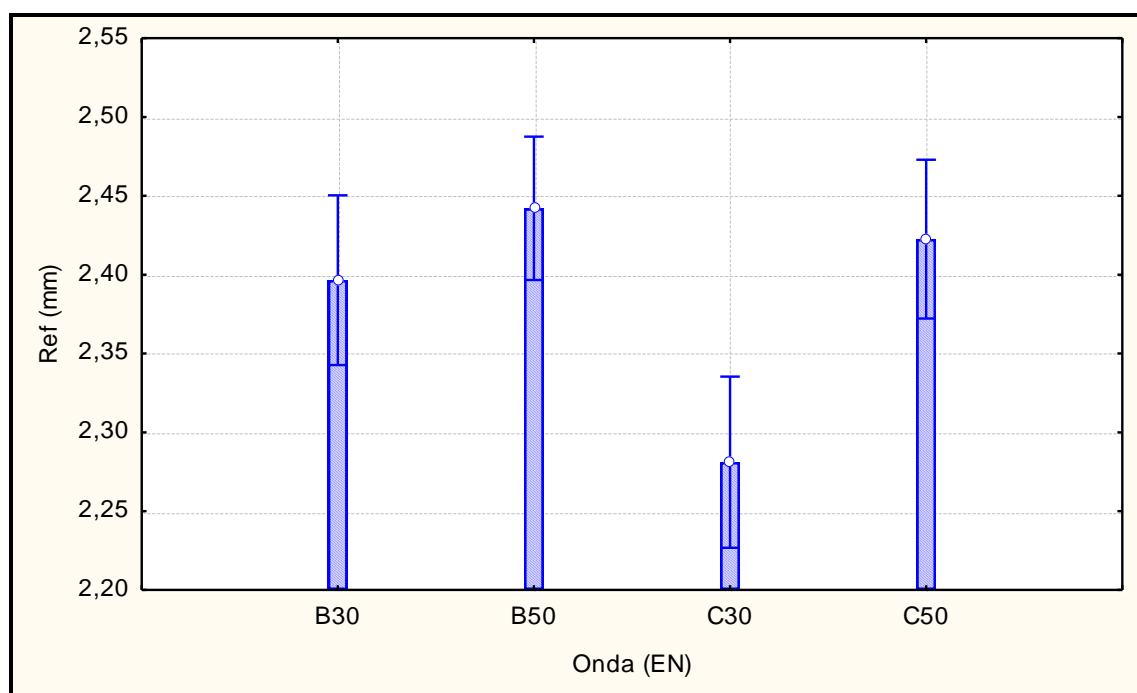


Figura 7.11 – Reforço em função do tipo de onda e do %EN.

O efeito do tipo de gás de proteção utilizado sobre o reforço do cordão de solda é apresentado na Figura 7.12. É verificado que ao se aumentar o teor de O_2 de 2% para 5% o reforço do cordão é reduzido. O mesmo comportamento é percebido com o uso de CO_2 , onde os menores reforços aconteceram para o teor mais elevado deste gás.

Segundo Pires et al. (2007), a temperatura do arco deve ser maior para misturas com mais alto teor de O_2 , especialmente na vizinhança do eletrodo devido a reações exotérmicas entre O_2 e elementos do arame eletrodo e a poça de fusão, especialmente ferro e carbono. Além deste efeito de aumento de temperatura, há outro ponto talvez até mais importante a ser considerado, que se refere à condutividade térmica. Tanto o O_2 quanto o CO_2 possuem maior condutividade térmica que o Ar (condutividade térmica Ar = 0,02573 W/(m.K); O_2 = 0,04191 W/(m.K) e CO_2 = 0,03293 W/(m.K), todos a 1 atm e 500 K, segundo Aga, 1985). Esta maior condutividade térmica implica numa maior entrega térmica à poça de fusão. Além disto, maiores teores de O_2 implicam em maior fluidez do metal de solda e maior molhabilidade do metal de base, ocasionando o menor reforço.

Em relação a Figura 7.12, a porcentagem de CO_2 na mistura binária Argônio/ CO_2 , pode-se observar a diminuição do reforço a medida que a porcentagem de CO_2 no gás de proteção se eleva. Este efeito se deve aos fatores discutidos no parágrafo anterior, que promovem o “espalhamento” do metal de solda sobre o metal base e a consequente redução do reforço.

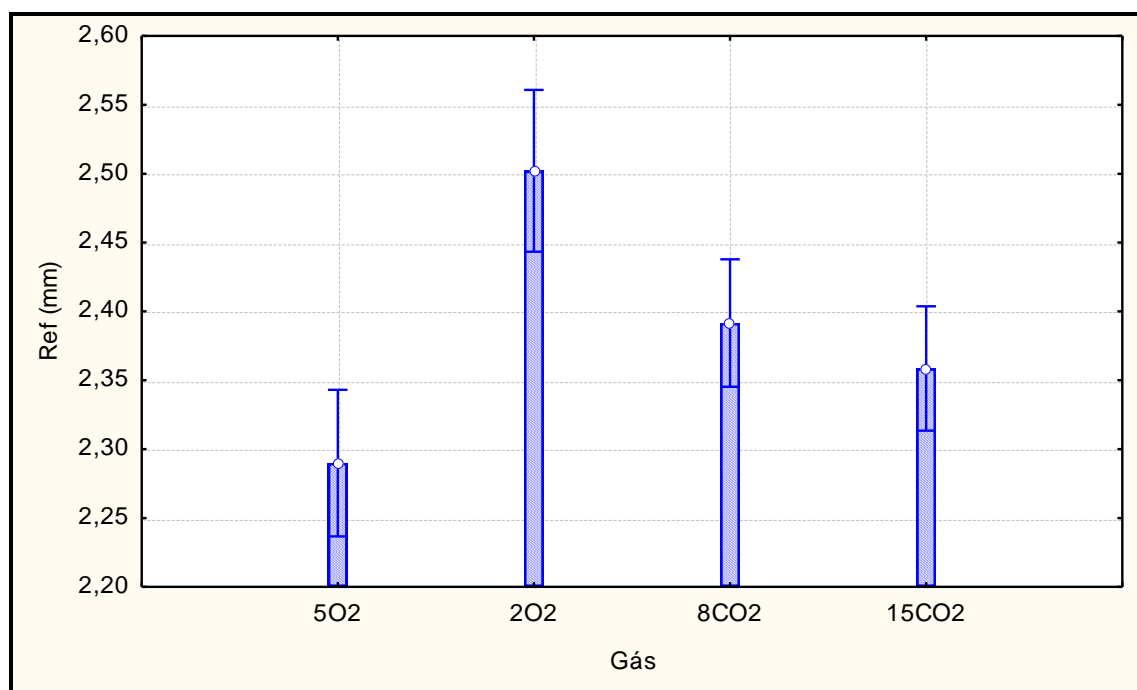


Figura 7.12 – Gráfico do reforço em função do tipo de gás de proteção.

Em relação a Figura 7.13 referente ao comportamento da penetração em função do tipo de onda e do %EN, verifica-se que ocorre a tendência de a penetração diminuir com o aumento de %EN para os dois formatos de onda estudados. Este resultado está de acordo com o encontrado por diversos autores, como Talkington (1998), pois o maior tempo de permanência do eletrodo em polaridade negativa faz com que ocorra a redução do aporte térmico sobre o metal base e consequentemente redução da penetração. Além disto, pode-se perceber que os resultados para o tipo de onda C que possui período de base positiva antes do pulso de destacamento apresentou maiores valores de penetração quando comparado ao formato de onda B com base positiva após o pulso de destacamento. A razão para isto pode ser atribuída ao fato de que no formato de onda C, a gota metálica é destacada ao final do pulso positivo e é transferida no momento em que ocorre a inversão de polaridade, ou seja, atravessa o arco sobre ação das forças repulsivas típicas do uso de eletrodo negativo, permanecendo mais tempo no arco sobre correntes mais elevada e aquecendo mais. Em razão disto, resulta em maior penetração do que os cordões de solda resultantes da onda B, onde as gotas atravessam mais rapidamente e sobre efeito da corrente de base positiva que é inferior a corrente negativa utilizada.

De acordo com Jelmorini et al. (1977) a temperatura das gotas durante a transferência metálica no processo MIG/MAG pode variar entre 1800 e 2400 °C, aumentando diretamente com o valor da corrente em uma faixa de 100 a 400 A. Em uma

avaliação mais recente, Yamazaki et al. (2010) estimam a temperatura da gota entre 2000 e 2160 °C para uma faixa de corrente de 225 a 350 A, também em MIG/MAG.

Desta forma, apesar de a corrente média ser a mesma nos formatos de onda B e C, no momento da transferência a gota metálica experimenta maior valor de corrente na forma de onda C, justificando seu maior aquecimento neste momento e implicando em maior penetração.

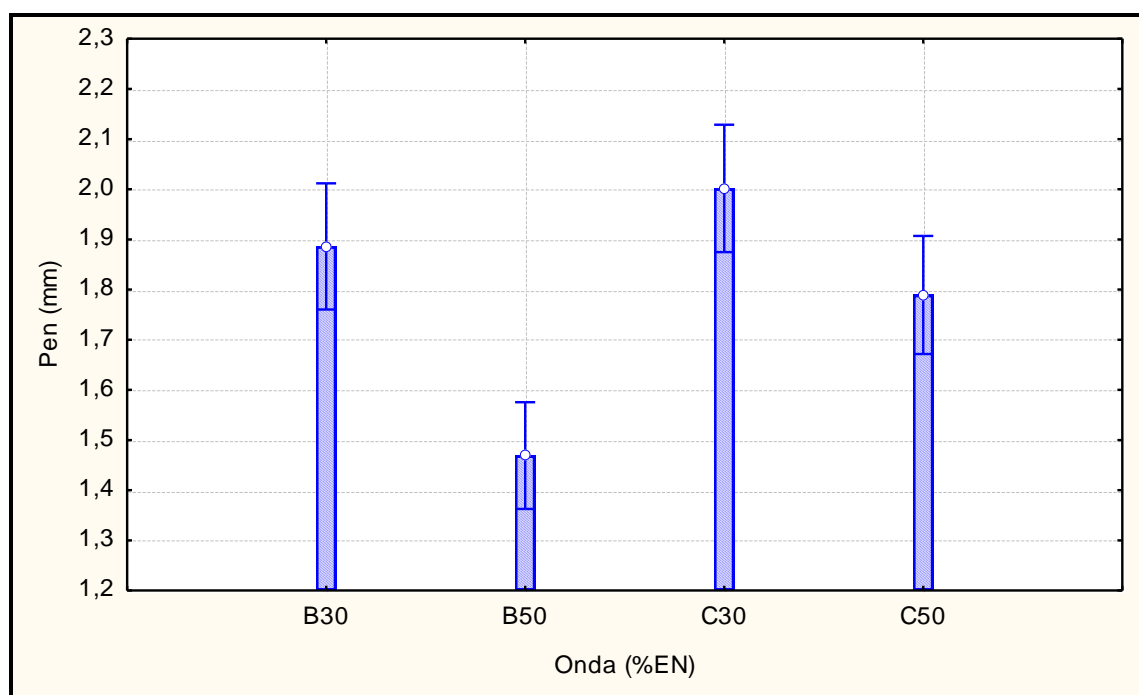


Figura 7.13 – Gráfico da penetração em função do tipo de onda e do %EN.

Na Figura 7.14 é mostrado o comportamento da penetração em função do tipo de gás de proteção empregado. O efeito do aumento do potencial de oxigênio do gás de proteção, decorrente da introdução de uma maior porcentagem de CO_2 ou O_2 na mistura binária baseada em Argônio, também pode ser observado. Pode-se ainda, verificar um aumento na penetração do cordão de solda em razão, provavelmente, de uma maior temperatura do arco, deste modo, facilitando a diluição do metal de adição no metal de solda. Com exceção da condição onde se utilizou o gás Ar-15\%CO_2 que forneceu menor penetração quando comparado ao gás Ar-8\%CO_2 , este resultado pode ser explicado pela maior repulsão da gota (diminuindo a parcela do efeito mecânico da quantidade de movimento da transferência na penetração), maior instabilidade do processo, implicando em muitos respingos e eventuais curto-circuitos quando do uso de Ar-15\%CO_2 , o que, ao diminuir o comprimento do

arco, pode-se reduzir o aporte térmico (o curto-circuito reduz a energia de soldagem ao reduzir diretamente o valor da tensão, mas não necessariamente o quanto de calor se entrega para a peça).

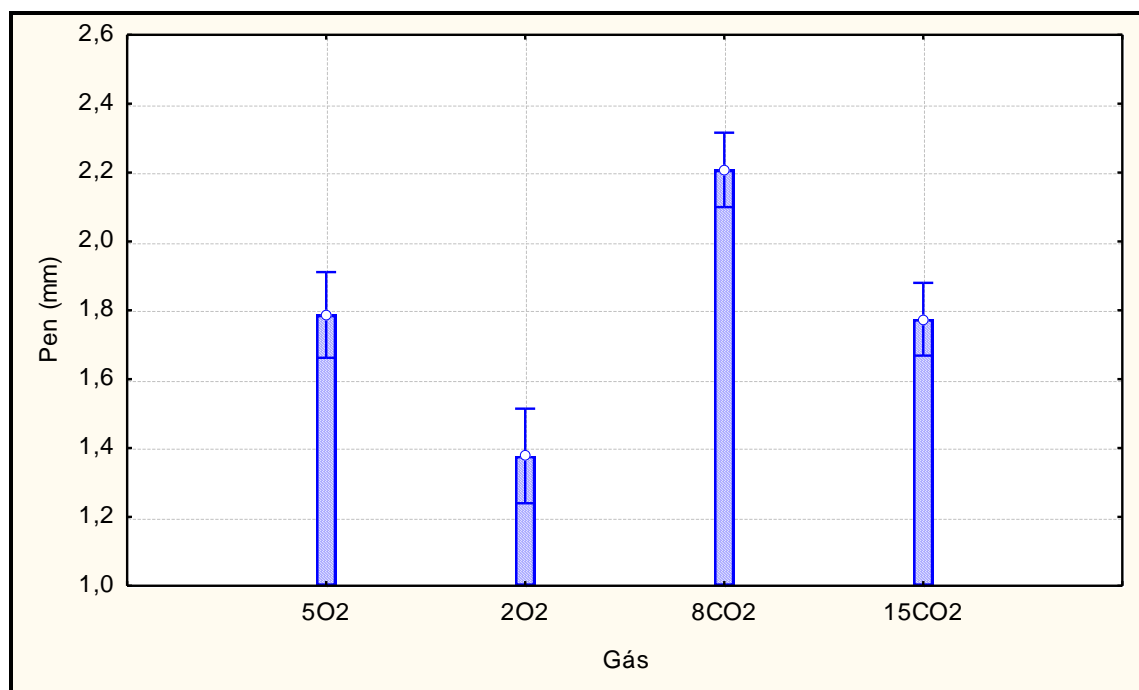


Figura 7.14 – Gráfico da Penetração em função do tipo de gás de proteção.

Para os dois formatos de onda propostos, a largura do cordão de solda diminuiu com o aumento do %EN, como mostrado na Figura 7.15, apresentando tendência a cordões mais convexos com aumento de reforço e redução da largura, comportamento típico do processo MIG/MAG-PV, pois como já visto anteriormente, nestas condições o aporte de calor é em sua maior parte direcionado para o arame-eletrodo aquecendo menos a chapa e com isto ocorre a redução do molhamento do metal de base. Entretanto, mesmo utilizando valores iguais de Corrente Eficaz nos dois formatos de onda e mesmo comprimento de arco, o formato de onda C, como abordado anteriormente a respeito da transferência metálica e maior aquecimento da gota, fornece maiores valores de largura do cordão de solda e menores reforços, reduzindo a convexidade dos cordões, sendo mais vantajoso na maioria das aplicações.

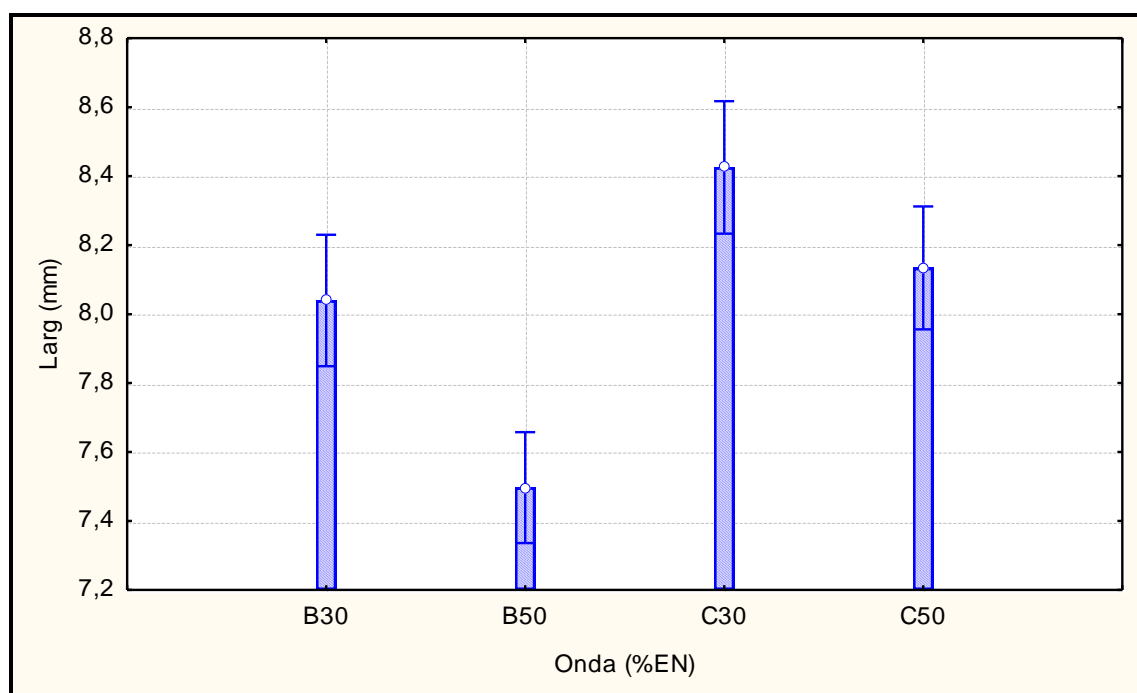


Figura 7.15 – Gráfico da largura em função do tipo de onda e do %EN.

Comparando os gases com adição de oxigênio, não houve diferença significativa na largura, como pode ser visualizado no gráfico da Figura 7.16. No entanto, o maior aquecimento pelos fatores discutidos (condutividade térmica e reação exotérmica de oxidação) com adição de 15%CO₂ forneceu a maior largura de cordão (maior molhamento).

Na maioria das aplicações em soldagem, é preferível cordões de solda mais planos e menos convexas, pois conseqüentemente melhoram em resistência a fadiga, assim como em redução de custos. No entanto, em certos casos específicos, cordões com maiores reforços são de interesse por aumentarem a adaptabilidade a aberturas de juntas.

A partir dos resultados obtidos, é possível concluir que o perfil do reforço e largura, em geral podem ser melhorados (reduzindo a convexidade), com o aumento do potencial de oxigênio da mistura gasosa e/ou com a utilização do formato de onda do tipo C que possui base positiva antes do pulso de destacamento, onde nestas condições se alcança maior molhabilidade do metal de base. Em todo caso, como citado anteriormente, em algumas aplicações, como em juntas sobrepostas com abertura entre as chapas, ou situações em que ocorre deformação da junta devido o aporte de calor e consequente aumento da abertura de raiz das juntas, cordões com elevados reforços podem ser mais eficazes na adaptabilidade a tais tipos de união.

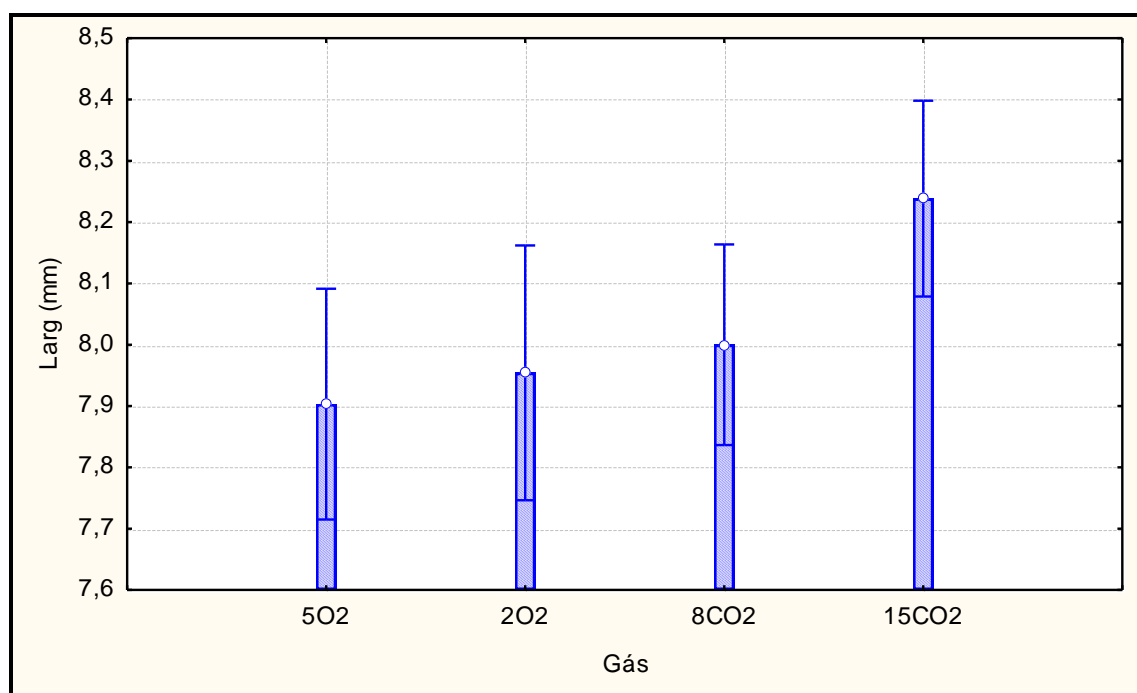


Figura 7.16 – Gráfico da largura em função do tipo de gás de proteção.

Na Tabela 7.8 são apresentados os valores obtidos através de análise de variância (ANOVA) dos resultados para uma confiabilidade de 95%. Foi verificado que os fatores gás de proteção e tipo de onda de corrente utilizados, assim como a interação destes fatores, exercem influência estatística significativa sobre os resultados de características geométricas nas condições estudadas.

Tabela 7.8 - Valores obtidos através da análise estatística de variância dos resultados.

Parâmetro	Reforço	Penetração	Largura
Gás	0,000028	0,000000	0,035125
Onda	0,000245	0,000000	0,000000
Interação	0,000001	0,000000	0,000000

➤ Resultados para características econômicas

Neste trabalho, a avaliação das soldas em simples deposição variando os gases e tipo de onda em MIG/MAG-PV, em relação a suas características econômicas foi definida pela taxa de deposição, taxa de fusão e o rendimento de deposição. A taxa de deposição é a massa do metal de adição depositado por unidade de tempo, numa dada intensidade de corrente, com fator de operação igual a 100%. A taxa de fusão é determinada pela massa de metal fundida por unidade de tempo. Já o rendimento de deposição é a razão entre a massa de metal de solda depositado e a massa consumida do consumível, ou seja, razão entre a taxa de deposição e a taxa de fusão.

A taxa de fusão (TF) é determinada pela massa de metal de arame-eletrodo fundida por unidade de tempo, já a taxa de deposição (TD) é definida como a massa do metal de adição depositada por unidade de tempo, por sua vez o rendimento de deposição (Ren) é dado pela razão entre a taxa de fusão e a taxa de deposição. Contudo, estas características econômicas podem ser calculadas através das Equações 7.8, 7.9 e 7.10, respectivamente.

$$TF = 3,6 \frac{\rho \ell}{t_s} \text{ (kg/h)} \quad (7.8)$$

Onde:

ℓ - Comprimento do arame consumido (m);

ρ - Densidade linear do arame (g/m);

t_s - Tempo de soldagem (s).

$$TD = 3,6 \frac{(M_f - M_i)}{t_s} \text{ (kg/h)} \quad (7.9)$$

Onde:

M_f - Massa final da junta depois da soldagem (g);

M_i - Massa inicial da junta antes da soldagem (g).

$$Ren = \left(\frac{TD}{TF} \right) \times 100 \text{ (%) } \quad (7.10)$$

Onde:

TD - taxa de deposição (kg/h);

TF - Taxa de fusão (kg/h).

Os resultados médios dos valores calculados das características econômicas estão dispostos na Tabela 7.9 para as condições estudadas.

Tabela 7.9 – Resultados médios de características econômicas.

Gás	Onda %EN	TF (kg/h)	TD (kg/h)	Ren (%)
Ar2O₂	B 30	3,22	3,15	97,88
Ar2O₂	B 50	3,56	2,80	78,65
Ar2O₂	C 30	3,32	3,15	94,90
Ar2O₂	C 50	3,58	3,31	92,40
Ar5O₂	B 30	3,12	2,84	91,10
Ar5O₂	B 50	3,40	2,63	77,46
Ar5O₂	C 30	3,19	3,03	94,90
Ar5O₂	C 50	3,40	3,04	89,50
Ar8CO₂	B 30	2,70	2,52	93,42
Ar8CO₂	B 50	2,60	2,43	93,54
Ar8CO₂	C 30	2,80	2,62	93,36
Ar8CO₂	C 50	2,70	2,51	93,00
Ar15CO₂	B 30	2,60	2,23	86,00
Ar15CO₂	B 50	2,62	2,21	84,30
Ar15CO₂	C 30	2,62	2,43	92,77
Ar15CO₂	C 50	2,70	2,53	93,57

Desta forma, na Figura 7.17 é apresentado o resultado da taxa de fusão para os gases estudados. Pode-se observar que os maiores valores foram obtidos para os gases com adição de oxigênio, ao contrário do que era de se esperar, pois o CO₂ quando adicionado ao gás de proteção possui a característica de fornecer arco mais quente (reações exotérmicas) e com maior condutividade térmica. Entretanto, nas condições utilizadas neste trabalho, em que a metodologia de análise em volume constante foi adotada, esta premissa foi prejudicada, já que a corrente média de soldagem utilizada nos

gases com adição de O_2 foram maiores do que quando do uso de CO_2 (variando de 15 a 45A mais altas, conforme apresentado na Tabela 7.6), suprimindo o efeito de maior aquecimento do CO_2 . Ressalta-se que justamente por proporcionar arcos mais quentes, pela metodologia para determinação de parâmetros adotada neste trabalho, quando se utiliza adição de CO_2 na mistura gasosa, menores valores de corrente negativa são necessários para igualar a taxa de fusão em polaridade positiva. Por isso a diferença nos valores de corrente média utilizados e consequentemente a utilização de velocidades de alimentação distintas para se manter o mesmo comprimento de arco. No entanto, estes valores foram corrigidos através da velocidade de soldagem para manter o mesmo volume de material por unidade de comprimento.

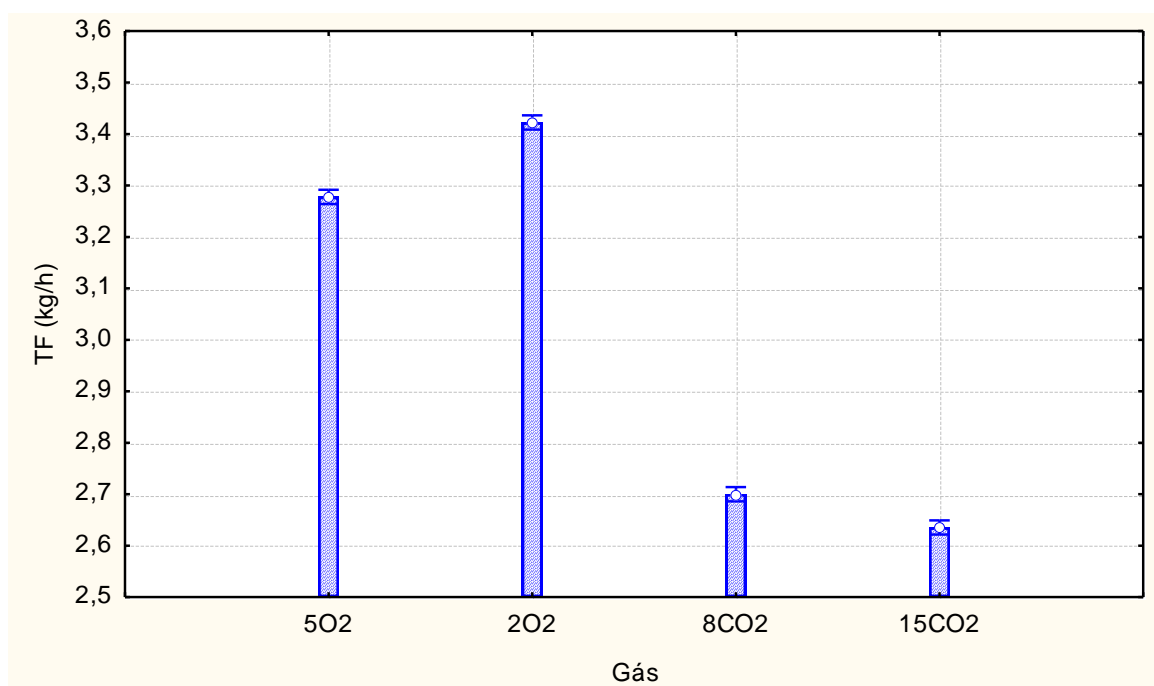


Figura 7.17 – Taxa de fusão em função do gás de proteção.

Em relação ao tipo de onda e %EN, de acordo com a Figura 7.18 a taxa de fusão do arame-eletrodo se torna maior com o aumento do %EN, resultado que está de acordo com o divulgado por diversos autores e é comportamento típico do processo MIG/MAG-PV, pois nestas condições, o maior tempo em que o eletrodo opera em polaridade negativa quando se aumenta o %EN é responsável pelo seu maior aquecimento, resultando em maior taxa de fusão. Além disto, ao se comparar o formato de onda, é possível perceber que o tipo de onda C forneceu maiores valores de taxa de fusão. Sugere-se que tal característica

é devido ao fato de que a pausa após o pulso reduz o aquecimento do arame quando ele está quente. Se a pausa for no início o aquecimento é mais lento inicialmente, mas se mantém até o final. Lembrando que termicamente pela difusão de calor, o aquecimento é, por natureza, mais lento que o resfriamento. Assim, a pausa no início contribui menos para o retardo do aquecimento, do que uma pausa no final que contribuiria mais para o resfriamento. A Figura 7.19 procura ilustrar esta explicação.

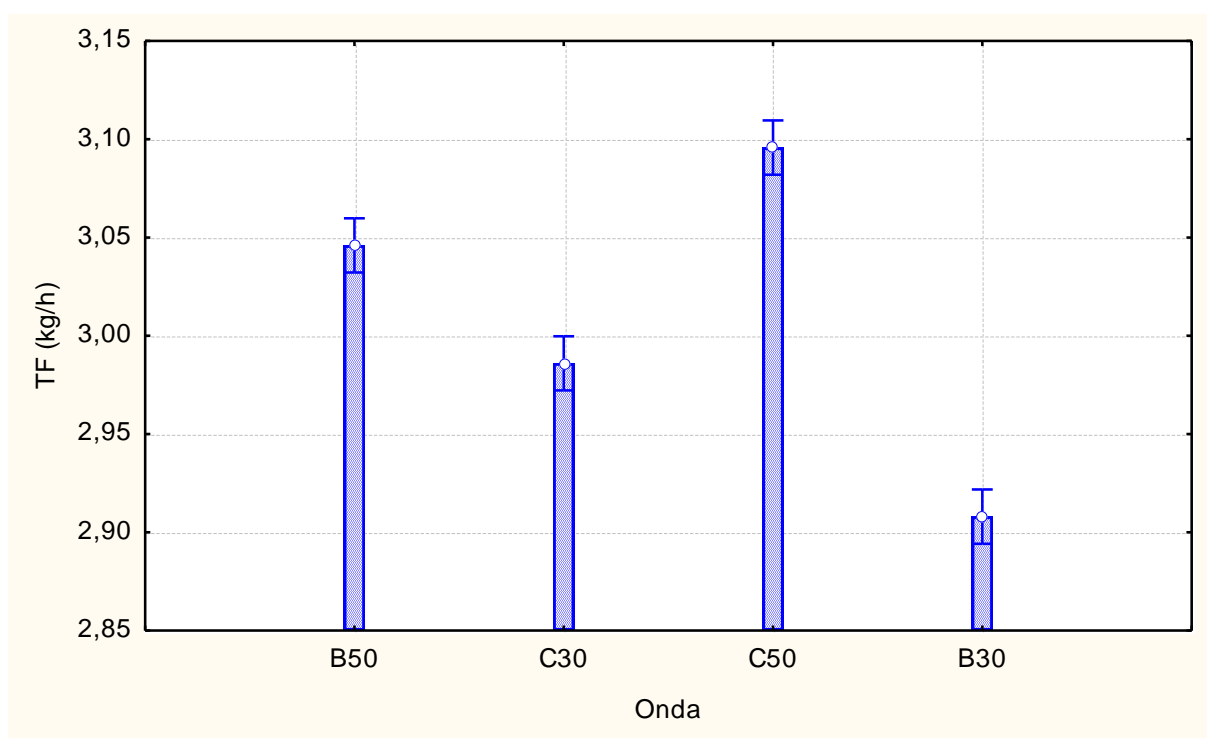


Figura 7.18 – Taxa de fusão em função do formato de onda e %EN.

Outro critério muito importante na seleção de determinado processo de soldagem, consumíveis e parâmetros adotados, seria a taxa de deposição, pois nem todo material que é fundido é adicionado a junta, ocorrendo perdas por respingos (ou salpicos), além da evaporação metálica. Neste sentido, nas Figuras 7.20 e 7.21, são apresentados os efeitos do tipo de gás de proteção e do formato de onda e %EN no processo MIG/MAG-PV, respectivamente, sobre a taxa de deposição.

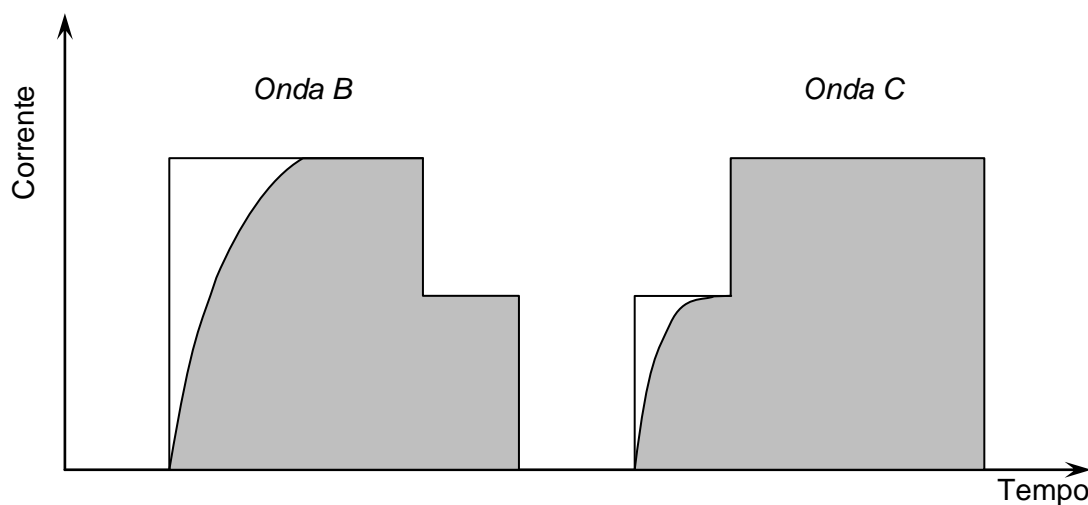


Figura 7.19 – Proposta esquemática para maior taxa de fusão da onda C em comparação à onda B. A parte sombreada representaria uma integral da energia, equivalente ao aquecimento do arame.

Na Figura 7.20, é verificado que a maior taxa de deposição foi alcançada quando o gás Ar-2%O₂ foi utilizado, nesta atmosfera protetora, os melhores resultados de estabilidade de arco e de transferência metálica foram obtidos, desta forma, resultando em menores perdas e maior deposição. Já para os gases com adição de CO₂ na mistura foram observados os menores valores de taxa de deposição, pois como discutido anteriormente, na metodologia utilizada, menores valores de corrente média foram utilizados quando comparados com os executados em atmosfera de Ar-O₂. Portanto, como as taxas de fusão foram menores para Ar-CO₂, devido às menores correntes, suprimindo o efeito de maiores temperaturas em atmosfera com CO₂ devido as reações exotérmicas, a taxa de deposição acompanhou este comportamento.

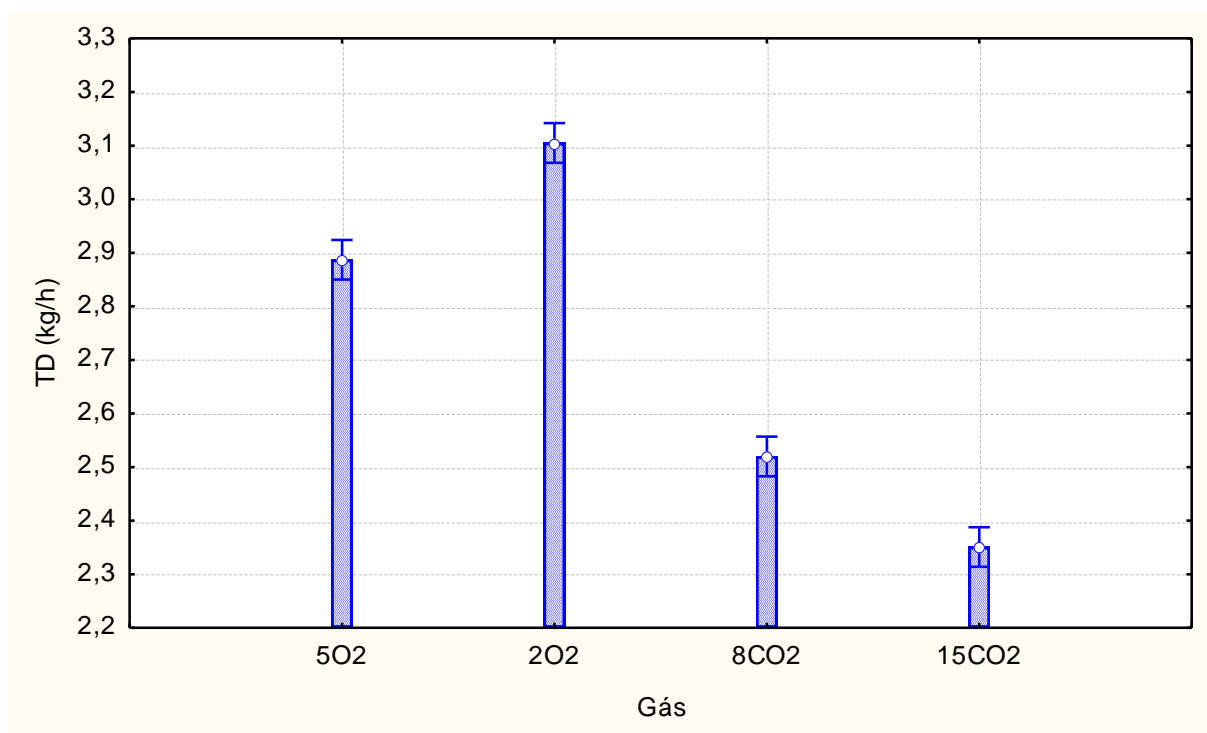


Figura 7.20 – Taxa de deposição em função do tipo de gás de proteção.

Na Figura 7.21 são apresentados os resultados de taxa de deposição em função dos formatos de onda e %EN avaliados. Como afirmado anteriormente na metodologia para determinação de parâmetros, o efeito da “suavização” da transferência, devido a desaceleração da gota, no momento em que atravessa o arco, que ocorre no formato de onda C refletiu em arcos mais estáveis e com transferência mais regular, consequentemente menores perdas foram observadas, justificando, portanto, as mais altas taxas de deposição quando da utilização deste formato de onda. Foi observado ainda um pequeno acréscimo na taxa de deposição com o aumento do %EN para o tipo de onda C, acompanhando o comportamento da taxa de fusão para esta mesma condição.

Já nos formatos de onda B, ainda avaliando o gráfico apresentado na Figura 7.21, houve redução da taxa de deposição com o aumento do %EN ao contrário do que foi observado para a taxa de fusão, este resultado sugere que, de modo geral, ao se elevar o %EN maiores perdas são experimentadas para este formato de onda, sendo mais susceptíveis aos efeitos de repulsão da gota e instabilidades características do uso de polaridade negativa.

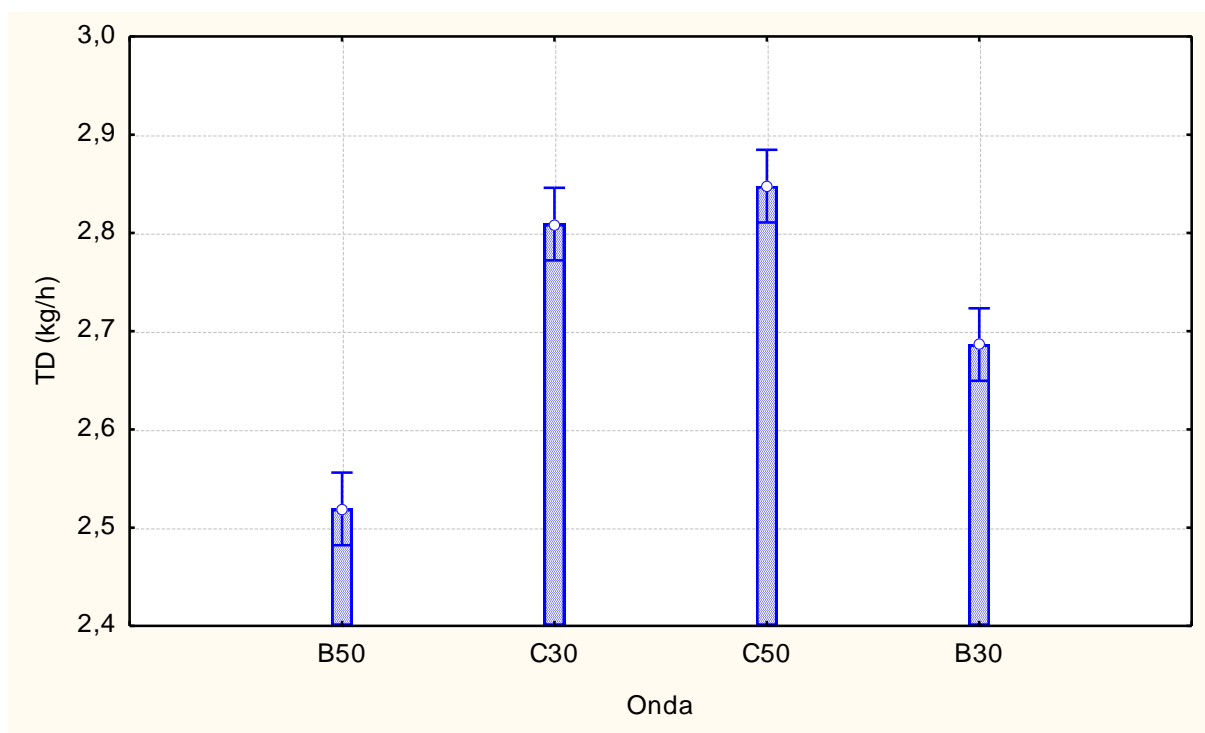


Figura 7.21 – Taxa de deposição em função do formato de onda e %EN.

Finalmente, nas Figuras 7.22 e 7.23 são apresentados os efeitos do tipo de gás de proteção e do formato de onda e %EN em MIG/MAG-PV, sobre o rendimento de deposição do processo. Este parâmetro indica entre as condições utilizadas qual fornece o melhor conjunto de parâmetros que forneça as menores perdas de material.

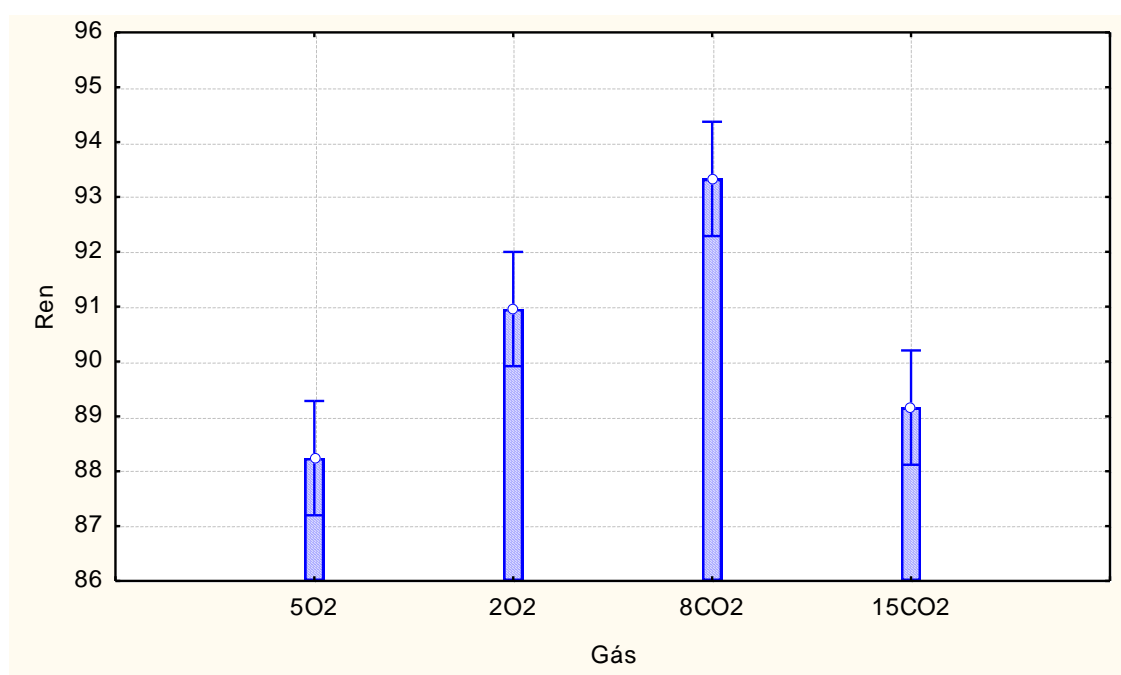


Figura 7.22 – Rendimento de deposição em função do tipo de gás de proteção.

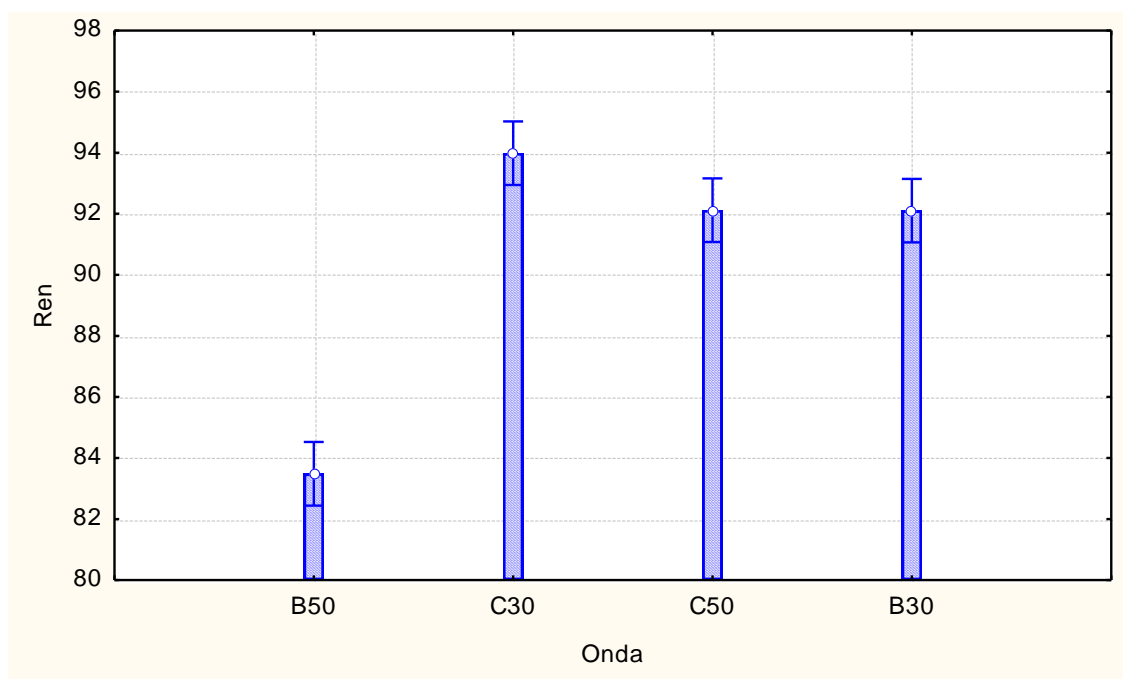


Figura 7.23 – Rendimento de deposição em função do formato de onda e %EN.

De acordo com os resultados obtidos, analisando a Figura 7.22, os maiores rendimentos do processo foram obtidos nas condições onde se utilizou o gás com 8%CO₂ adicionado. Ao contrário do que se esperava, já que a maior estabilidade de arco foi obtida com Ar-2%O₂, este resultado pode ser justificado, talvez pelos maiores níveis de corrente média ao se utilizar O₂ podendo ter intensificado as perdas por evaporação metálica. De qualquer forma, os valores de rendimento encontrados foram satisfatórios com o menor deles próximo de 90%.

É possível perceber que, de acordo com o gráfico da Figura 7.23, há a tendência de reduzir o rendimento de deposição a medida que se aumenta o %EN em MIG/MAG-PV. Possivelmente, este comportamento ocorre devido o aumento do período em que o eletrodo opera em polaridade negativa gerando mais perdas devido a maior instabilidade nestas condições. Foi verificado ainda que, de modo geral, os maiores rendimentos de deposição foram encontrados para as condições onde se utilizou o formato de onda C, confirmando sua maior estabilidade e regularidade na transferência metálica.

A Tabela 7.10 apresenta os resultados de análise de variância, ANOVA, para uma confiabilidade de 95%, sobre os resultados de características econômicas. Nas condições adotadas neste trabalho, os parâmetros gás de proteção, formato de onda e %EN, assim como a interação entre eles exercem influência estatística significativa sobre os resultados de taxa de fusão (TF), taxa de deposição (TD) e rendimento (Ren) estudados.

Tabela 7.10 - Valores obtidos através da análise estatística de variância dos resultados de características econômicas.

	TF	TD	Ren
Gás	0,000000	0,000000	0,000009
Onda	0,000000	0,000000	0,000000
Interação	0,000000	0,000440	0,000000

CAPÍTULO VIII

SOLDAGEM EM JUNTAS

Nesta etapa foi avaliada a aplicabilidade do processo MIG/MAG-PV em juntas sobrepostas e em V (para passe de raiz) para possível emprego em aplicações industriais, servindo como opção para aumento de produtividade.

8.1. Juntas Sobrepostas

8.1.1. Revisão da Literatura

Juntas sobrepostas têm sido amplamente utilizadas para a soldagem de chapas finas nos processos de fabricação de máquinas de transporte, tais como veículos, navios, etc. (TSUGIO et al., 2006). Embora a soldagem a ponto por resistência seja frequentemente utilizada em linhas de montagem de corpo de veículos, sua flexibilidade é considerada limitada, principalmente pela necessidade de acesso de ambos os lados da junta para emprego de menores correntes. Em contrapartida, a soldagem a arco é operada somente sobre um lado dos componentes e tais restrições em projeto são reduzidas. Embora, um novo problema é que a operação de soldagem provavelmente produz a ocorrência de perfurações ou fusão total, devido este ser um tipo de soldagem de uma chapa fina a outra chapa fina com abertura entre elas (MITA e HARADA, 2004).

Soldagem de chapas finas é muito diferente de soldagem de seções espessas, porque durante a soldagem de chapas finas, muitos problemas são experimentados. Estes problemas estão normalmente associados com o aporte térmico. A soldagem geralmente envolve a união pela aplicação de calor para a fusão de metais a serem unidos. Quase todos os processos convencionais de soldagem a arco oferecem aporte térmico elevado, o que por sua vez leva a diversos problemas, tais como perfuração da raiz, deformação, porosidade, flambagem, empenamento e torção das chapas soldadas, crescimento de grãos, a evaporação de elementos úteis presentes no revestimento do metal de base, a

variação da abertura da junta durante a soldagem, geração de fumos a partir do revestimento das chapas, etc. O uso de processo de soldagem, procedimento e técnicas apropriados é uma ferramenta para resolver este problema (KUMAR et al. 2009).

Uma vez que a união de chapas finas é muito utilizada na indústria automobilística, os diversos problemas, tais como perfuração de chapa e distorção, associados a elevados aportes térmicos, têm sido uma preocupação aos fabricantes. Jang et al. (2001) assinala que mesmo em chapas espessas, soldadas em multipasses, as diferenças dimensionais causadas pela deformação durante a solda, faz com que as uniões sejam frequentemente executadas fora de tolerância. Por exemplo, para estar dentro da tolerância, a abertura de raiz deve ser controlada para estar abaixo de 6 mm em juntas de topo com chapas de espessura inferiores a 20 mm, no entanto, aberturas de 30 mm chegam a ser desenvolvidas no campo devido a deformações.

O processo TIG é adequado para unir chapas finas, mas possui a desvantagem de velocidade de soldagem baixa e alto custo do equipamento. Já o processo MIG/MAG oferece a vantagem de soldagem de alta velocidade com versatilidade e capacidade de fazer soldas de alta qualidade. Desde a sua introdução na década de 1940, muitas melhorias foram feitas aumentando o desempenho e a confiabilidade dos equipamentos para este processo e, especialmente em fontes de energia, alguns importantes avanços têm ocorrido nos últimos anos (KUMAR et al. 2009).

Neste sentido, alguns processos de soldagem a frio (possuem esta denominação devido o baixo aporte térmico) que são derivativos do MIG/MAG convencional, foram desenvolvidos e são sugeridos para suprimir estas dificuldades.

Diversos autores defendem como vantagem notável de processos como o CMT (Cold Metal Transfer), uma forma de curto-circuito controlado, a capacidade extremamente alta de adaptabilidade a abertura de juntas (FENG et al. 2009; HIMMELBAUER, 2005). Além disto, Bruckner et al (2005) também sugerem que devido o baixo aporte térmico, o processo CMT é habilitado para soldagem de materiais dissimilares como aço e alumínio. Era et al. (2008), indicam o processo CBT (Controlled Bridge Transfer), também uma forma de curto-circuito controlado, como adequado para união de juntas sobrepostas fornecendo arco estável e livre de respingos.

Assim como os processos citados acima, o MIG/MAG-PV também é considerado um processo de soldagem a frio, por ser de baixo aporte térmico. Desta forma, foi realizada uma análise da soldagem em junta sobreposta com abertura para avaliar a potencialidade do processo para este tipo de junta.

8.1.2. Metodologia

Neste trabalho, foram realizados testes em junta sobreposta para avaliar a aplicabilidade do processo MIG/MAG-PV, comparando-o com os processos MIG-Pulsado e em Curto-Circuito Convencional, que são apontados pela literatura corrente como adequados a este tipo de junta.

Os gases utilizados foram misturas ricas em Argônio, com adição de 2%O₂ e 8%CO₂, sempre com vazão de 15 l/min. Como metais de base foram utilizadas chapas de aço SAE 1020 com 300 x 60 x 3,2 mm, configuradas em junta sobreposta com espaçamento entre as chapas de 2 mm em todos os testes. A distância bico de contato peça (DBCP) foi mantida constante no valor de 22 mm para todos os testes, valor um pouco superior aos outros testes realizados, que foi de 20 mm, para melhorar o acesso a junta e evitar que o bocal encostasse no corpo de prova. Muito embora se reconheça que este valor não é o mais apropriado para soldagem em curto-circuito, nesta condição haverá aumento da parcela de calor referente ao efeito Joule, devido um maior comprimento energizado do eletrodo.

Como método de comparação foi realizado o estudo das características econômicas dos processos. Para isto, foram medidos o tempo de arco aberto e consumo de arame-eletrodo. Ainda para obter indicativos de efeito do aporte térmico, foram adquiridos valores de temperatura máxima atingida no metal de base através do uso de um termopar tipo K, posicionado no centro do comprimento da chapa superior, e a 10 mm da borda da chapa, conforme indicado na Figura 8.1. Nesta Figura, também pode ser visualizado o ângulo de trabalho da tocha que foi fixo em 45°.

Ressalta-se que os processos de soldagem e suas variações possuem particularidades que tornam difíceis as comparações. Assim, neste trabalho para realizar análise com mais propriedade, minimizando os prejuízos aos processos estudados, os testes foram realizados utilizando duas metodologias, a primeira foi mantendo constante o volume de metal depositado, ou seja, a relação velocidade de alimentação de arame pela velocidade de soldagem (V_a/V_s) que foi atribuído o valor 16,7 para preenchimento adequado da junta, observado em testes preliminares. Em uma segunda metodologia, os testes foram realizados obedecendo ao critério de energia de soldagem constante, onde foram calculados os valores de potência instantânea do arco, determinado conforme apresentado no Item 2.6 de revisão bibliográfica, e ajustou-se estes valores a partir da velocidade de soldagem, que possui influência direta na formação do cordão.

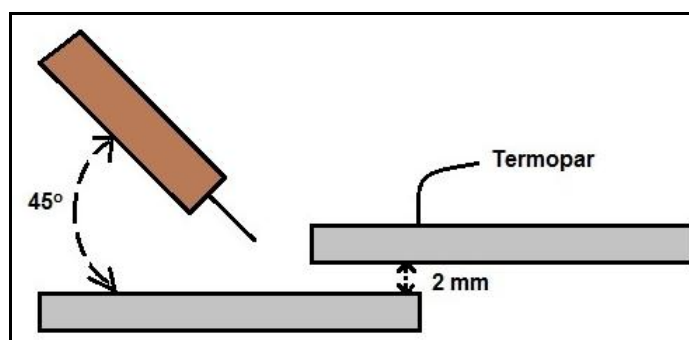


Figura 8.1 – Figura esquemática da junta sobreposta.

Nas indústrias, sempre se deseja reduzir os custos de fabricação de um determinado produto, mantendo-se ou melhorando-se a sua qualidade. Uma alternativa para isto é minimizar o tempo de operação ou o tempo de produção. Para se alcançar este fim, em relação à soldagem, torna-se necessário melhorar a produtividade de trabalho, ou seja, aumentar o rendimento do processo (SUBAN e TUSEK, 2001). A análise do desempenho operacional de um consumível para soldagem a arco voltaico, em relação às suas características econômicas, pode ser definida pela sua taxa de fusão (TF), taxa de deposição (TD) e pelo seu rendimento de deposição (R). Estes parâmetros foram calculados conforme já descrito nas Eqs. (7.8) a (7.10).

8.1.3. Resultados e Discussões

A Tabela 8.1 apresenta os resultados de corrente e tensão média retificada e RMS utilizadas nos testes, assim como os valores de velocidade de alimentação de arame e de velocidade de soldagem utilizados, para os dois gases na metodologia em que se manteve constante a relação V_a/V_s .

Os resultados médios de características econômicas e de temperatura de pico máxima atingida para os gases e processos propostos estão dispostos na Tabela 8.2 para o método onde foi mantido constante a relação V_a/V_s e na Tabela 8.3 para a condição onde se procurou obter condições em que o valor de Energia de soldagem permanecesse constante nos testes.

Realizando análise da temperatura de pico obtida, pode-se observar na Tabela 8.2, que para o gás Argônio-2%O₂, a menor temperatura obtida foi para o processo MIG/MAG-PV com 419°C, este resultado está de acordo com o esperado, já que neste processo, durante o período em que o eletrodo é operado em polaridade negativa, ocorre maior

concentração de calor no eletrodo e com isto o calor imposto sobre a chapa é reduzido. A diferença entre os valores de temperatura de pico obtidos pelo processo em Polaridade Variável e Pulsado para o gás Ar-8%CO₂ já foi mais pronunciado, 120°C, mesmo com níveis de velocidade de alimentação de arame aproximados, este resultado indica maior efeito do baixo aporte térmico experimentado pelo processo MIG/MAG-PV nestas condições. Embora, para este gás a menor temperatura tenha sido observada no processo curto-circuito convencional, justificada pela menor corrente média utilizada neste modo de transferência metálica.

Tabela 8.1 – Parâmetros utilizados

GÁS	Processo	V_a (m/min)	V_s mm/s	I_{med ret} (A)	U_{med ret} (V)	I_{RMS}	U_{RMS}
Ar8CO₂	PV 50%EN	5,6	5,6	156	22	184	23,0
	Pulsado	5,7	5,7	174	27,5	209	27,9
	CC Conv.	3,5	3,5	123	21,2	134	21,7
Ar2O₂	PV 50%EN	6,5	6,5	189	25,9	210	26,4
	Pulsado	5,5	5,5	175	23,2	210	23,6
	CC Conv.	3,5	3,5	138	21,0	144	21,4

Como observado na Tabela 8.3, nos resultados de temperatura máxima atingida utilizando Ar-2%O₂, foi verificado que o menor valor de temperatura foi obtido no processo Pulsado, 330°C, contra 352°C experimentado pelo processo MIG/MAG-PV. Isto decorre do fato de que, apesar de ter-se mantido a mesma energia de soldagem, a corrente média utilizada em MIG/MAG-PV foi maior (205 A) do que no modo Pulsado (180 A), e este parâmetro tem forte influência sobre o calor aportado sobre o metal base. Contudo, ambos os processos obtiveram valores bem menores do que o apresentado para curto-circuito convencional.

Considerando o gás Ar-8%CO₂, ainda na Tabela 8.3, nestas condições o processo MIG/MAG-PV continua com baixos valores de temperatura máxima alcançada, com valor próximo ao atingido pelo processo curto-circuito convencional.

Tabela 8.2 – Resultados mantendo constante a relação $(V_a/V_s)=16,7$.

GÁS	Processo	T (°C)	V_a (m/min)	V_s (mm/s)	TF (kg/h)	TD (kg/h)	*Rend (%)
Ar-2O₂	PV 50%EN	419	6,5	6,5	3,51	3,40	96,94
	Pulsado	452	5,5	5,5	2,97	2,87	96,66
	CC Conv.	422	3,5	3,5	1,89	1,73	91,40
Ar-8%CO₂	PV 50%EN	400	5,6	5,6	3,02	2,84	93,81
	Pulsado	520	5,7	5,7	3,08	2,97	96,64
	CC Conv.	342	3,5	3,5	1,89	1,73	91,57

*Rend = rendimento de deposição.

Contudo, todos os valores de temperatura obtidos, independente da metodologia de comparação adotada neste trabalho, e guardando as devidas diferenças dimensionais do metal de base e posição do termopar entre outros, estão abaixo dos encontrados por Santos (2008), que obteve valores em torno de 700°C de temperatura máxima soldando com MIG/MAG Pulsado e MIG/MAG-PV em simples deposição em chapas de 3,2 mm.

Santos (2008) lembra ainda, que em recuperação de dutos em operação na área de petróleo, o limite de temperatura estabelecido como condição de risco de perfuração dos dutos é de 980°C na parte interna, o que sugere que os processos avaliados (MIG/MAG-PV, Pulsado e Curto-circuito convencional), se for considerada uma distribuição uniforme de calor em um raio de 10 mm, possuem potencial para esta aplicação específica, soldando com folga tubulações onde se teria acima de 10 mm de espessura, necessitando, no entanto, de testes exploratórios aprofundados para confirmação.

Tabela 8.3 – Resultados mantendo constante a energia de soldagem.

GÁS	Processo	T (°C)	V_a (m/min)	V_s (mm/s)	TF (kg/h)	TD (kg/h)	Rend (%)
Ar-2O₂	PV 50%EN	352	6,6	8,0	3,56	3,49	97,84
	Pulsado	330	5,5	7,5	2,97	2,88	97,14
	CC Conv.	480	3,5	2,5	1,89	1,75	92,85
Ar-8%CO₂	PV 50%EN	452	5,6	4,2	3,02	2,87	94,82
	Pulsado	525	5,7	6,1	3,08	2,97	96,55
	CC Conv.	442	3,0	3,0	1,62	1,48	91,19

Em relação aos valores de taxa de fusão de arame obtidos nas Tabelas 8.2 e 8.3 para o gás Ar-8CO₂, e melhor visualizado com o auxílio da Figura 8.2, pode-se perceber que

a taxa de fusão foi ligeiramente maior para o processo Pulsado em detrimento ao MIG/MAG-PV, tanto na metodologia de volume constante, quanto na condição em que foi mantida a energia de soldagem constante. Contudo, vale ressaltar que para este gás, a corrente média utilizada em MIG/MAG-PV foi de 160 A e no modo Pulsado a corrente média foi de 180 A, neste caso, a maior concentração de calor no eletrodo quando operando em polaridade negativa compensou o efeito de menor corrente média conseguindo igualar a taxa de fusão.

Quando o processo foi operado no modo de transferência curto-circuito convencional, os menores valores de taxa de fusão foram obtidos independente do tipo de gás de proteção empregado.

Na Figura 8.2, também pode ser observado que ao se utilizar o gás Ar-2%O₂, se obteve o maior valor de taxa de fusão no processo MIG/MAG-PV, seguido do modo Pulsado e em seguida o Curto-circuito convencional. Fato que confirma a maior taxa de fusão defendida por diversos autores quando Polaridade Variável é utilizada, sugerindo seu emprego quando se deseja aumento de produtividade.

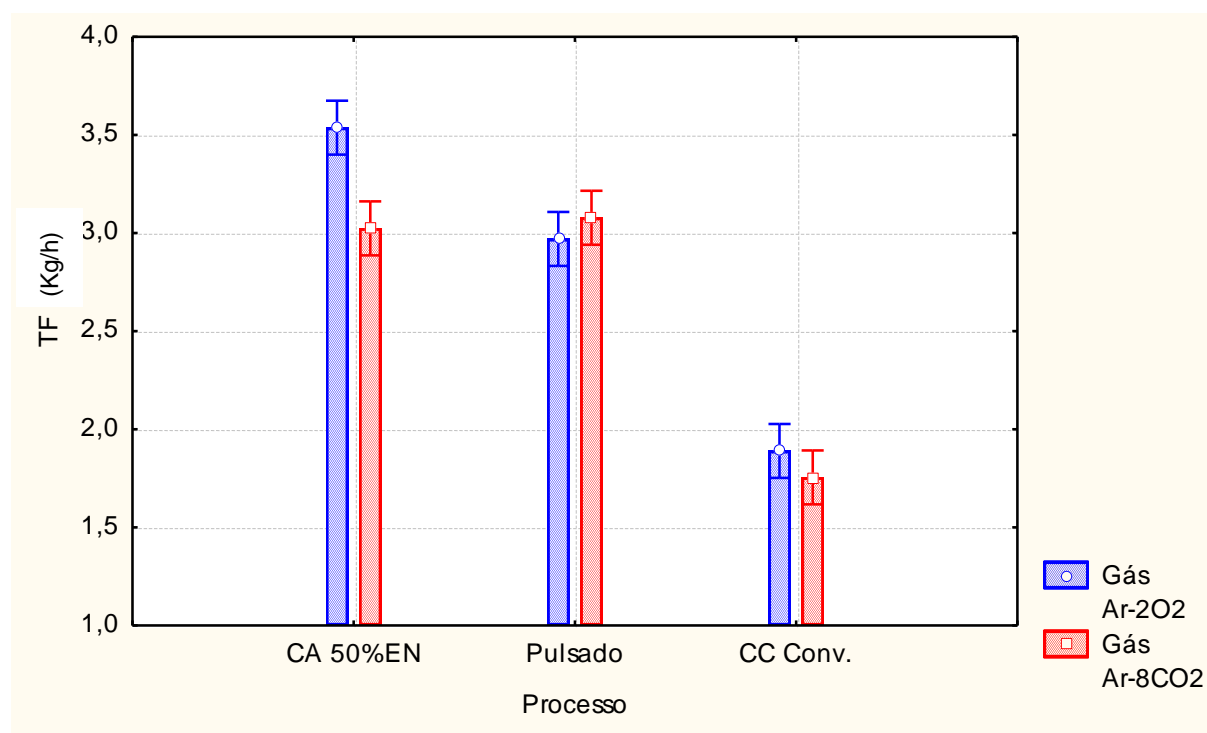


Figura 8.2 – Gráfico do comportamento da taxa de fusão para os processos e gases utilizados.

Como já demonstrado, o gás de proteção tem uma influência significativa sobre o

perfil do cordão de solda e das características de fusão. A área fundida total é aumentada (em uma corrente equivalente) pelo uso de gases que aumentam a energia do arco como o CO_2 , devido à reação exotérmica de oxidação e maior condutividade térmica deste gás, que em geral é conhecido como sendo um arco mais “quente”. Desta forma, a maior taxa de fusão observada em corrente pulsada protegida com Ar-8\%CO_2 quando comparada a proteção realizada por Ar-2\%O_2 já era esperada e está de acordo com a literatura corrente, já que foi utilizada a mesma corrente média e comprimento de arco em ambas situações. Já para os casos onde se utilizou polaridade variável e curto-circuito, este comportamento foi inverso, ou seja, maior taxa de fusão foi apresentada para o gás Ar-2\%O_2 , este resultado pode ser justificado pelos valores diferentes de corrente média utilizados nestas condições, sendo maiores para o gás com O_2 adicionado, que suprimiu o efeito do gás de proteção.

A taxa de deposição seguiu o mesmo comportamento da taxa de fusão, como apresentado na Figura 8.3. Além disto, a estabilidade de arco mais pobre obtida com adição de CO_2 pode ter contribuído para se obter maior taxa de deposição quando utilizada adição de O_2 ao argônio, em MIG/MAG-PV e curto-circuito, principalmente em PV que ainda sofre com ação de forças repulsivas. Já no uso de corrente pulsada, a maior taxa de fusão experimentada em Ar-8\%CO_2 garantiu a maior taxa de deposição nesta condição suprimindo o efeito de menor estabilidade.

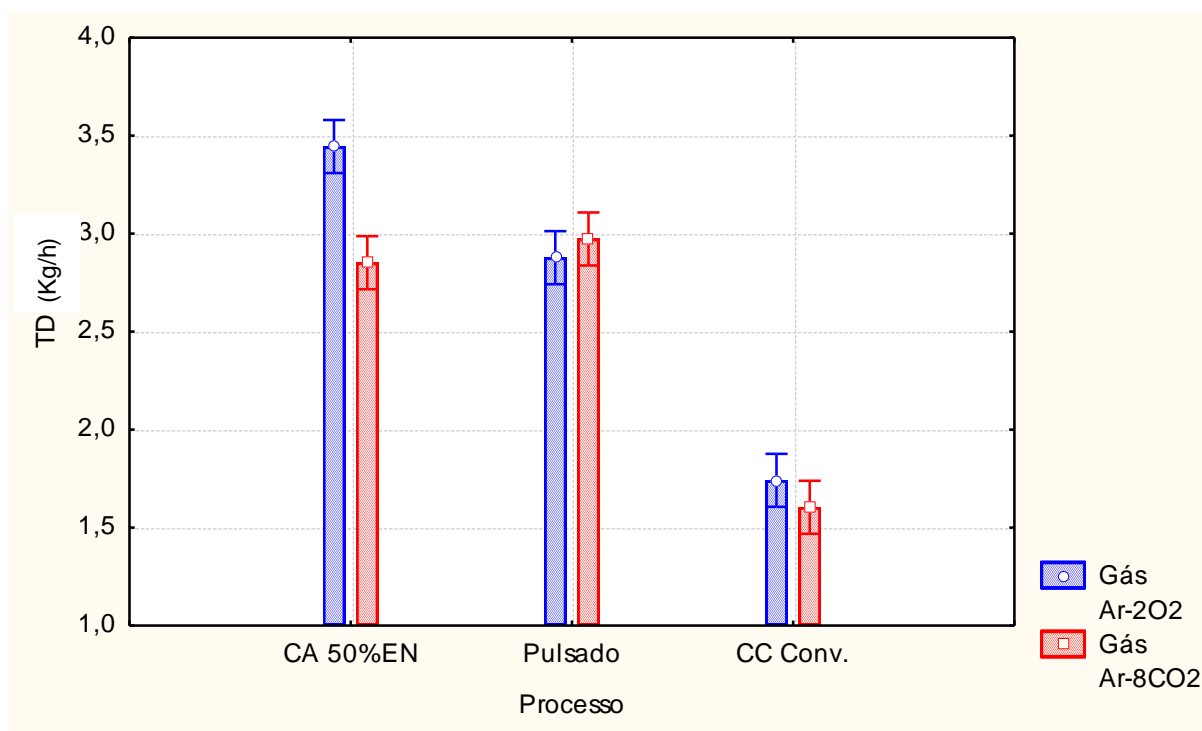


Figura 8.3 – Gráfico do comportamento da taxa de deposição para os processos e gases utilizados.

De acordo com o observado nas Tabelas 8.2 e 8.3, além do gráfico da Figura 8.4, os valores de rendimento obtidos nas condições testadas foram sempre elevados, maiores que 90%, mesmo em curto-circuito convencional. Além disto, ainda de acordo com a Figura 8.4, observa-se que os maiores rendimentos foram obtidos quando do uso de atmosfera protetora de Ar-2%O₂ em todos os processos, este resultado pode ser atribuído a menor estabilidade de arco que é típica do uso de CO₂, que gera maior perda por respingos, além da maior evaporação metálica causada pelo maior aquecimento de arco característico deste gás.

Na Tabela 8.4 são dispostos os resultados de análise estatística de variância dos resultados (ANOVA). Na condição avaliada, com 95% de confiança, os parâmetros estudados e a interação entre eles influenciam significativamente os resultados de todas as variáveis estudadas.

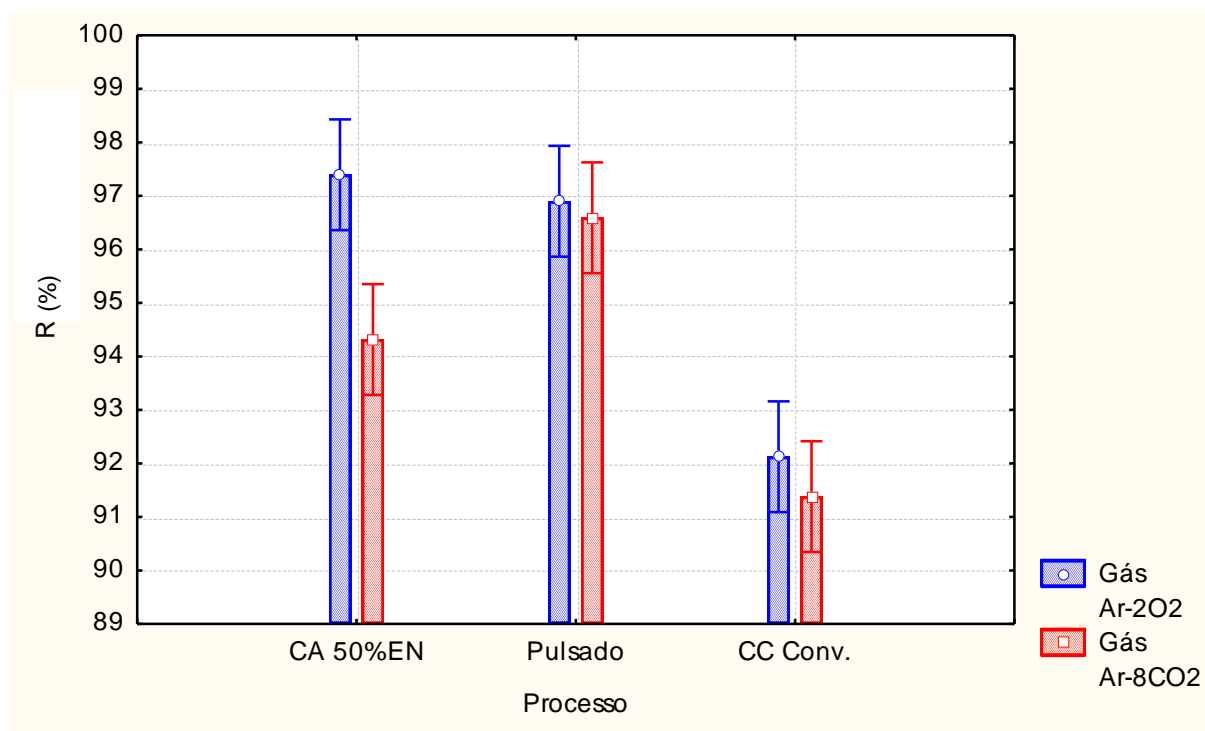


Figura 8.4 – Gráfico do comportamento do rendimento de deposição dos processos para os gases utilizados.

Tabela 8.4 - Valores obtidos através da análise estatística de variância dos resultados.

VARIÁVEL	TF	TD	Rendimento	Penetração
GÁS	0,007781	0,003360	0,007224	0,041173
PROCESSO	0,000000	0,000000	0,000048	0,000000
INTERAÇÃO	0,004264	0,002202	0,034656	0,007039

A avaliação geométrica do cordão de solda em junta sobreposta foi limitada a análise da profundidade da penetração e os resultados são mostrados graficamente com o auxílio da Figura 8.5. Os resultados para curto-circuito indicam que a maior penetração é obtida com gás Ar-8%CO₂, justificado pelo maior aquecimento do metal de base com este gás. O mesmo comportamento foi obtido para o processo em corrente pulsada, porém a diferença foi menos acentuada. Apenas no processo MIG/MAG-PV que a penetração foi maior para o gás Ar-2%O₂, pois nesta condição a corrente média foi bem superior à utilizada em Ar-8%CO₂.

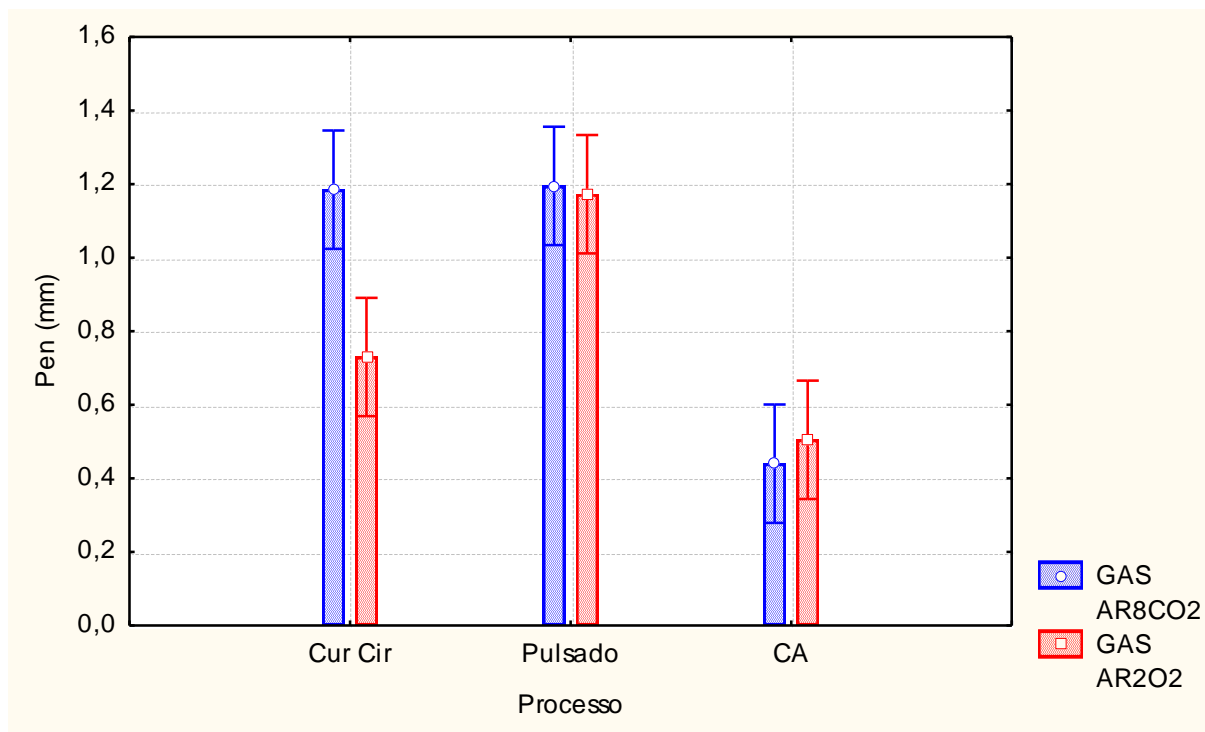


Figura 8.5 – Gráfico do comportamento da penetração do cordão solda de acordo com o processo e gás de proteção utilizado.

As Figuras 8.6 e 8.7 apresentam o perfil dos cordões em juntas sobrepostas para as metodologias adotando energia de soldagem constante e volume constante respectivamente. É possível perceber que nas duas condições, os cordões executados com o processo MIG/MAG-PV apresentaram melhor adaptabilidade à abertura da junta, pois o maior reforço, típico do processo, permitiu o completo preenchimento das juntas alcançando totalmente o topo da chapa superior, resultado que não foi obtido em corrente pulsada. O maior molhamento característico da adição de CO_2 permitiu melhores resultados de preenchimento de junta para o gás Ar-8\%CO_2 em todas as condições, em detrimento do uso de Ar-2\%O_2 que ocasionou cordões mais convexos.

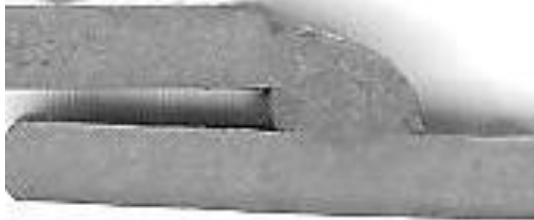





Processo	Ar-8\%CO_2	Ar-2\%O_2
Curto-Circuito Convenc.		
MIG/MAG-Pulsado		
MIG/MAG-PV		

Figura 8.6 – Perfis dos cordões mantendo energia de soldagem constante (como escala adotar espessura das chapas iguais a 3,2 mm).

Apesar do perfil convexo resultante da adição de O_2 ao gás de proteção, quanto maior a altura do reforço, maior é a capacidade de união. Como resultado, aumenta a tolerância à abertura de raiz em MIG/MAG-PV com o aumento da razão %EN, que é de

grande importância em soldar chapas finas, pois devido o calor do processo de soldagem, ocorre deformação do metal base, implicando em variação da abertura de raiz entre as chapas a partir do início da solda ao seu fim.




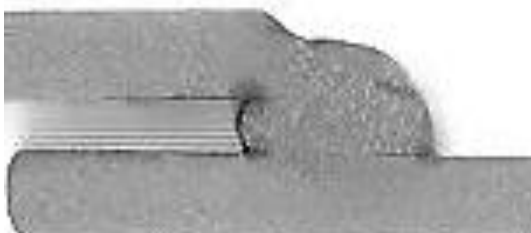

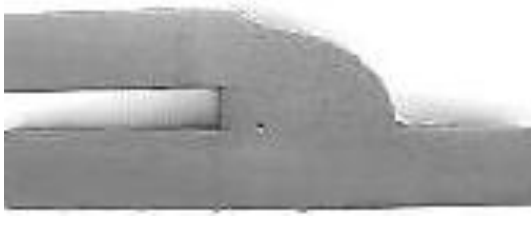
Processo	Ar-8%CO ₂	Ar-2%O ₂
Curto-Circuito Convenc.		
MIG/MAG-Pulsado		
MIG/MAG-PV		

Figura 8.7 – Perfis dos cordões mantendo volume constante ($V_a/V_s = 16,7$) (como escala adotar espessura das chapas iguais a 3,2 mm).

Ueyama et al. (2007), mantendo constante a relação velocidade de alimentação pela velocidade de soldagem, encontraram que a tolerância para abertura de raiz em MIG/MAG-PV em juntas sobrepostas em chapas finas de alumínio, com 1 mm de espessura, foi acima de 1,5 mm, que foi aproximadamente três vezes maior do que a encontrada utilizando MIG pulsado convencional. Estes autores afirmam ainda que, no processo MIG pulsado convencional, foi possível soldar chapas de alumínio com 1 mm de espessura em junta sobreposta sem abertura, sem que ocorresse perfuração da chapa, fato não observado quando aberturas de 1 mm foram empregadas. Nesta condição, a perfuração ocorreu devido o aporte térmico ficar concentrado sobre a chapa inferior porque a abertura não permitiu que a quantidade de metal depositado alcançasse a chapa superior. Enquanto isto, uma junta

sobreposta com abertura de um milímetro pode ser unida facilmente por MIG/MAG-PV devido à quantidade suficiente de metal depositado, o cordão estreito e o reforço de solda alto. O calor imposto é disperso entre ambas as placas superior e inferior, o que evita a perfuração, já que o calor não se concentra apenas na placa inferior (Ueyama et al. 2007).

Na Figura 8.7, pode-se notar na macrografia referente ao processo curto-circuito convencional, utilizando Ar-2O₂ como gás de proteção, a ocorrência de porosidades. Fato não observado em PV nem em Pulsado. Segundo Kumar et al. (2009), baixos níveis de porosidade no metal de solda podem ser atribuídos a mudança na polaridade em cada meio ciclo e a pulsação de corrente. Durante a soldagem MIG/MAG-PV, o eletrodo muda continuamente de positivo para negativo e negativo para positivo, em uma taxa que depende da frequência do ciclo. A mudança na polaridade do eletrodo afeta a força do arco a qual causa a excitação da poça de fusão. O movimento do metal na poça de fusão permite o fácil escapamento do gás absorvido na poça, refletindo em mais baixos níveis de porosidade. Portanto, o uso do processo MIG/MAG-PV é indicado não somente para reduzir aporte térmico, mas também para controlar níveis de porosidade.

8.2. Passe de Raiz em Junta em V

8.2.1. Revisão da Literatura

A raiz de alta integridade com um perfil interno liso é essencial para soldagem de costura e perímetro em tubulações para gás e petróleo. O passe de raiz é geralmente a taxa de controle do processo na construção de tubulações de transporte e a soldagem é normalmente realizada usando uma máquina de solda interna ou braçadeira de cobre-junta em linha de cobre (YAPP & BLACKMAN, 2004).

Como as demandas sobre as estruturas de tubulação para a exploração do oceano, torres de aço, e linhas de tubulação de óleo e água, etc, são crescentes, os requisitos para uma maior produtividade e precisão na fabricação destas estruturas também estão aumentando.

Tolerâncias de fabricação na fase de preparação podem causar quantidades inevitáveis de distorções, excentricidade e desalinhamentos, que produzem uma variação no tamanho da abertura e também no local da união. Portanto, o procedimento do passe de raiz tem sido muito difícil para automatizar e é geralmente realizado por um soldador qualificado. Para atingir a automação completa de soldagem de tubos de aço, o passe de

raiz da solda deve ser automatizado primeiro. A automação do passe de raiz exige a capacidade de ajustar a posição da tocha e as condições de soldagem, e ainda, lidar com uma variedade de estados de raiz (BAE et al. 2002).

A execução de passes de raiz na construção de tubulações é realizada no Brasil em grande parte com os processos Eletrodo Revestido (ER) e/ou TIG, que apresentam características inferiores de produtividade se comparados ao MIG/MAG. Mesmo em pesquisas, uma infinidade de autores ainda utilizam estes processos de baixa produtividade como, Far e Javadi (2008), Baixo e Dutra (2009), Oliveira et al. (2009) e Vasconcellos et al. (2010); talvez por ainda serem, sobretudo no Brasil, os processos mais utilizados.

A eficiência na execução deste passe é considerada um fator chave, que determina a velocidade na qual a linha dutoviária é construída. Uma vez que a soldagem e a inspeção de juntas em dutos exercem influência significativa sobre o cronograma físico e, como decorrência, no custo das obras, otimizações em produtividade provenientes de ganhos em rapidez, qualidade e confiabilidade nesta operação se tornam deveras atrativas para as empresas contratantes e executoras de serviços. Não obstante a inerente menor produtividade, o ER (algumas vezes, também o TIG) vem sendo o processo de escolha para o passe de raiz. Razões para isto se mostram, principalmente, a tradição, o desconhecimento em relação à possibilidade de aplicação do MIG/MAG e a falta de uma interação eficiente entre o soldador e o engenheiro que tenta implementar um novo processo. Outras variantes do MIG/MAG, a transferência goticular (spray) e energia pulsada, têm limitações para esta aplicação, seja por excesso de energia (spray), ou por dificuldade de acesso das gotas ao fundo do chanfro (pulsado) (SILVA et al. 2005).

Ressalta-se que a produtividade tem grande importância, também, no caso de recuperação de tubulações danificadas, restaurando o abastecimento para os clientes da maneira mais rápida possível e reduzindo as perdas dos fornecedores com os menores tempos de parada de produção.

Há uma necessidade de técnicas de alta produtividade para soldagem sem cobre-junta para passe de raiz em materiais com sessões espessas (maiores do que 6 mm) apenas em um lado. Isto por que, pode ser impraticável realizar soldas do lado interno de juntas em muitas fabricações devido à complexidade das partes, acesso restrito para fazer uma solda interna ou para aplicar um sistema de cobre-junta, ou a parte pode não ser facilmente manipulada (MULLIGAN, 2004).

Onde o acesso é permitido é sempre preferível depositar um passe de raiz interno. O uso de máquinas dedicadas à soldagem interna usando o processo MIG/MAG, assim como mostrado na Figura 8.8, é principalmente restrito a aplicações em dutos e soldagem orbital. Este tipo de equipamento só pode ser aplicado em tubos acima de 406 mm de diâmetro

(16") por causa do tamanho.

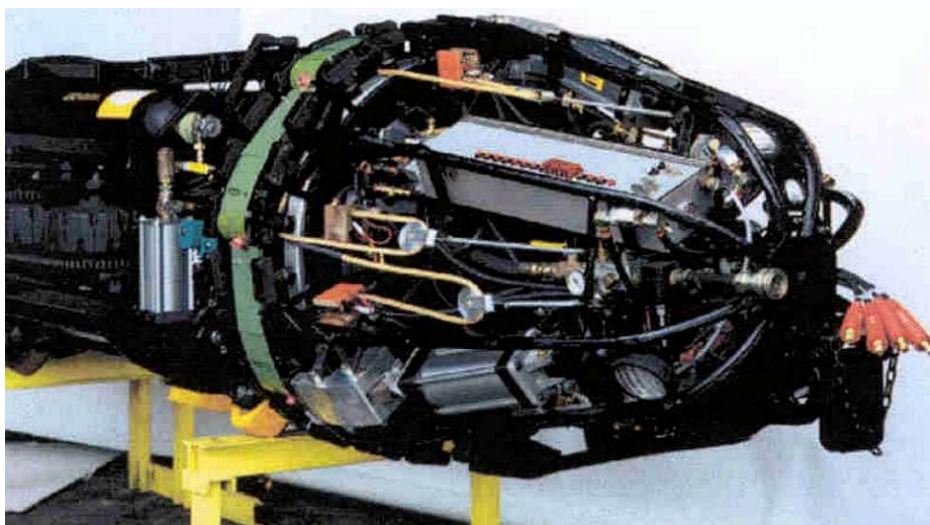


Figura 8.8 – Máquina para soldagem interna de tubulações (MULLIGAN, 2004).

O uso de sistemas de cobre-junta para soldagem externa melhora a tolerância do processo para soldagem de raiz, sendo, portanto a opção preferida para maximizar a produtividade. Para soldagem de tubulações, equipamentos dedicados podem ser usados para diâmetros acima de 150 mm (6"), ver Figura 8.9. Para maioria das aplicações onde o número de soldas ou a complexidade das fabricações não justificam o uso de equipamentos dedicados, sistemas de solda com cobre-junta são normalmente usados, que podem ser permanentes, onde tiras de suporte são fundidas na junta, ou barras temporárias de suporte, as quais são tipicamente feitas de cobre, aço inoxidável ou material cerâmico. Os principais problemas associados com o uso de sistemas de cobre-junta são: (i) manter um estreito contato com o lado interno da junta; (ii) conseguir uma união estanque entre os segmentos do material do cobre-junta; (iii) o arco direto sobre o material do cobre-junta pode causar contaminação da solda. Exemplo deste último incluem choque térmico no suporte cerâmico levando a inclusões de óxidos, ou contaminação de cobre aumentando o risco de trincas de solidificação em aços.

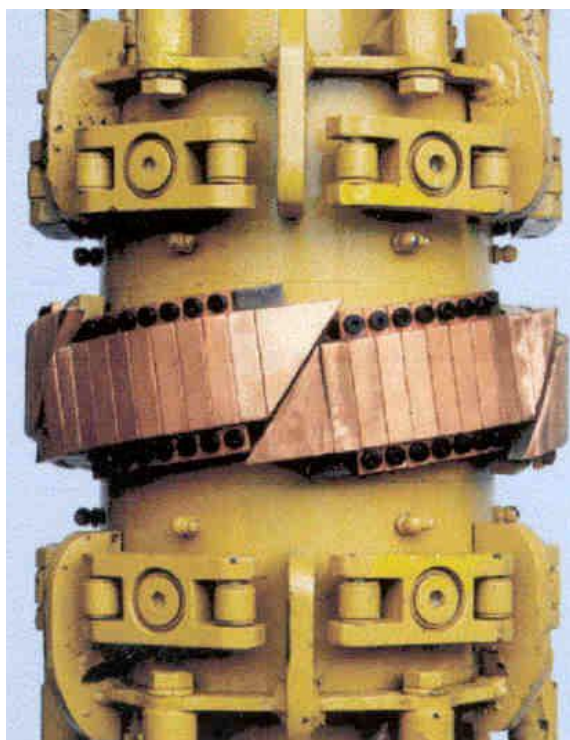


Figura 8.9 – Grampo interno de apoio para soldagem de tubos com cobre-junta de cobre (MULLIGAN, 2004).

A alternativa é usar na preparação da junta uma abertura de raiz tal que dispense o uso de cobre-junta. Embora, o controle do processo e a tolerância requerida para alcançar um passe de raiz consistente e de alta qualidade é muito maior do que a necessária quando as soldas são feitas usando material de cobre-junta.

Neste sentido, o uso do processo MIG/MAG-PV possui grande potencial já que diversos autores defendem sua adaptabilidade a juntas devido as elevadas taxas de deposição.

Com o processo de soldagem MIG/MAG, a operação de soldagem normalmente é feita usando o modo de transferência metálica por curto-circuito quando aplicado em aço, porque a força do arco é muito intensa no modo de transferência spray para ser utilizado em passes de raiz sem cobre-junta. Isto limita a velocidade de alimentação de arame que pode ser usada e desta forma a máxima produtividade. Durante a operação normal do modo de transferência curto-circuito com uma fonte de energia em tensão constante, há algumas incertezas relacionadas com a quantidade de metal transferido em cada curto-circuito, o tempo de arco, o tempo de curto-circuito e pico de corrente. A natureza randômica do curto-circuito junto com a instabilidade do processo e o risco de falta de fusão na raiz e na lateral do chanfro, e geração de respingos são limitações em potencial.

Existe a tendência para a soldagem sem cobre-junta em passes de raiz de um único

lado ser realizada através de um processo de soldagem que envolve um modo controlado de transferência metálica por curto-circuito. Esta tecnologia permite um mais alto grau de controle sobre a forma de onda de corrente em curto-circuito do que aqueles dados pelos métodos tradicionais usando indutância. No processo Surface Tension Transfer (STT®), desenvolvido pela empresa Lincoln Electric, a fonte fornece um preciso controle no formato de onda sobre o ciclo de transferência da gota, conforme indicado na Figura 8.10 para os dois processos. A característica chave deste modificado controle do formato de onda inclui uma redução na corrente imediatamente depois do curto-circuito que toma lugar para assegurar bom contato entre o arame e a poça de fusão, seguido por um rápido aumento controlado da corrente. Há uma rápida redução prévia do pico de corrente para evitar respingos no curto-circuito. Há então um pulso de corrente aplicado para rapidamente reestabelecer o comprimento do arco e promover a fusão adequada. A corrente é então gradualmente reduzida para um nível de base, minimizando a turbulência na poça de fusão, evitando curtos-circuitos descontrolados e controlando a fluidez da poça de fusão.

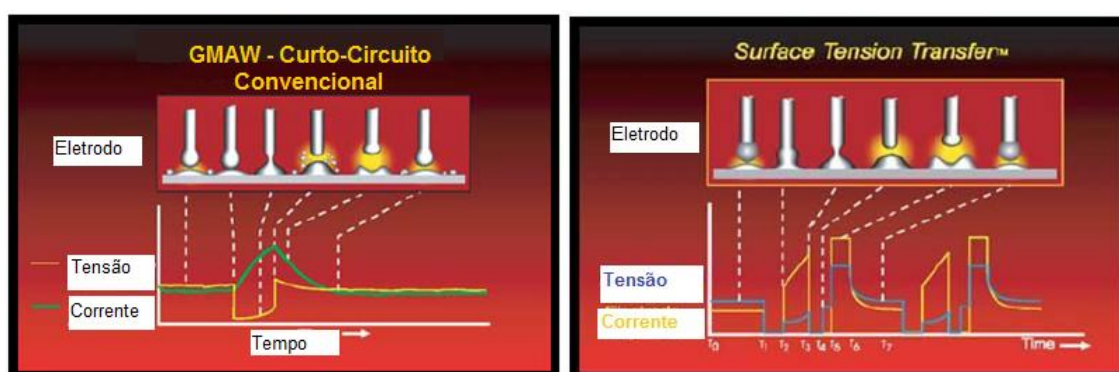


Figura 8.10 - Comportamento do arco elétrico nos processos MIG/MAG convencional e pelo processo STT® (Adaptado de catálogo Lincoln Eletic)

Na Figura 8.11, são apresentados os estágios da transferência metálica em STT. No estágio A, mostrado na figura, uma corrente baixa (50 a 100 A), chamada de corrente de fundo, mantém o arco e controla o calor do metal base. Quando a gota do eletrodo toca a poça de fusão, a corrente é diminuída rapidamente para um valor muito baixo (10 A por 0,75 ms), permitindo que a gota junte-se à poça (neste ponto, o destacamento é governado pela ação da tensão superficial). O estágio C é caracterizado por uma corrente crescente responsável por empurrar a gota para dentro da poça de fusão. Logo após, quando o curto estiver quase sendo cortado, a corrente é reduzida para um valor baixo (50 A em microsegundos), marcando o estágio D, para evitar a “explosão” do líquido e, por

consequência, os respingos. Enquanto o arco se restabelece, uma corrente de pico é aplicada (estágio E). Este “pulso” de corrente determina a altura do arco forçando a poça de fusão para baixo e fundindo de volta o eletrodo para evitar um curto accidental. A corrente então volta à corrente de fundo através do controle Tail-out (taxa na qual a corrente é mudada do pico à corrente de fundo).

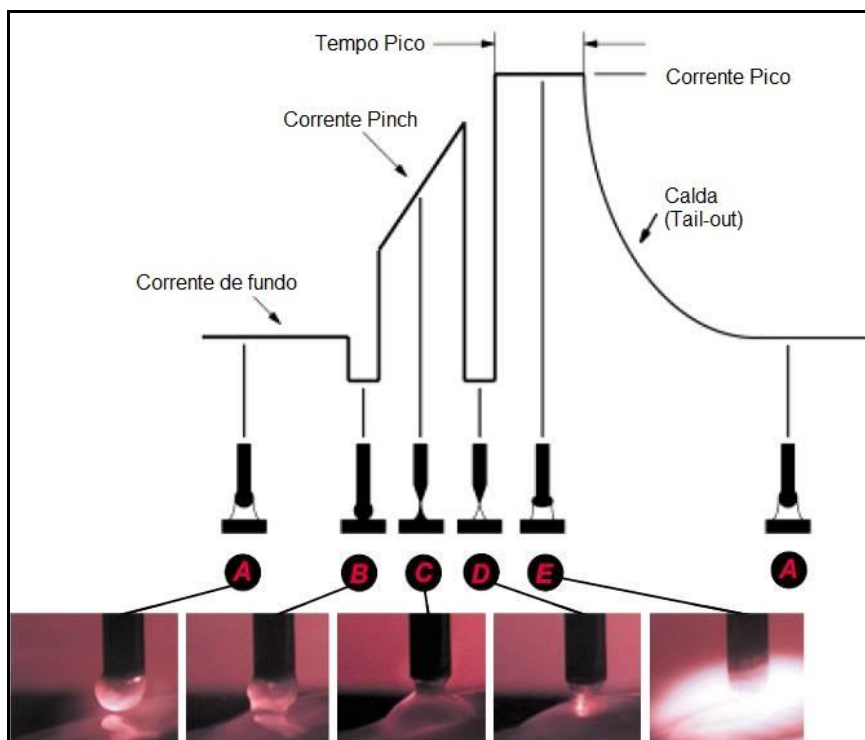


Figura 8.11 - Estágios da transferência metálica em STT (Adaptado de Reis et al. 2007).

Conforme Mulligan (2004), dois recentes desenvolvimentos em tecnologia de soldagem a arco oferecem possibilidade para melhorar a produtividade em passe de raiz sem cobre-junta. Os processos MIG/MAG-PV e o Powder Plasma Arc Welding (PPAW), ambos oferecem ao operador a capacidade de ajustar o aporte térmico independente da deposição do metal de adição. No processo MIG-PV, como já abordado anteriormente, o arame é operado por uma proporção do ciclo de pulso sobre o eletrodo em polaridade negativa. Isto produz um aumento na taxa de fusão e uma redução no aporte térmico ao material base comparado com transferência pulsada convencional em polaridade positiva. A velocidade da alimentação de arame pode ser variada independentemente da corrente média de soldagem alternando a proporção de eletrodo na polaridade negativa na forma de onda do pulso.

Portanto, foram avaliadas as potencialidades dos processos MIG/MAG-PV e STT

para aplicação em passe de raiz em juntas em V que simulam a aplicação em tubulações.

8.2.2. Metodologia

Nesta etapa do trabalho, objetivou-se verificar a aplicabilidade do processo MIG/MAG-PV para o passe de raiz em junta em V, como opção de operação automática e sem (pouca) escória, conferindo boa produtividade e propriedades satisfatórias a este passe de raiz.

A aplicação vislumbrada do resultado deste trabalho consiste no passe de raiz em soldas de topo de dutos chanfrados para construção de tubulações.

Foram avaliados os processos MIG/MAG-PV e STT aplicados ao passe de raiz. No critério de avaliação adotado, diferentes pacotes operacionais foram testados com o intuito de encontrar o melhor desempenho (melhor cordão) para que não houvesse prejuízos aos processos amarrando-se condições como potência do arco por exemplo. Portanto, não se objetivou comparar os processos, mas sim verificar se ambos executam a contento este tipo de união.

Um passe de raiz aceitável foi definido como sendo livre de trincas, imperfeições de fusão como falta de penetração e de fusão lateral, livre de concavidade da raiz, e com um perfil da face do cordão adequado para passes de solda subsequente.

Um estudo da exequibilidade do processo MIG/MAG-PV em passe de raiz em juntas de topo foi realizado em aço carbono SAE 1020. Segundo Hudson (2004), a configuração da junta apresentada na Figura 8.12 representa satisfatoriamente a aplicação em tubulações. Vale ressaltar que a maioria dos ensaios foi realizada em chapas de menor espessura (6,35 mm), visando economia de material, já que não foram executados os passes de enchimento e acabamento. Somente na avaliação final do processo MIG/MAG-PV foi que se utilizou uma junta de espessura 19 mm. Assim, as dimensões da placa de teste foram 250 x 25,4 x 6,35 mm, mas manteve-se o desenho da junta na raiz. Além disto, este tipo de junta é indicado para soldagem externa com cobre-junta, mas testes sem cobre-junta também foram depositados, com o intuito de averiguar se ocorria escorrimento de metal de solda e perfuração total.

O tipo de chanfro proposto por Hudson (2004) adotado neste trabalho sofre com o problema quando da soldagem em chanfro estreito que é o desvio do arco para as paredes do mesmo, originando uma maior deposição do cordão em uma das paredes resultando em um cordão inclinado. Pereira (2000) mostrou no estudo do comportamento do cordão em chanfro estreito que a maior proximidade da ponta do eletrodo às paredes do chanfro do que

com o fundo, promove um desvio das gotas para as paredes do mesmo, causando uma instabilidade na transferência metálica, conforme ilustrado na Figura 8.13.

O arame utilizado em todos os testes foi o da classe AWS ER 70S-6 de 1,2 mm de diâmetro. Como gás de proteção, no processo MIG/MAG-PV foi utilizado $\text{Ar}+8\%\text{CO}_2$ e para o STT foi utilizada a mistura $\text{Ar}+25\%\text{CO}_2$, com uma vazão de 15 l/min para ambos os casos. A distância bico de contato peça (DBCP) foi mantida constante em MIG/MAG-PV em 25 mm e em STT foi de 12 mm.

Para execução dos cordões de solda pelo processo STT foi utilizada uma fonte de soldagem Modelo Power Wave 455M/STT fabricado pela Lincoln Electric, e para realização dos passes de forma automática, foi utilizado um robô Modelo Arc Mate 100i Be do fabricante Fanuc Robot, ambos mostrados na Figura 8.14.

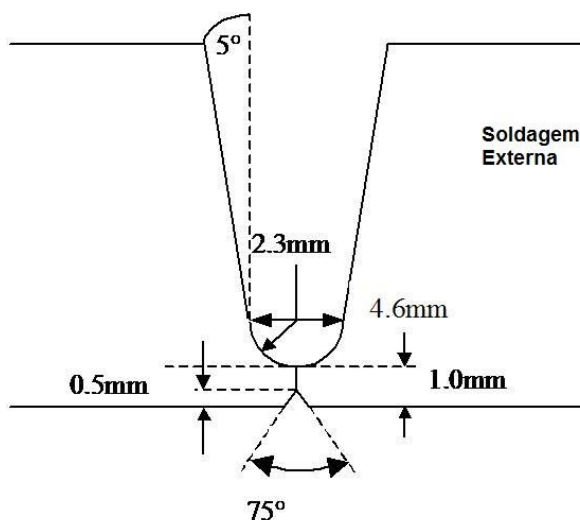


Figura 8.12 – Geometria da junta adotada.

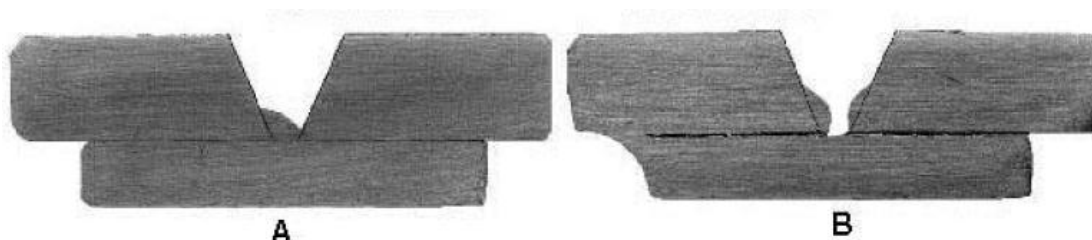


Figura 8.13 – Aspecto da irregularidade do cordão, (A) simples e (B) dupla (Pereira, 2000).



Figura 8.14 – Conjunto Fonte STT e Robô, utilizados nas soldas automáticas.

8.2.3. Resultados e Discussões

Os testes iniciais em STT foram baseados nos parâmetros utilizados por Reis et al. (2007) que trabalharam em juntas de topo com 3 mm de espessura e abertura de raiz de 1,5 mm. No trabalho de Reis et al. (2007), a velocidade de soldagem máxima alcançada (3 mm/s) combinada com a velocidade de alimentação de arame muito baixa (1,8 m/min) conferiram cordões de solda com pouco volume, estreitos e com grande convexidade quando aplicados no chanfro estreito proposto neste trabalho. Além disto, devido o baixo volume de metal depositado, ocorreu em alguns casos o desvio do cordão para a parede do chanfro. Neste sentido, novos testes foram realizados e os melhores resultados foram obtidos utilizando os parâmetros apresentados na Tabela 8.4 para STT.

Tabela 8.4 – Parâmetros em STT.

I_p (A)	I_b (A)	Tail out	V_a	V_s
400	95	10	4,5 m/min	5 mm/s

A Tabela 8.5 apresenta os parâmetros utilizados em MIG/MAG-PV, tipo de onda com base positiva após o pulso. Os depósitos foram realizados com e sem cobre-junta e nas duas condições pode-se perceber que tanto a velocidade de soldagem quanto de alimentação de arame foram maiores no processo MIG/MAG-PV quando comparados aos dados da Tabela 8.4 referentes ao STT. Este fato sugere que há maior potencial para aumento de produtividade no uso de MIG/MAG-PV aplicado a passe de raiz, quando comparado ao STT, mesmo porque, foi utilizado apenas 30%EN em polaridade variável, no entanto, testes de produtividade devem ser executados para confirmação. Com a parcela do período em que o eletrodo opera na polaridade negativa, há a maior concentração de calor no eletrodo, como já foi discutido anteriormente, e acarreta um ganho na taxa de fusão e consequente aumento na deposição de metal.

Tanto o processo STT quanto MIG/MAG-PV apresentaram satisfatória estabilidade de arco como pode ser acompanhado nos oscilogramas de corrente e tensão apresentados nas Figuras 8.15 a 8.18 para STT e MIG/MAG-PV respectivamente. Além disto, todos os cordões tiveram poucos respingos gerados.

Na Tabela 8.6 estão dispostos os resultados de corrente e tensão média retificada e eficaz para as condições e processos utilizados.

Tabela 8.5 - Parâmetros utilizados em MIG/MAG-PV.

Cobre-Junta	I_p (A)	t_p (ms)	I_n (A)	t_n (ms)	I_b (A)	t_b (ms)	%EN	V_a (m/min)	V_s (mm/s)
Sim	300	4	114	2,6	40	2	30	6,0	7
Não	300	4	114	2,6	40	2	30	6,2	10

Tabela 8.6 - Parâmetros medidos em MIG/MAG-PV e STT.

GÁS	Processo	V_a (m/min)	V_s mm/s	I_{med ret} (A)	U_{med ret} (V)	I_{RMS}	U_{RMS}
Ar-25%CO₂	STT	4,5	5	157,6	15,9	192	17,7
Ar-8%CO₂	MIG-PV	6 – 6,2	7 - 10	162,0	28,0	199	29,0

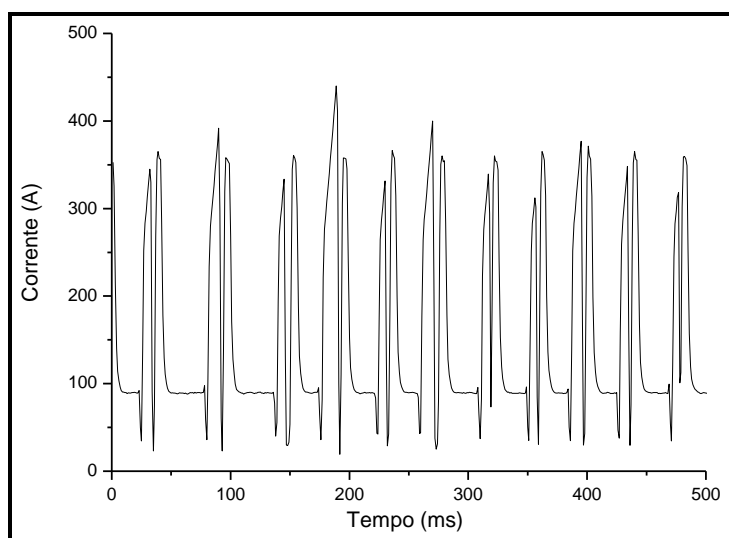


Figura 8.15 – Oscilograma de corrente em STT.

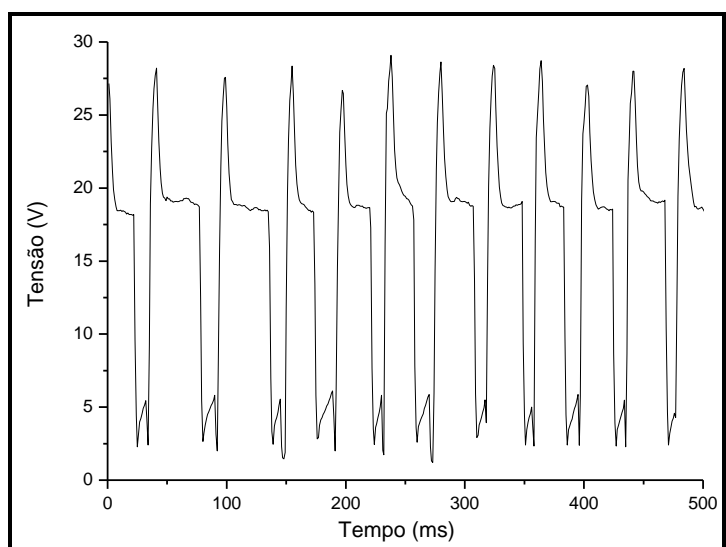


Figura 8.16 – Oscilograma de Tensão em STT.

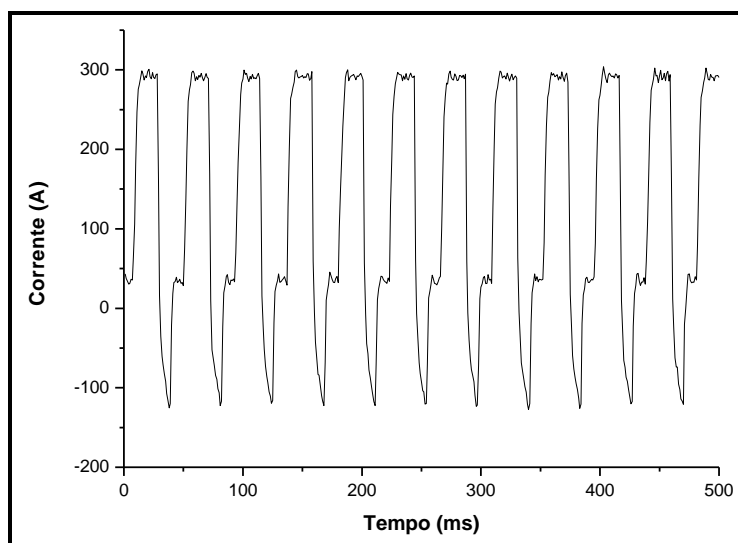


Figura 8.17 – Oscilograma de Corrente em MIG/MAG-PV.

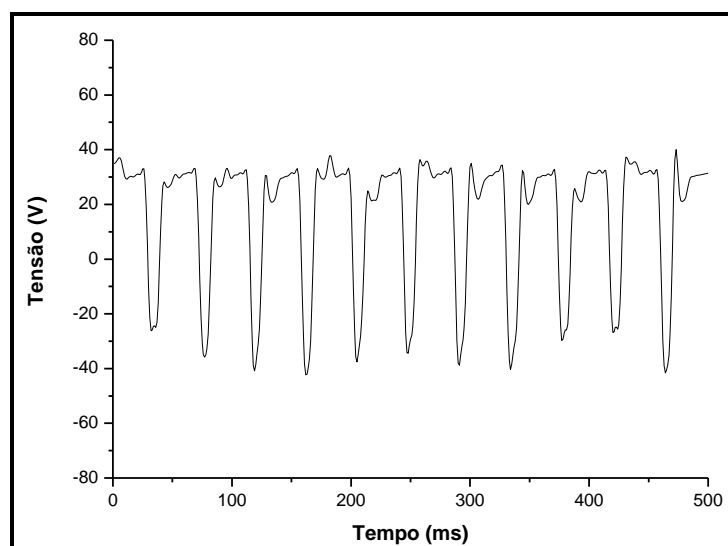


Figura 8.18 – Oscilograma de Tensão em MIG/MAG-PV.

Além de estabilidade de arco dos processos, a qualidade do metal depositado também foi satisfatória, livre de trincas, falhas de fusão, e aspecto superficial adequado para passes subsequentes. Como pode ser observado nas Figuras 8.19 e 8.20 para o processo MIG/MAG-PV e Figura 8.21 para STT. A Figura 8.22 apresenta a macrografia de um cordão de solda típico resultante de soldagem com eletrodo revestido celulósico, pode-se perceber que há geração de mordeduras e grande convexidade na face e raiz do cordão, o perfil da face dificulta a deposição de passes posteriores, pois o torna susceptível a falhas de fusão. Tais discontinuidades não foram observadas em STT nem em MIG/MAG-PV. Fato este, que indica a grande potencialidade destes processos para execução de passe de raiz.

Por fim, a Figura 8.23 apresenta a macrografia de um cordão de solda depositado

por MIG/MAG-PV em junta de 19 mm (3/4") de espessura, conforme desenho esquemático mostrado na Figura 8.12. Apesar de ter sido aplicado em chanfro estreito, não ocorreu desvio do arco e da transferência metálica para as paredes do chanfro. Este fato indica que a inversão de polaridade pode minimizar os efeitos de desvio do arco, além da possibilidade de se variar o comprimento de arco, permitindo que o arco fosse ajustado para um comprimento próximo da poça de fusão, de acordo com o volume de metal depositado, evitando apenas que ocorresse curto-circuito. Desta forma, manteve-se o arco próximo do fundo e não só da parede do chanfro.

A avaliação completa da aplicabilidade do MIG/MAG-PV em passes de raiz de tubulações e à recuperação de dutos em operação demanda estudos futuros, que devem considerar outras condições limitantes, tais como, posições de soldagem e resistência mecânica, que embora sejam considerações imprescindíveis para estabelecer um parecer quanto à aplicabilidade do processo, não foi objeto do presente trabalho.

Avaliando os resultados, conclui-se que a aplicação dos processos MIG/MAG-PV e STT para o passe de raiz na solda de tubulações em substituição ao Eletrodo Revestido são, potencialmente, técnica e economicamente recomendável. Ressalta-se ainda, que o processo MIG/MAG-PV, nas condições avaliadas, e com valores de corrente aproximados apresentou indicativos de maior produtividade, como maiores velocidades de alimentação e de soldagem, quando comparado ao STT. No entanto, ajustes de parâmetros podem ser realizados em STT tornando-o mais produtivo. Portanto, apesar dos indicativos, uma investigação mais criteriosa das características econômicas dos processos se faz necessário, mas não estava no escopo deste trabalho. Além disto, todos os cordões foram depositados na posição plana que é de mais fácil exequibilidade, a avaliação do comportamento do processo em outras posições de soldagem fica sugerido como trabalhos futuros.

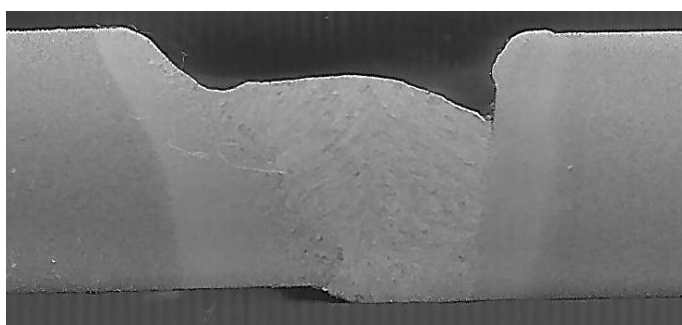


Figura 8.19 – Macrografia do passe raiz com cobre-junta em MIG/MAG-PV (como escala adotar espessura da chapa de 6,35 mm).

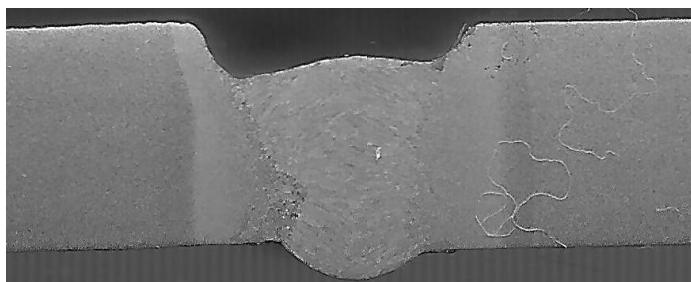


Figura 8.20 – Macrografia do passe raiz sem cobre-junta em MIG/MAG-PV (como escala adotar espessura da chapa de 6,35 mm).

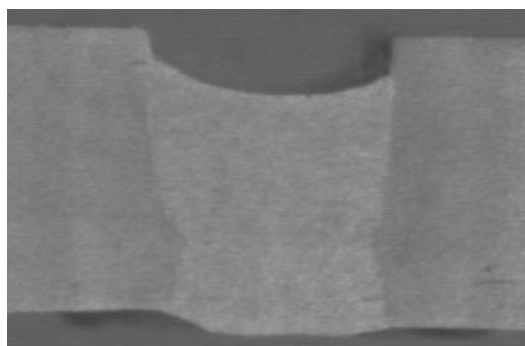


Figura 8.21 – Macrografia do passe raiz com cobre-junta em STT (como escala adotar espessura da chapa de 6,35 mm).



Figura 8.22 – Macrografia da seção transversal de um passe de raiz normalmente resultante do ER celulósico (Silva et al, 2005).

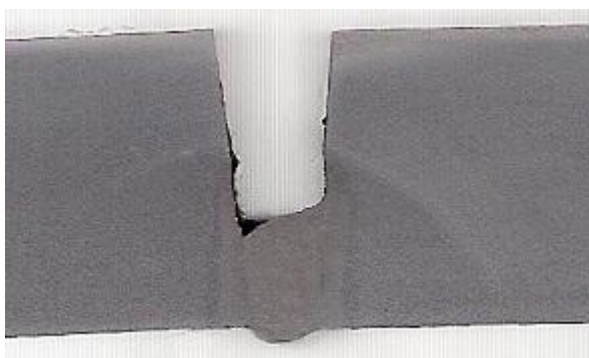


Figura 8.23 – Macrografia do passe raiz sem cobre-junta em MIG/MAG-PV (como escala adotar espessura da chapa de 19 mm).

CAPÍTULO IX

CONCLUSÕES

As conclusões a respeito do processo MIG/MAG-PV, nas condições estudadas neste trabalho, estão listadas a seguir em função dos assuntos investigados.

a) Com relação ao estudo do consumo é possível concluir que:

➤ A operação com o eletrodo negativo resulta em uma tendência de aumento do coeficiente α e de redução do coeficiente β em relação à operação com o eletrodo positivo. Desta forma, a contribuição do aquecimento pelo arco tende a ser maior na soldagem com o eletrodo negativo e, inversamente, a contribuição do efeito joule tende a ser mais significativa na soldagem com o eletrodo positivo.

b) Pelo estudo da escalada de arco é possível concluir que:

➤ Fazendo comparação somente entre os gases de mesma natureza, embora em teores diferentes, nota-se que em todas as situações o que possui menor teor de oxigênio obriga o arco saltar mais para a parte sólida do eletrodo em busca de mais óxidos (pontos catódicos para emissão por campo);

➤ Baixos níveis de corrente de soldagem em CCEN inibem o fenômeno de escalada de arco, sendo prejudiciais ao aumento de taxa de fusão característico deste processo;

➤ Menores teores de oxigênio no gás de proteção ou menores valores de Potencial de Oxigênio (PO) do gás são favoráveis para a escalada do arco em busca de óxidos na parte sólida do eletrodo;

➤ Valores maiores de escalada de arco refletem em maior aquecimento do eletrodo e maior taxa de fusão;

➤ Nas situações de maior escalada de arco para uma mesma corrente, o calor foi mais efetivamente distribuído no eletrodo, evitando superaquecimento e resultando em menor penetração.

c) Avaliando o estudo das características cinemáticas da transferência metálica é possível concluir que:

- Embora o formato de onda C forneça menor quantidade de respingos, devido a desaceleração da gota, o maior tempo em transferência faz com que a gota seja mais aquecida do que na transferência pelo formato de onda B, causando maior penetração;
- Em geral, avaliando o mesmo %EN, foram encontrados valores aproximados de velocidade de chegada das gotas;
- Para o formato de onda C em 50%EN os melhores resultados de cinemática das gotas foram encontrados, com velocidades de chegada bem regulares.

d) Com relação à metodologia para determinação de pacotes operacionais é possível concluir que:

- O conhecimento da Equação da Taxa de Fusão nas polaridades positiva e negativa auxilia na seleção de parâmetros em MIG/MAG-PV que forneçam arco voltaico de comprimento constante e mais estável;
- Na metodologia proposta, a base positiva antes e após o pulso (onda D) é benéfica para evitar mudanças bruscas de polaridade, mas para %EN mais altas (> 70%EN) faz necessário tempos negativos longos que geram muita instabilidade;
- As ondas B e C fornecem arcos estáveis e com UGPP. No entanto, a base antes do pulso (onda C) é mais efetiva para evitar respingos e produz maior penetração independente do tipo de gás de proteção utilizado;
- Há uma redução da penetração com o aumento do %EN devido à redução do aporte térmico, o que permite aplicação, por exemplo, em soldagem de chapas finas ou em soldas de revestimento;
- É possível selecionar a combinação de formato de onda e %EN mais adequado dependendo da aplicação, a partir das equações apresentadas para prever a geometria do cordão;
- A metodologia proposta para determinação de parâmetros resultou em satisfatória estabilidade, sendo os melhores resultados obtidos com o formato de onda C;
- A adição de CO₂ no gás de proteção reduz a convexidade do cordão, contudo prejudica o aspecto superficial;
- O perfil do reforço e largura, em geral podem ser melhorados (reduzindo a convexidade), com o aumento do potencial de oxigênio da mistura gasosa e/ou com a

utilização do formato de onda do tipo C que possui base positiva antes do pulso de destacamento, alcançando nestas condições maior molhabilidade;

➤ Os maiores valores de rendimento de deposição do processo MIG/MAG-PV nos gases estudados foram obtidos nas condições onde se utilizou o formato de onda C, confirmando sua maior estabilidade e regularidade na transferência metálica;

➤ Independente das forças repulsivas geradas quando da utilização de CO_2 , elevados valores de rendimento de deposição foram obtidos para a mistura Ar-8\%CO_2 . Além disto, mesmo em Ar-15\%CO_2 resultados satisfatórios de rendimento de deposição foram encontrados.

e) Avaliando-se o estudo da aplicação em juntas é possível concluir que:

➤ O processo MIG/MAG-PV, apresentou satisfatória produtividade para união de juntas sobrepostas, sendo o melhor desempenho em taxa de fusão obtido com a utilização do gás de proteção Ar+2\%O_2 , com resultados superiores aos encontrados quando da utilização de transferência nos modos pulsado e em curto-circuito convencional;

➤ A característica de baixo aporte térmico e elevada taxa de fusão, habilita o processo MIG/MAG-PV para soldagem em juntas com aberturas e de baixa espessura;

➤ Os baixos valores de temperatura máxima atingida no metal de base, nas condições estudadas, permitem sugerir que o processo MIG/MAG-PV, possui grandes potencialidades para aplicação em recuperação de dutos em operação;

➤ O processo MIG/MAG-PV apresentou potencial para utilização em passes de raiz em tubulações, com elevada produtividade.

CAPÍTULO X

TRABALHOS FUTUROS

Para complementar os estudos realizados neste trabalho, sugerem-se os seguintes temas:

- Realizar estudos do comportamento térmico do processo, como medir temperatura da gota para elucidar o porquê do maior aquecimento para o formato de onda C do que na onda B, e confirmar se é devido ao maior tempo em transferência. Além disto, pode-se utilizar a câmera termográfica para verificar no corpo de prova o comportamento do aquecimento em vários processos de baixo aporte térmico (MIG/MAG-PV, Pulsado, CC convencional, STT, etc.) mantendo constante a energia de soldagem.
- Nesta mesma linha de determinação do comportamento térmico do processo, realizar medições do aporte térmico via calorimetria, que a partir de 2011 passa a estar disponível no Laprosolda;
- Avaliar o comportamento das propriedades mecânicas e integridade das juntas soldadas pelo processo MIG/MAG-PV, através de ensaios destrutivos e não destrutivos.
- Executar soldas fora da posição plana em juntas que simulem a aplicação em tubulações aprofundando o estudo do processo neste tema, com controle de descontinuidades, aporte térmico, etc. dentro do que é previsto em normas, para verificar a operacionalidade do processo em aplicações de união e recuperação de tubulações.
- Realizar um estudo completo sobre a potencialidade do processo MIG/MAG-PV para aplicação na recuperação de dutos em operação, pois as perdas nas paradas de produção são substanciais. Além disto, as limitações para aplicação em linha viva, como espessura de parede desgastada e temperatura estão dentro dos limites atendidos pelo processo.
- Um dos grandes desafios enfrentados pela indústria automotiva, por exemplo, é a união de materiais dissimilares como alumínio e aço. Neste sentido, o baixo aporte

térmico característico do processo com polaridade variável justifica uma investigação da aplicação nesta área.

➤ No processo MIG/MAG Duplo Arame, um dos problemas enfrentados seria a atração por desvio magnético sofrido entre os arcos que causa grande instabilidade. Sugere-se então, uma avaliação da aplicação em ao menos um dos eletrodos em MIG/MAG-PV como tentativa de minimizar o desvio de arco.

➤ Desenvolver um modelo matemático para modelar a taxa de fusão em vários formatos de onda e %EN.

CAPÍTULO XI

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AGA, **Gas Handbook**, 1985, 582 p.

ALLEN, T. T; RICHARDSON, R. W; TAGLIABUE, D. P; MAUL, G. P. Statistical Process Design for Robotic GMA Welding of Sheet Metal. **Welding Journal**, May 2002.

BAE, K. Y; LEE, T. H; AHN, K. C; An Optical Sensing System for Seam Tracking and Weld Pool Control in Gas Metal Arc Welding of Steel Pipe; **Journal of Materials Processing Technology** 120 (2002) 458–465.

BAIXO, C. E. I; DUTRA, J. C; Efeito do Gás de Proteção e do Modo de Transferência na Aplicação da Liga 625 em Aço Carbono; *Soldagem&Inspeção*; São Paulo, Vol. 14, No. 4, p.313-319, Out/Dez 2009.

BLANK, P. R. F., DUTRA J. C., Manual de instruções INVERSAL 450, UFSC, 1998

BOSWORTH, M.R., Effective Heat Input in Pulsed Current Gas Metal Arc Welding With Solid Wire Electrodes, *Welding Journal*, USA, vol.70, n.5, p.111-117, Mai 1991.

BRUCKNER, J; HIMMELBAUER, K; Potential Areas of Use for the CMT Process, Notably in Joining Steel to Aluminium; XII – 1846 – 05; 2005.

CHURCH, J.G; IMAIZUMI, H; T.I.M.E. Process; IIW/IIS Doc. XII-1199-90, 1990.

CIRINO, L. M. 2009, 112 f. ESTUDO DOS EFEITOS DA POLARIDADE NA SOLDAGEM COM CORRENTE CONTÍNUA E ALTERNADA PELOS PROCESSOS TIG E MIG/MAG, Dissertação (Mestrado em Engenharia). Universidade Federal de Santa Catarina – UFSC.

DILTNEY, U., KILLING, R. Heat Input for Pulsed GMAW, Welding Design and Fabrication, vol.63, n.9, p.51-53, Set 1990.

DUTRA, J. C; Transferência Metálica por Curto-Circuito – Fontes de Soldagem versus Gases do Arco; **Soldagem&Inspeção**; Vol. 13, Nº 1 [Jan / Mar] 2008.

ERA, T; IDE, A; UEZONO, T; UEYAMA, T; HIRATA, Y; Controlled Bridge Transfer (CBT) Gas Metal Arc Process for Steel Sheets Joining; Science and Technology of Welding & Joining, Volume 14, Number 6, August 2009 , pp. 493-499(7)

ERA, T; UEYAMA, T; BROOKS, M; Welding Steel Sheet with a Modified Short Circuiting Process; Welding Journal; December, 2008.

FAR, I. S; JAVADI, Y; Influence of welding sequence on welding distortions in pipes; International Journal of Pressure Vessels and Piping 85 (2008) 265–274.

FENG, J; ZHANG, H; HE, P; The CMT Short-Circuiting Metal Transfer Process and its Use in Thin Aluminium Sheets Welding; Materials and Design 30 (2009) 1850 1852.

FUJIMURA, K. et al. Estimation of Contact Tip-Workpiece Distance in Gas Shielded Metal Arc Welding. Welding International, Cambridge, n.6, p.522-528, 1988.

GERRITSEN, C. H. J. Single-sided Welding of Thin Galvanised Sheet to Hydroformed Tube for Automotive Applications. 741/2002 – TWI. April 2002.

GHO, J.S; CHAE, Y.M; CHOE, G.H; LEE, F.C; Improved Welding Performances of CO₂ Inverter Arc Welding Machine by Constant Wire Feeding Speed Control; EPE – 1999 – LAUSANNE.

GHOSH, P. K; DORN, L; MARC H'UBNER, GOYAL, V.K; Arc Characteristics and Behaviour of Metal Transfer in Pulsed Current GMA Welding of Aluminium Alloy Journal of Materials Processing Technology 194 (2007) 163–175.

GOHR Jr, R. Novos Métodos de Controle da Soldagem MIG/MAG, 2002. 165p. Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Santa Catarina. Brasil.

HALMOY, E. Wire Melting Rate, Droplet Temperature, and Effective Anode Melting Potential. In: INT. CONF. ARC PHYSICS AND WELD POOL BEHAVIOUR, 1979, Londres.Proceedings... TWI. p.49-57.

HARADA, S; UEYAMA, T; MITA, T; INNAMI T; USHIO M. The State-of-the Art of AC GMAW Process in Japan. IIW Doc. XII-1589-99. July 1999.

HARWIG, D. D. Arc Behavior and Melting Rate in the VP-GMAW Process: 2000. 221p. PhD Dissertation – Cranfield University, England.

HILTUNEM, V.; PIETIKÄINEN, J. Investigations and Observations on Material Transfer in Metal-Inert-Gas (MIG) Welding. Arc Physics and Weld Pool Behaviour. p. 147-163,1979.

HIMMELBAUER, K; The CMT-Process – A Revolution in Welding Technology; IIW Doc. No. XII-1875-05; 2005.

HIRATA, Y. Physics of Welding (III) - Melting Rate and Temperature Distribution of Electrode Wire. Welding International, Cambridge, v.9, n.5, p.348-351, 1995.

HU, J; TSAI, H. L; Heat and mass transfer in gas metal arc welding Part I The arc. International Journal of Heat and Mass Transfer; 50 (2007) 833–846.

HUDSON, M. G; “Welding of X100 Linepipe”; Ph.D. thesis, Cranfield University; 2004.

ISO 17662; Welding — Calibration, verification and validation of equipment used for welding, including ancillary activities, 2005, 38p.

JANG, G. B; KIM, H. K; KANG, S. S; The Effects of Root Opening on Mechanical Properties, Deformation and Residual Stress of Weldments; Welding Journal; Welding Research Supplement; March, 2001.

JELMORINI, G; TICHELAAR, G. W; Van den Heuvel, G. J. P. M; Droplet Temperatura Measurements in Arc Welding. IIW Doc. 212-411-77, 1977, 22p.

JOHNSON, J.A. et al, 1991, "Process Control of GMAW: Sensing of Metal Transfer Mode", Welding Journal, April, pp 91s-99s.

JONES, L. A., EAGAR, T. W., LANG, J. H. 1998. A dynamic model of drops detaching from a gas metal arc welding electrode. *Journal of Physics D: Applied Physics*. 31 (1998) 107–123.

JOSEPH, A. P. Assessing the Effects of GMAW-Pulse Parameters on Arc Power and Weld Heat Input: 2001. 104p. M.Sc. Thesis - Ohio State University, USA.

JOSEPH, A; WEBB, C; HARAMIA, M. e YAPP D. Variable Polarity Improves Weld Brazing of Galvanized Sheet. **Welding Journal**. October 2001.

KARADENIZ, E; OZSARAC, U; YILDIZ, C; The Effect of Process Parameters on Penetration in Gas Metal Arc Welding Processes; *Materials and Design* 28 (2007) 649–656.

KIM, I.S; SON, J.S; KIM, I.G; KIM, J.Y; KIM, O.S; A Study on Relationship Between Process Variables and Bead Penetration for Robotic CO₂ Arc Welding; **Journal of Materials Processing Technology** 136 (2003) 139–145.

KIM, Y. S; EAGAR, T. W. Analysis of Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding. **Welding Journal**. June 1993.

KUMAR, R; DILTHEY, U; DWIVEDI, D. K; GHOSH, P. K; Thin sheet welding of Al 6082 alloy by AC pulse-GMA and AC wave pulse-GMA welding; **Materials and Design**; 30 (2009) 306–313.

LANCASTER, J. F. Metal Transfer in Fusion Welding, Arc Physics and Weld Pool Behaviour, p. 135-146, 1979.

LANCASTER, J. F. **The Physics of Welding**, Pergamom Press, 1984.

LANCASTER, J.F. The Physics of Welding. Pergamon Press & International Institute of Welding, 1986. 340p.

LESNEWICH, A. Control of Melting Rate and Metal Transfer - Part I. *Welding Journal*, Miami, n.8, p.343s-353s, 1958.

LIN, Q; LI, X; SIMPSON, S. W; Metal transfer measurements in gas metal arc welding; 2001 *J. Phys. D: Appl. Phys.* 34 347.

LIU, Z; WANG, Q e ZHENG B. Process control based on double-side image sensing of the keyhole in VPPA welding. **Journal of Materials Processing Technology** 115 (2001) 373-379

LOCATELLI, G. 2007. 160 f. Uma Ferramenta Computacional para o Controle de Processo de Soldagem a Arco. Dissertação (Mestrado em Engenharia). Universidade Federal de Santa Catarina – UFSC.

MATSUNAWA, A; NISHIGUCHI, H; Preprints of the National Meeting of Japan Welding Society, Vol.2 (1968), pp254-255

MELTON, G. B. Joining of Thin Sheet Aluminium, Stainless and Coated Steels by the AC Pulsed MIG Welding and Brazing Process. TWI Doc. PR4945-1. August, 2001.

MIDDLETON, P. Minuta de Relatório Técnico Interno. 1989. School of Industrial Sciences, Cranfield Institute of Tecnology, Cranfield.

MILLER et al, Welding-Related Expenditures and Productivity Measurement in U.S. Manufacturing, Construction, and Mining Industries, AWS Report, 2002, 110p.

MIRANDA, H. C. de; PAIVA, QUEIROZ, F. D. de; PESSOA, E. F; MOTTA, M. F; FARIAS, J. P. **Análise das Características Geométricas de Cordões de Solda Depositados em Chapas Finas de Alumínio com o Processo MIG/MAG em Corrente Alternada.** In: CONSOLDA, XXX, 2004, Rio de Janeiro.

MITA, T; HARADA, S. **Trend and Perspective of Welding Power Source in Japan.** IIW Doc. XII-1824-04. July, 2004.

MODENESI, P. J; REIS, R. I; A Model for Melting Rate Phenomena in GMA Welding; Journal of Materials Processing Technology 189 (2007) 199–205.

MULLIGAN, S. J. **AC pulsed MAG and powder plasma arc welding of positional unbacked root passes - a feasibility study.** 804/2004 - TWI. June 2004.

MULLIGAN, S. J. **Pulsed MIG arc welding processes for joining of thin sheet**

aluminium. 771/2003 – TWI. July 2003.

MURRAY, P. E., SCOTTI, A. 1999. Depth of penetration in gas metal arc welding. Science and Technology of Welding and Joining .1999 Vol. 4 No. 2, pp 112 – 117.

NASCIMENTO, A. S; BATISTA, M. A; NASCIMENTO, V. C; SCOTTI, A; Avaliação dos Métodos de Cálculo de Potência Elétrica em Soldagem a Arco e as Conseqüências sobre as Previsões Geométricas, Térmicas e Metalúrgicas da Junta; Soldagem&Inspeção, Vol. 12, Nº 2 [Abr / Jun] 2007.

NEEDHAM, J.C. What do you Mean by Current?, Welding Institute Research Bulletin, TWI, UK, p.277- 280, Ago 1985.

NEMCHINSKY, V. A; The Rate of Melting of the Electrode During Arc Welding. The Influence of Discrete Removal of the Melt; J. Phys. D: Appl. Phys. 31 (1998) 1565 1569.

NORRISH, J. **Advanced Welding Process**, 375pg, Cranfield Institute of Technology, 1992, p. 147.

NORRISH, J; A Review of Metal Transfer Classification in Arc Welding; IIW Doc. No. XII-1769-03; 2003.

OJO, E; SCOTTI, A. **Determinação de Parâmetros de Pulso na Soldagem MIG/MAG Pulsada**, Relatório Interno, LAPROSOLDA-UFU, 24/2005.

OLIVEIRA, G. L. G; MIRANDA, H. C; FARIAS, J. P; Avaliação das Tensões Residuais em Tubos de Pequeno Diâmetro Soldados pelo Processo TIG Orbital; Soldagem&Inspeção, São Paulo, Vol. 14, No. 2, p.114-121, Abr/Jun 2009.

PEREIRA, W. A; “Comportamento do Cordão na Soldagem GMAW Pulsada em Chanfros Estreitos”; disponível em: www.infosolda.com.br/download/15dar.pdf; 2000.

PETER J. NICKLAS. Accelerated Deposition Rates With AC High Deposition Tubular Wire. ITW/Hobart Brothers.

PIRES, I; QUINTINO, L; MIRANDA, R. M. Analysis of the Influence of Shielding Gas

Mixtures on the Gas Metal Arc Welding Metal Transfer Modes and Fume Formation Rate. **Materials and Design**. 28 (2007) 1623-1631.

PRAVEEN, P; YARLAGADDA, P.K.D.V e KANGB, M.J. Advancements in pulse gas metal arc welding. **Journal of Materials Processing Technology**. 164–165 (2005) 1113–1119

QUINN, T. P. Process Sensitivity of GMAW: Aluminum vs. Steel. **Welding Journal**, April 2002.

QUINTINO, M.L.; ALLUM, C.J. Pulsed GMAW Interactions and Process Parameters Parts 1 & 2. *Weld. & Metal Fab.*, v.52, n.2 e 4, 1984.

RAMASAMY, S; GOULD, J; WORKMAN, D. Design-of-Experiments Study to Examine the Effect of Polarity on Stud Welding. **Welding Journal**, February 2002.

REIS, R. I; LEMOS, E. A; MODENESI, P.J; Fusão do Arame na Soldagem GMAW com Fonte de Corrente Constante; **2º COBEF**, 2003.

REIS, R. P. 2006. Utilização de Unidades de Medida Segundo o SI em Redações Técnico-Científicas. *Revista Soldagem & Inspeção* – Vol. 11, No. 1, Jan/Mar 2006.

REIS, R. P; SOUZA, D; SPIRANDELLI, A; RIBEIRO, P. G; SCOTTI, A; “Caracterização da STT (Superficial Tension Transfer)”; Relatório interno, Universidade Federal de Uberlândia – LAPROSOLDA, MG – Brasil; 2007.

RELATÓRIO TÉCNICO; **THE AUTOWELD SYSTEM**; Cleveland, 6 p. 1999.

RODRIGUES, C. E. A. L; AVALIAÇÃO CINEMÁTICA E DINÂMICA DA TRANSFERÊNCIA METÁLICA NA SOLDAGEM MIG/MAG; 2007; 196p. Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Uberlândia. Brasil.

SANTOS, T. F; SOLDAGEM MIG COM CORRENTE ALTERNADA MIG CA; 2008; 115p. Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Santa Catarina. Brasil.

SANTOS, T. F; OLIVEIRA, M. A; DUTRA, J.C; Estudo da Taxa de Fusão de Arames de Aço Carbono no Processo MIG/MAG; **XXVIII CONSOLDA**, 2002, São Paulo – SP.

SCOTTI, A. et al, 1998, "Mapeamento da Transferência Metálica em MIG com Aço Inoxidável", XXIV ENTS, Fortaleza, CE, Setembro, 10p.

SCOTTI, A; PONOMAREV, V; Soldagem MIG/MAG: Melhor Entendimento, Melhor Desempenho; São Paulo: Artliber Editora, 2008.

SCOTTI, A; RODRIGUES, C. E. A. L; Determination of momentum as a mean of quantifying the mechanical energy delivered by droplets during MIG/MAG welding; The European Physical Journal Applied Physics; 45, 11201 (2009)a.

SCOTTI, A; RODRIGUES, C. E. A. L; Determination of the Momentum of Droplets Impinging on the Pool during Aluminium GMAW; Soldagem Insp. São Paulo, Vol. 14, No. 4, p.336-343, Out/Dez 2009b.

SILVA, R. H. G; GOHR JR. R; DUTRA, J. C; OLIVEIRA, M. A; Soldagem MIG/MAG em Curto-circuito Controlado (CCC) Aplicada ao Passe de Raiz; **XXXI CONSOLDA** – Congresso Nacional de Soldagem; de 28 de novembro a 01 de dezembro de 2005 - São Paulo – SP.

SMATTI, Z. Automatic Pulsed MIG Welding. Metal Construction, Cambridge, v.18, n.1, p.38r-44r, 1986.

SOUZA, D. ; RESENDE, A. A.; SCOTTI, A. **Um Modelo Qualitativo para Explicar a Influência da Polaridade na Taxa de Fusão no Processo MIG/MAG.** In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, IV, 2007, Águas de São Pedro.

STARLING, C. M. D; MODENESI, P. J; Avaliação da Velocidade de Fusão do Arame na Soldagem FCAW com Eletrodo Negativo; **Soldagem & Inspeção**, Vol. 10, No. 1, Jan/Mar 2005a.

STARLING, C. M. D; MODENESI, P. J; Efeito da Polaridade do Eletrodo na Velocidade de Fusão de Arames Tubulares; **Soldagem&Inspeção**, Vol. 10, No. 3, Jul/Set 2005b.

STENBACKA, N; PERSSON, K. A. Shielding Gases for Gas Metal Arc Welding. **Welding Journal**, November 1989.

SUBAN, M; TUSEK, J. Dependence of Melting Rate in MIG/MAG Welding on the Type of Shielding Gas Used. **Journal of Materials Processing Technology**. 119 (2001) 185-192.

SUBAN, M; TUSEK, J. Methods for the Determination of Arc Stability. **Journal of Materials Processing Technology**. 143-144 (2003) 430-437

SUBRAMANIAM, S., 1996, "Process Modeling and Analysis for Pulsed Gas Metal Arc Welding of an Aluminum Automotive Spaceframe", Tese de Doutorado, West Virginia University, 227p.

SUBRAMANIAM, S. et al, 1998, "Droplet Transfer in Pulsed Gas Metal Arc Welding of Aluminum", Welding Journal, November, pp 458s-464s.

TALKINGTON, J. E. **Variable Polarity Gas Metal Arc Welding**: 1998. 126p. MSc Thesis - Ohio State University, USA.

TONG, H.; UEYAMA, T.; HARADA, S.; USCHIO, M. Quality and Productivity Improvement in Aluminium Alloy Thin Sheet Welding Using Alternating Current Pulsed Metal Inert Gas Welding System. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 6, p. 203-208. 2001.

TONG, H; NAKATA, K; TANAKA, M; USHIO, M; MITA, T. Mechanism of Welding Fume Suppression During AC-Pulsed MIG Welding of Al-Mg Alloys. **Welding International**. 2005a. 19 (7) 509-523.

TONG, H; UEYAMA, T. Solutions to Problems of Tiny Spatter and Arc Interruption in AC pulsed MIG arc Welding. **Welding International**. 2005d. 19 (4) 279-286.

TONG, H; UEYAMA, T; KIHARA, T; NAKATA, K; USHIO, M. High Speed Welding of Aluminium Alloy Sheets With Using the Laser/AC Pulsed MIG Hybrid Process. **Welding International**. 2005b. 19 (2) 89-99.

TONG, H; UEYAMA, T; TANAKA, M; USHIO, M. Observations of Abnormal Arc Voltage Phenomena in AC/DC Pulsed MIG Welding. **Welding International**. 2005c. 19 (12) 940-944.

TSUGIO, W; HITOSHI, M; FUMIKAZU, M; HARUHITO, A; TAKAYOSHI, O; Numerical Modeling of Lap-Joint MAG Welding; The First South-East Asia IIW Congress; 2006.

TUSEK, J; "Raising Arc Welding Productivity", Welding Review International, Agosto 1996, p102-105.

UEYAMA, T; ERA, T; NISHISAKA, F; SHIOZAKI, H; UEZONO, T; TONG, H; The Application of Digital Inverter Controlled AC Pulsed GMAW for Sheet Metal Joining; **IIW Doc. SG212-1102-07**; July 2007

UEYAMA, T; TONG, H; HARADA, S; PASSMORE, R. e USHIO M. AC Pulsed GMAW Improves Sheet Metal Joining. **Welding Journal**. February 2005

VASCONCELLOS, P. I. G; ROSENTHAL, R; PARANHOS, R. P. R; Estudo da Soldagem de Tubos de Aço Inoxidável Duplex e Superduplex na Posição 5G; Soldagem&Inspeção, São Paulo, Vol. 15, No. 3, p.191-199, Jul/Set 2010.

VILARINHO, L. O; As Dimensões do Arco Elétrico; Soldagem&Inspeção, Vol. 14, No. 3, p. 271-275, Jul/Set 2009a.

VILARINHO, L. O; Cuidados ao se Extrair Dimensões de Fotografia/Filmagem em Soldagem; Soldagem&Inspeção, Vol. 14, No. 4, p. 358-369, Out/Dez 2009b.

VILARINHO, L.O. **Desenvolvimento e Avaliação de um Algoritmo Alternativo para Soldagem MIG Sinérgica de Alumínio**. 2000. 111p. Dissertação de Mestrado-Universidade Federal de Uberlândia, MG.

WANG, H; JIANG, W; OUYANG, J; KOVACEVIC. R. Rapid prototyping of 4043 Al alloy parts by VP-GTAW. **Journal of Materials Processing Technology** 148 (2004) 93–102.

WANG, Q.L.; LI, P.J. Arc Light Sensing of Droplet Transfer and its Analysis in Pulsed GMAW Process. Welding Journal, USA, p.458-469, November. 1997.

WÊGLOWSKI, M.St; HUANG, Y; Zhang, Y.M; Effect of welding current on metal transfer in GMAW; Archives of Materials Science and Engineering; Volume 33, Issue 1, September 2008, Pages 49-56.

WELDING HANDBOOK, Vol. 2 (Welding Processes), 8th ed. 1991. Miami, Fla.: American Welding Society, p. 117-120.

WU, C. S; CHEN, M. A; LI, S. K. Analysis of Excited Droplet Oscillation and Detachment in Active Control of Metal Transfer. **Computational Materials Science**. 31 (2004) 147-154.

WU, C. S; CHEN, M. A; LU, Y. F. Effect of Current Waveforms on Metal Transfer in Pulsed Gas Metal Arc Welding. **Measurements Science and Technology**. 16 (2005) 2459-2465.

YAMAZAKI, K; YAMAMOTO, E; SUZUKI, K; KOSHIISHI, F; WAKI, K; TASHIRO, S; Tanaka, M; NAKATA, M; The measurement of metal droplet temperature in GMA welding by infrared two-colour pyrometry. *Welding International*, Volume 24, N° 2, 2010, pp. 81-87.

YAPP, D; BLACKMAN, S. A; Recent Developments in High Productivity Pipeline Welding; **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Science&Engeneering – ABCM**; Vol. XXVI, No. 1; January-March 2004.

ZHENG, B; WANG, H. J; WANG, Q. I; KOVACEVIC, R. Control for Weld Penetration in VPPAW of Aluminum Alloys Using the Front Weld Pool Image Signal. **Welding Journal - Welding Research Supplement** - December 2000.

ZHENG, B; WANG, H.J; WANG, Q.L. Front image sensing of the keyhole puddle in the variable polarity PAW of aluminum alloys. **Journal of Materials Processing Technology** 83 (1998) 286–298.

ANEXO I

TESTES PRELIMINARES

Antes de iniciar todos os estudos propostos, foram realizados testes preliminares utilizando toda a bancada experimental (três micros, mesa de deslocamento automático, fonte eletrônica, sistema de aquisição, etc.) para verificar se os equipamentos disponíveis no Laboratório de Soldagem executavam a contento os formatos de onda idealizados.

Foram realizados testes preliminares em diferentes formatos de onda para MIG/MAG-PV, utilizando o programa de controle da fonte SAC. Além disto, foi realizada a calibração dos equipamentos utilizados, como o cabeçote alimentador de arame a mesa de deslocamento automático, sensor hall para aquisição de sinais de corrente e DTS para aquisição de sinal de tensão. As Figuras 1 e 2 mostram as curvas de calibração do cabeçote e da mesa respectivamente. Os gráficos das figuras 3 e 4 são referentes as curvas de calibração dos dois equipamentos para aquisição de corrente utilizados (Sensor Hall) e as figuras 5 e 6 apresentam as curvas de calibração para os equipamentos para aquisição de tensão (DTS).

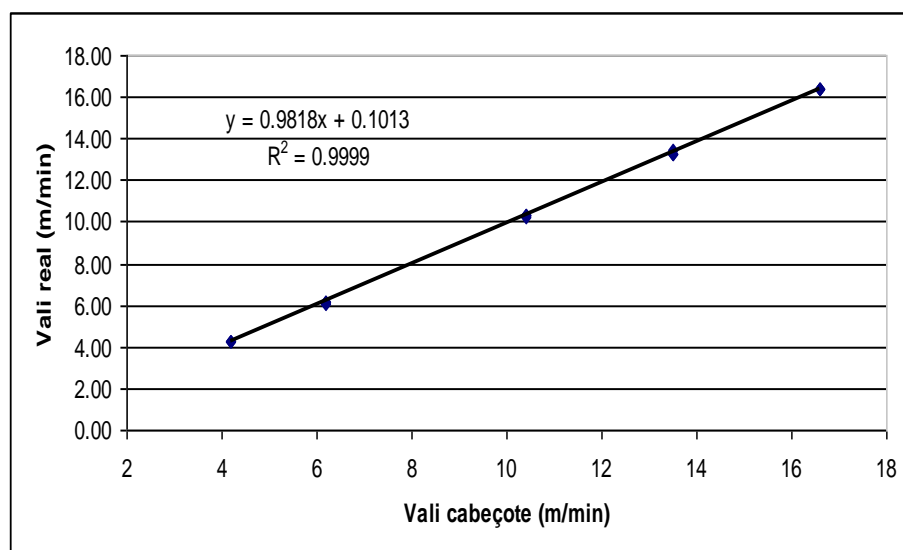


Figura 1 – Curva de calibração do Cabeçote alimentador de arame.

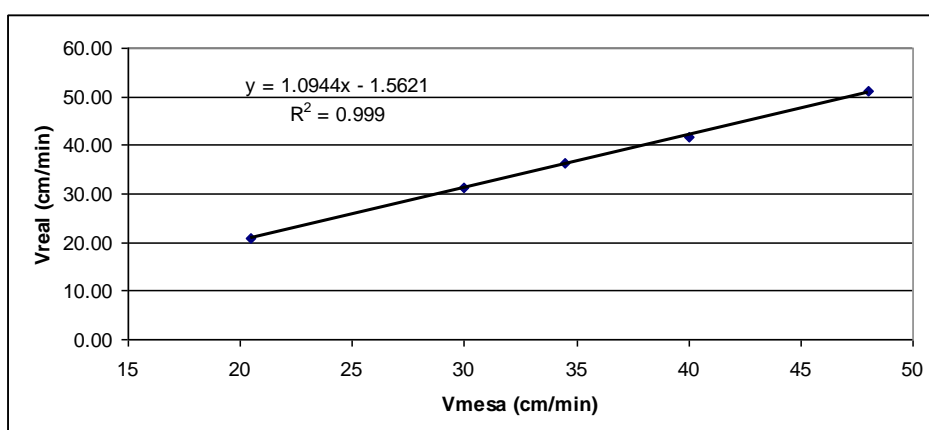


Figura 2 – Curva de calibração da mesa de soldagem.

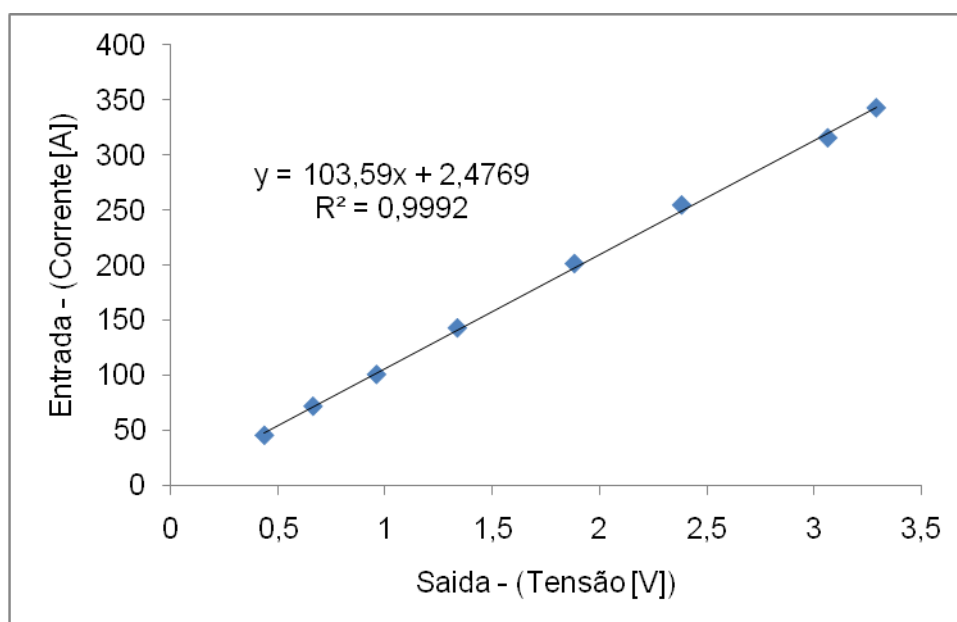


Figura 23 – Curva de calibração do Sensor Hall - EH 3.

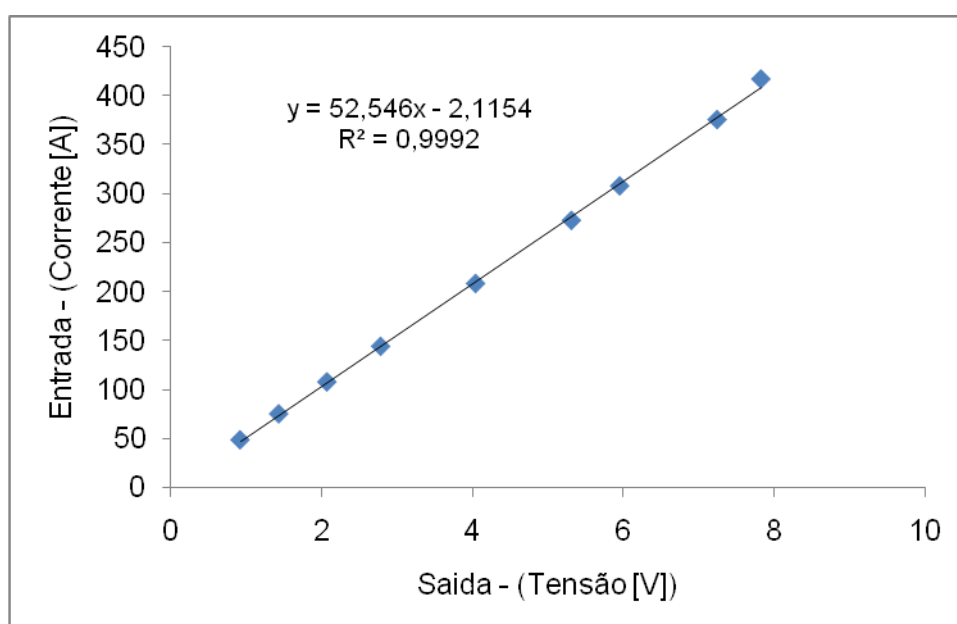


Figura 24 – Curva de calibração do Sensor Hall - EH 1.

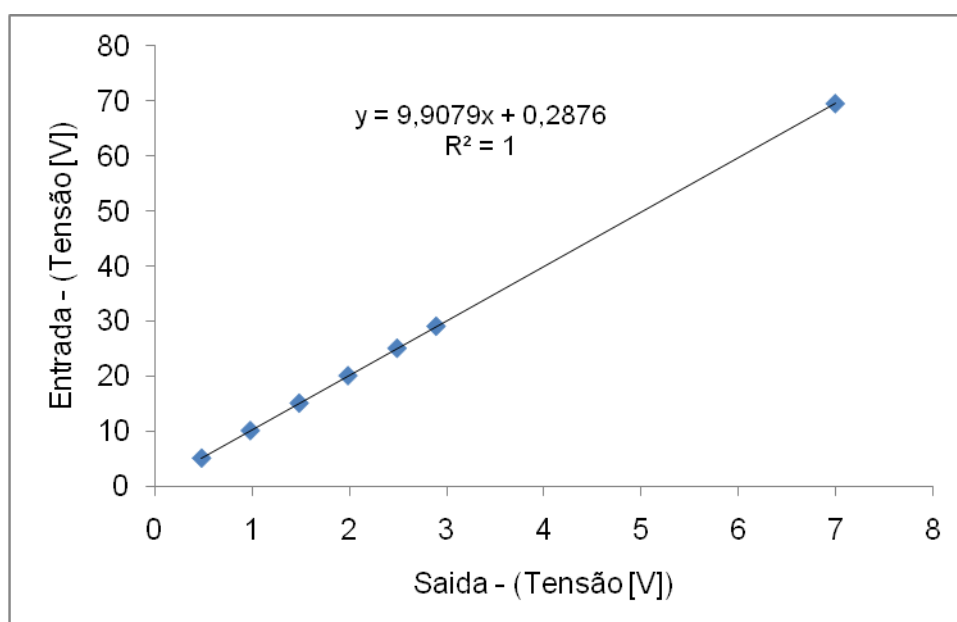


Figura 5 – Curva de calibração do Divisor de Tensão - DTS 3.

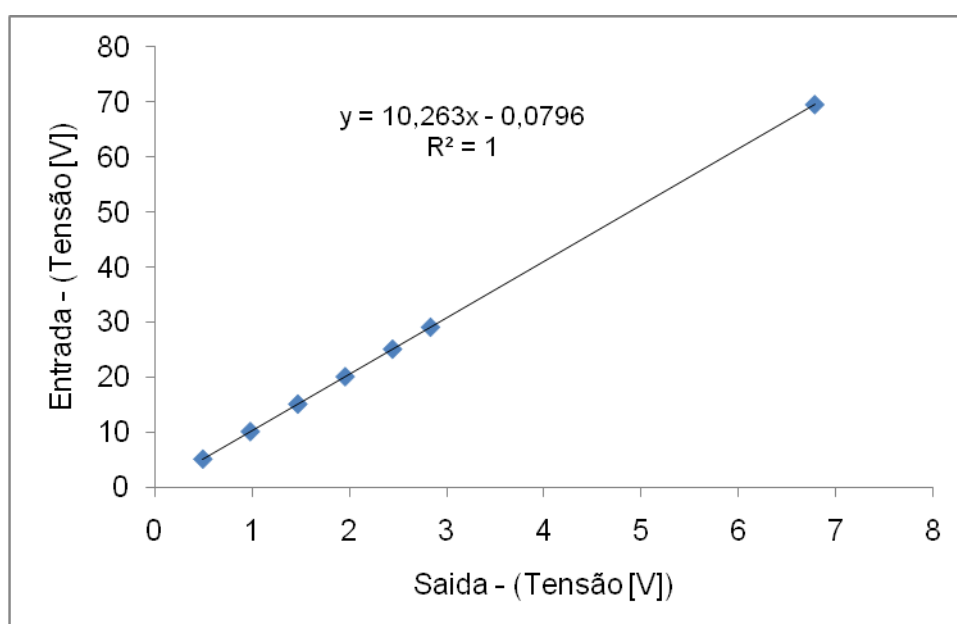


Figura 6 – Curva de calibração do Divisor de Tensão - DTS 2.

Ainda nesta fase foram feitos testes para verificar o funcionamento do sistema de aquisição de dados de corrente e tensão e a sincronização destes com sinais de duas câmeras de filmagem em alta velocidade.

ANEXO II

PROGRAMA EM MATLAB® UTILIZADO PARA A DETERMINAÇÃO DE GRANDEZAS DINÂMICAS DA GOTA

```
clc;
clear all;

%===== Entrada de
dados=====
disp(' ');
disp(' ');
disp('..... IMAGENS
..... ');
disp(' ');
(nomeprim,caminho1) = uigetfile('*..*','Selecione o primeiro arquivo
TIFF');
(nomeult,caminho1) = uigetfile('*..*','Selecione o ultimo arquivo
TIFF');
nmax=min(length(nomeprim),length(nomeult));
for ii=1:nmax,
    if nomeprim(ii)=='_'
        startname=nomeprim(1:ii);
        digitos=nmax-4-ii;
        iStart=str2num(nomeprim(ii+1:nmax-4));
        iEnd=str2num(nomeult(ii+1:nmax-4));
        break
    end
end
%=====
=====

passo=1;                                % Utilizado no centroide
mov = avifile('ex.avi','quality',100);    % Cria um arquivo avi
for ii=iStart:iEnd,                      % Loop dos quadros das imagens

texto=sprintf('%.',num2str(digitos),'d'),ii);
strFileName = (caminho1,startname,texto,'.TIFF');
i = imread(strFileName);                % Importa a imagem

w=im2bw(i,0.40);                        % Conversão em imagem binária
w=dil(w);                                % Dilatando a imagem
w=dil(w);                                % Dilatando a imagem
```

```

w=dil(w); % Dilatando a imagem

% Invertendo preto/branco =====
w1=w-1;
w1=abs(w1);
w1=dil(w1); % Dilatando o inverso da imagem
%=====

bw = bwareaopen(w1,250); % Remove todos os objetos contendo menos de
50 pixels
bw1 = imfill(bw, 'holes');

figure('Position', (250 220 800 500)); % Posiciona a figura

subplot(1,2,1);imshow(i); % Plota o gráfico da imagem real
subplot(1,2,2); % Plota o gráfico da imagem das bordas

(B,L) = bwboundaries(bw1, 'holes');
imshow(label2rgb(L, @jet, (.5 .5 .5)))

hold on
for k = 1:length(B)
    boundary = B{k};
    plot(boundary(:,2), boundary(:,1), 'w', 'LineWidth', 1)
end

stats = regionprops(L, 'Area', 'Centroid');

threshold = 0.1;

% loop over the boundaries
for k = 1:length(B)

    % obtain (X,Y) boundary coordinates corresponding to label 'k'
    boundary = B{k};

    % compute a simple estimate of the object's perimeter
    delta_sq = diff(boundary).^2;
    perimeter = sum(sqrt(sum(delta_sq,2)));

    % obtain the area calculation corresponding to label 'k'
    area = stats(k).Area;

    % compute the roundness metric
    metric = 4*pi*area/perimeter^2;

    % display the results
    % metric_string = sprintf('%2.3f',metric);

    % mark objects above the threshold with a red circle
    if metric > threshold
        centroid = stats(k).Centroid;
        plot(centroid(1),centroid(2), 'ro');
    end
    metric_string = sprintf('%2.1f',centroid);

```



```

    text(boundary(1,2)-
35,boundary(1,1)+13,metric_string,'Color','k',...
        'FontSize',8,'FontWeight','bold');
    ar(k)=area;
    centroide(passo)=centroid(1);
    passo=passo+1;
    F=getframe(gca);
    mov=addframe(mov,F);
end
end

%==== Gráfico do centroide=====
pa=1;
tam=length(centroide);
for iii=1:tam
    if centroide(iii)<=70 | centroide(iii)>=220
        centroide(iii)=0;
        pa=pa+1;
    end
end
pb=1;
for iv=1:tam
    if centroide(iv)~=0
        ce(pb)=centroide(iv);
        pb=pb+1;
    end
end
figure;
plot(ce,'ko');
mov=close(mov);

```

ANEXO III

PROGRAMA EM MATLAB® UTILIZADO PARA GERAÇÃO DE METAMODELOS PARA PREVISÃO DAS CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS DOS CORDÕES

➔ METAMODELO PARA PREVISÃO DA PENETRAÇÃO:

```
%METAMODELO PENETRACAO:
```

```
%Alexandre Saldanha do Nascimento
```

```
%Número de experimentos (N): 12
```

```
N=12
```

```
%Parametros de entrada tipo de onda:
```

```
p1=[1 1 1 2 2 2 3 3 3 4 4 4]
```

```
%Parametros de entrada %En:
```

```
p2=[-1 0 1 -1 0 1 -1 0 1 -1 0 1]
```

```
%Variável de resposta y:
```

```
y=[2.41 1.58 1.45 2.76 2.3 1.82 2.98 2.45 1.3 3.8 2.8 1.9]
```

```
%PRIMEIRO modelo de aproximação adotado:
```

```
%y=Ao+A1p1+A2p2
```

```
x1=[ones(12,1) p1' p2']
```

```
%As constantes Ao, A1 e A2 serão obtidas pela matriz b1:
```

```
b1=(inv(x1'*x1)*x1'*y')
```

```
%A matriz y1 fornece os valores de resposta obtidos pelo modelo:
```

```
y1=x1*b1
```

```
%O erro em relação a variável de resposta y será dado para cada valor de y1
```

```
e1=y'-y1
```

```
%Quanto mais próxima de zero a média dos erros mais preciso é o modelo
```

```
%assim:
```

```
medial=mean(e1)
```

```
%Para o erro médio quadrático tem-se:
```

```
e12=e1'*e1
```

```
%plotando os resultados deve existir uma simetria entre o lado positivo e negativo da curva:
```

```
graferrol=plot(e1)
```

```
%Para a variância tem-se:
```

```
%s12=e12/n1
```

```
%onde:
```

```
%n1=N-g11
```

```
%N: número de experimentos
```

```
%g11: graus de liberdade perdidos no ajuste
```

```
g11=3
```

```
n1=N-g11
```

```

s12=e12/n1
%Para a covariância tem-se:
cov12=s12*(inv(x1'*x1))
%Para o desvio padrão de Ao, A1 e A2 tem-se:
s1=sqrt(diag(cov12))
%adotando-se um intervalo de 90% de confiança para t-student tem-se:
%b1-s1t.095,5<B<b1+s1t.095,5
t951=tinv(0.95,12)
%para o limite inferior tem-se:
li1=b1-s1*t951
%para o limite superior tem-se:
ls1=b1+s1*t951
%verificando a qualidade do modelo tem-se:
ql1=100*abs(s1*(t951/b1))
=====
%SEGUNDO modelo de aproximação adotado:
%y=Ao+A1p1+A2p2+A3p1p2
x2=[ones(12,1) p1' p2' p1'.*p2']
%As constantes Ao, A1, A2 e A3 serão obtidas pela matriz b2:
b2=(inv(x2'*x2)*x2'*y')
%A matriz y2 fornece os valores de resposta obtidos pelo modelo:
y2=x2*b2
%O erro para cada valor de y2 em relação a variável de resposta y será dado
e2=y'-y2
%Quanto mais próxima de zero a média dos erros mais preciso é o modelo
%assim:
media2=mean(e2)
%Para o erro médio quadrático tem-se:
e22=e2'*e2
%plotando os resultados deve existir uma simetria entre o lado positivo e
%negativo da curva:
graferro2=plot(e2)
%Para a variância tem-se:
%s22=e22/n
%onde:
%n2=N-gl2
%N: número de experimentos
%gl2: graus de liberdade perdidos no ajuste
gl2=4
n2=N-gl2
s22=e22/n2
%Para a covariância tem-se:
cov22=s22*(inv(x2'*x2))
%Para o desvio padrão de Ao, A1, A2 e A3 tem-se:
s2=sqrt(diag(cov22))
%adotando-se um intervalo de 90% de confiança para t-student tem-se:
%b2-s2t.095,5<B<b2+s2t.095,5
t951=tinv(0.95,11)
%para o limite inferior tem-se:
li2=b2-s2*t951
%para o limite superior tem-se:
ls2=b2+s2*t951
%verificando a qualidade do modelo tem-se:
ql2=100*abs(s2*(t951/b2))

=====
%Os modelos testados apresentaram resultados satisfatórios.

=====
%Verificando pelo teste de hipóteses o melhor resultado:

```

```

%comparação entre o PRIMEIRO e o SEGUNDO modelo:
%Hipótese nula:
%O melhor modelo para y é y1. O erro médio quadrático de y2 foi menor
%porque este estava modelando o erro experimental e não do modelo.
%Assim, com distribuição F tem-se:
% $F = ((e12 - e22) / (p2f - p1f)) / (e22 / (N - p2f))$ 
%p1f= numero de constantes do modelo 1. p2f do modelo 2
%Onde:
p1f=3;
p2f=4;
F=((e12-e22)/(p2f-p1f))/(e22/(N-p2f))
Ftab=finv(0.95,1,8)
% 1 e a diferenca p2f-p1f e 8=N-p2f
%A hipótese foi aceita, pois F esta dentro do intervalo de -Ftab,Ftab. Logo
o segundo modelo está modelando o erro do
%experimento e nao representa o melhor resultado para o ajuste.

```

➔ METAMODELO PARA PREVISÃO DA LARGURA:

```
%METAMODELO LARGURA:
```

```
%Alexandre Saldanha do Nascimento
```

```
%Número de experimentos (N): 12
```

```
N=12;
```

```
%Parametros de entrada tipo de onda:
```

```
p1=[1 1 1 2 2 2 3 3 3 4 4 4];
```

```
%Parametros de entrada %En:
```

```
p2=[-1 0 1 -1 0 1 -1 0 1 -1 0 1];
```

```
%Variável de resposta y:
```

```
y=[12.43 12.56 10.42 12.07 12.26 11.2 10.92 10.28 9.92 10.5 10.68 10.05];
```

```
%PRIMEIRO modelo de aproximação adotado:
```

```
%y=Ao+A1p1+A2p2
```

```
x1=[ones(12,1) p1' p2'];
```

```
%As constantes Ao, A1 e A2 serão obtidas pela matriz b1:
```

```
b1=(inv(x1'*x1)*x1'*y')
```

```
%A matriz y1 fornece os valores de resposta obtidos pelo modelo:
```

```
y1=x1*b1;
```

```
%O erro em relação a variável de resposta y será dado para cada valor de y1
```

```
e1=y'-y1;
```

```
%Quanto mais próxima de zero a média dos erros mais preciso é o modelo
```

```
%assim:
```

```
medial=mean(e1);
```

```
%Para o erro médio quadrático tem-se:
```

```
e12=e1'*e1
```

```
%plotando os resultados deve existir uma simetria entre o lado positivo e
```

```
%negativo da curva:
```

```
grafferol=plot(e1);
```

```
%Para a variância tem-se:
```

```
%s12=e12/n1
```

```
%onde:
```

```
%n1=N-g11
```

```
%N: número de experimentos
```

```
%g11: graus de liberdade perdidos no ajuste
```

```
g11=3;
```

```
n1=N-g11;
```

```
s12=e12/n1;
```

```
%Para a covariância tem-se:
```

```
cov12=s12*(inv(x1'*x1));
```

```
%Para o desvio padrão de Ao, A1 e A2 tem-se:
```

```
s1=sqrt(diag(cov12))
```

```
%adotando-se um intervalo de 90% de confiança para t-student tem-se:
```

```
%b1-s1t.095,5<B<b1+s1t.095,5
```

```
t951=tinv(0.95,12);
```

```
%para o limite inferior tem-se:
```

```
li1=b1-s1*t951;
```

```
%para o limite superior tem-se:
```

```
ls1=b1+s1*t951;
```

```
%verificando a qualidade do modelo tem-se:
```

```
ql1=100*abs(s1*(t951/b1));
```

```

%=====
%SEGUNDO modelo de aproximação adotado:
%y=Ao+A1p1+A2p2+A3p1p2
x2=[ones(12,1) p1' p2' p1'.*p2'];
%As constantes Ao, A1, A2 e A3 serão obtidas pela matriz b2:
b2=(inv(x2'*x2)*x2'*y')
%A matriz y2 fornece os valores de resposta obtidos pelo modelo:
y2=x2*b2;
%O erro para cada valor de y2 em relação a variável de resposta y será dado
e2=y'-y2;
%Quanto mais próxima de zero a média dos erros mais preciso é o modelo
%assim:
media2=mean(e2);
%Para o erro médio quadrático tem-se:
e22=e2'*e2
%plotando os resultados deve existir uma simetria entre o lado positivo e
%negativo da curva:
graferro2=plot(e2);
%Para a variância tem-se:
s22=e22/n
%onde:
%n2=N-gl2
%N: número de experimentos
%gl2: graus de liberdade perdidos no ajuste
gl2=4;
n2=N-gl2;
s22=e22/n2;
%Para a covariância tem-se:
cov22=s22*(inv(x2'*x2));
%Para o desvio padrão de Ao, A1, A2 e A3 tem-se:
s2=sqrt(diag(cov22))
%adotando-se um intervalo de 90% de confiança para t-student tem-se:
%b2-s2t.095,5<B<b2+s2t.095,5
t951=tinv(0.95,11);
%para o limite inferior tem-se:
li2=b2-s2*t951;
%para o limite superior tem-se:
ls2=b2+s2*t951;
%verificando a qualidade do modelo tem-se:
ql2=100*abs(s2*(t951/b2));

%=====
%Verificando pelo teste de hipóteses o melhor resultado:
%comparação entre o PRIMEIRO e o SEGUNDO modelo:
%Hipótese nula:
%O melhor modelo para y é y1. O erro médio quadrático de y2 foi menor
%porque este estava modelando o erro experimental e não do modelo.
%Assim, com distribuição F tem-se:
%F=((e12-e22)/(p2f-p1f))/(e22/(N-p2f))
%p1f= numero de constantes do modelo 1. p2f do modelo 2
%Onde:
p1f=3;
p2f=4;
F=((e12-e22)/(p2f-p1f))/(e22/(N-p2f))
Ftab=finv(0.95,1,8)
% 1 e a diferença p2f-p1f e 8=N-p2f
%A hipótese foi aceita, pois F esta dentro do intervalo de -Ftab,Ftab. Logo
o segundo modelo está modelando o erro do
%experimento e nao representa o melhor resultado para o ajuste.

```

➔ METAMODELO PARA PREVISÃO DO REFORÇO:

```
%METAMODELO REFORCO:
```

```
%Alexandre Saldanha do Nascimento
```

```
%Número de experimentos (N): 12
```

```
N=12;
```

```
%Parametros de entrada tipo de onda:
```

```
p1=[1 1 1 2 2 2 3 3 3 4 4 4];
```

```
%Parametros de entrada %En:
```

```
p2=[-1 0 1 -1 0 1 -1 0 1 -1 0 1];
```

```
%Variável de resposta y:
```

```
y=[3.48 3.56 4.27 4.3 4.7 4.9 4.47 4.88 4.89 4.9 5.16 4.63];
```

```
%PRIMEIRO modelo de aproximação adotado:
```

```
%y=Ao+A1p1+A2p2
```

```
x1=[ones(12,1) p1' p2'];
```

```
%As constantes Ao, A1 e A2 serão obtidas pela matriz b1:
```

```
b1=(inv(x1'*x1)*x1'*y')
```

```
%A matriz y1 fornece os valores de resposta obtidos pelo modelo:
```

```
y1=x1*b1;
```

```
%O erro em relação a variável de resposta y será dado para cada valor de y1
```

```
e1=y'-y1;
```

```
%Quanto mais próxima de zero a média dos erros mais preciso é o modelo
```

```
%assim:
```

```
medial=mean(e1);
```

```
%Para o erro médio quadrático tem-se:
```

```
e12=e1'*e1
```

```
%plotando os resultados deve existir uma simetria entre o lado positivo e negativo da curva:
```

```
graferrol=plot(e1);
```

```
%Para a variância tem-se:
```

```
%s12=e12/n1
```

```
%onde:
```

```
%n1=N-g11
```

```
%N: número de experimentos
```

```
%g11: graus de liberdade perdidos no ajuste
```

```
g11=3;
```

```
n1=N-g11;
```

```
s12=e12/n1;
```

```
%Para a covariância tem-se:
```

```
cov12=s12*(inv(x1'*x1));
```

```
%Para o desvio padrão de Ao, A1 e A2 tem-se:
```

```
s1=sqrt(diag(cov12));
```

```
%adotando-se um intervalo de 90% de confiança para t-student tem-se:
```

```
%b1-s1t.095,5<B<b1+s1t.095,5
```

```
t951=tinv(0.95,12);
```

```
%para o limite inferior tem-se:
```

```
li1=b1-s1*t951;
```

```
%para o limite superior tem-se:
```

```
ls1=b1+s1*t951;
```

```
%verificando a qualidade do modelo tem-se:
```

```
ql1=100*abs(s1*(t951/b1));
```

```

%=====
%SEGUNDO modelo de aproximação adotado:
%y=Ao+A1p1+A2p2+A3p1p2
x2=[ones(12,1) p1' p2' p1'.*p2'];
%As constantes Ao, A1, A2 e A3 serão obtidas pela matriz b2:
b2=(inv(x2'*x2)*x2'*y')
%A matriz y2 fornece os valores de resposta obtidos pelo modelo:
y2=x2*b2;
%O erro para cada valor de y2 em relação a variável de resposta y será dado
e2=y'-y2;
%Quanto mais próxima de zero a média dos erros mais preciso é o modelo
%assim:
media2=mean(e2);
%Para o erro médio quadrático tem-se:
e22=e2'*e2
%plotando os resultados deve existir uma simetria entre o lado positivo e
%negativo da curva:
graferro2=plot(e2);
%Para a variância tem-se:
s22=e22/n
%onde:
%n2=N-gl2
%N: número de experimentos
%gl2: graus de liberdade perdidos no ajuste
gl2=4;
n2=N-gl2;
s22=e22/n2;
%Para a covariância tem-se:
cov22=s22*(inv(x2'*x2));
%Para o desvio padrão de Ao, A1, A2 e A3 tem-se:
s2=sqrt(diag(cov22));
%adotando-se um intervalo de 90% de confiança para t-student tem-se:
%b2-s2t.095,5<B<b2+s2t.095,5
t951=tinv(0.95,11);
%para o limite inferior tem-se:
li2=b2-s2*t951;
%para o limite superior tem-se:
ls2=b2+s2*t951;
%verificando a qualidade do modelo tem-se:
ql2=100*abs(s2*(t951/b2));

%=====
%Verificando pelo teste de hipóteses o melhor resultado:
%comparação entre o PRIMEIRO e o SEGUNDO modelo:
%Hipótese nula:
%O melhor modelo para y é y1. O erro médio quadrático de y2 foi menor
%porque este estava modelando o erro experimental e não do modelo.
%Assim, com distribuição F tem-se:
%F=((e12-e22)/(p2f-p1f))/(e22/(N-p2f))
%p1f= numero de constantes do modelo 1. p2f do modelo 2
%Onde:
p1f=3;
p2f=4;
F=((e12-e22)/(p2f-p1f))/(e22/(N-p2f))
Ftab=finv(0.95,1,8)
% 1 e a diferença p2f-p1f e 8=N-p2f
%A hipótese foi aceita, pois F esta dentro do intervalo de -Ftab,Ftab. Logo
o segundo modelo está modelando o erro do
%experimento e nao representa o melhor resultado para o ajuste.

```


ANEXO IV

RESULTADOS DO STATISTICA PARA OS COEFICIENTES DO MODELO TESTADO EM MATLAB PARA PREVISÃO DAS CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS DOS CORDÕES

➔ COEFICIENTES DO MODELO PARA PREVISÃO DA PENETRAÇÃO (destacado em pontilhado azul):

STATISTICA - [penet* - Regression Summary for Dependent Variable: Pen (geometria.sta)]

File Edit View Insert Format Statistics Data Mining Graphs Tools Data Workbook Window Help

penet*

ANOVA

ANO

U

Multiple

Regr

Si

P

Regression Summary for Dependent Variable: Pen (geometria.sta)
 $R = .93569666$ $R^2 = .87552825$ Adjusted $R^2 = .84786786$
 $F(2,9) = 31.653$ $p < .00008$ Std. Error of estimate: .28419

	Beta	Std. Err. of Beta	B	Std. Err. of B	t(9)	p-level
N=12						
Intercept			1,543333	0,200953	7,68008	0,000031
Onda	0,482411	0,117602	0,301000	0,073378	4,10207	0,002668
%EN	-0,801753	0,117602	-0,685000	0,100476	-6,81752	0,000078

➔ COEFICIENTES DO MODELO PARA PREVISÃO DA LARGURA:

STATISTICA - [largura* - Regression Summary for Dependent Variable: Lar (geometria.sta)]

File Edit View Insert Format Statistics Data Mining Graphs Tools Data Workbook Window Help

largura*

ANOVA

ANO

U

%

Multiple

Regr

Si

Regr

P

Regression Summary for Dependent Variable: Lar (geometria.sta)
 $R = .82831723$ $R^2 = .68610943$ Adjusted $R^2 = .61635598$
 $F(2,9) = 9.8362$ $p < .00544$ Std. Error of estimate: .60211

	Beta	Std. Err. of Beta	B	Std. Err. of B	t(9)	p-level
N=12						
Intercept			12,52000	0,425757	29,40647	0,000000
Onda	-0,678712	0,186753	-0,56500	0,155464	-3,63427	0,005449
%EN	-0,474826	0,186753	-0,54125	0,212878	-2,54253	0,031579

➡ COEFICIENTES DO MODELO PARA PREVISÃO DO REFORÇO:

STATISTICA - [reforço* - Regression Summary for Dependent Variable: Ref (penet.sta)]

File Edit View Insert Format Statistics Data Mining Graphs Tools Data Workbook Window Help

Arial 10 B I U

reforço*

ANOVA

ANO

U

O

U

O

U

%

O

Multiple

Regre

Si

R

P

P

Regression Summary for Dependent Variable: Ref (penet.sta)
 $R = .82497869$ $R^2 = .68058984$ Adjusted $R^2 = .60960980$
 $F(2,9) = 9.5885$ $p < .00588$ Std. Error of estimate: .33303

	Beta	Std. Err. of Beta	B	Std. Err. of B	t(9)	p-level
N=12						
Intercept			3,638333	0,235491	15,44997	0,000000
Onda	0,765331	0,188388	0,349333	0,085989	4,06252	0,002831
%EN	0,307992	0,188388	0,192500	0,117746	1,63488	0,136504