UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

ESTUDO DA SOLDAGEM MIG/ MAG PELA TÉCNICA HIPERBÁRICA A SECO VISANDO SUA APLICAÇÃO EM PROCEDIMENTOS DE REPARO SUBMARINO

TESE SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA

CARLOS EDUARDO ICONOMOS BAIXO

FLORIANÓPOLIS, 21 DE DEZEMBRO DE 1999

ESTUDO DA SOLDAGEM MIG/ MAG PELA TÉCNICA HIPERBÁRICA A SECO VISANDO SUA APLICAÇÃO EM PROCEDIMENTOS DE REPARO SUBMARINO

CARLOS EDUARDO ICONOMOS BAIXO

ESTA TESE FOI JULGADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE DOUTOR EM ENGENHARIA

ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA E APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

BANCA EXAMINADORA

_____
Prof. Dr. Júlio César Passos
Coordenador do Curso

_____
Prof. Dr. Jair Carlos Dutra
Orientador

_____
Prof. Dr. Berend Snoijer
Membro

_____
Prof. Dr. Augusto José de A. Buschinelli
Membro

_____
Prof. Dr. Alexandre M. Pope
Membro

_____
Prof. Dr. Américo Scotti
Membro

Índice

Lista de Tabelas vi
Lista de Figuras ix
Resumo xxiii
Abstract xiv

1 - Introdução 1
1.1 - Panorama da Soldagem Submarina 1
1.2 - Soldagem pela Técnica Hiperbárica a Seco 2
1.3 - Soldagem MIG pela Técnica Hipebárica a Seco: Identificação do Problema 3
1.4 – Soldagem MIG/ MAG com Transferência por Curto-Circuito em Ambiente Hiperbarico 6
1.5 - Objetivo do Trabalho 8

2 - Revisão Bibliográfica 9
2.1 - Região Catódica 9
2.2 - Região Anódica 11
2.3 - Arcos de Coluna Constrita 17
2.3.1 - Arco com Coluna Livre 17
2.3.2 - Arco com Coluna Constrita 17
2.3.3 - Arco com Coluna Constrita e Altamente Ionizado 18
2.4 - Expressões de Notthingham e de Goldman para a Curvas de Tensão-Corrente 21
2.5 - Curvas de Tensão-Corrente para o Arco MIG/ MAG 23
2.6 - Efeito da Pressão sobre a Física do Arco 25
2.7 - Transferência Metálica no Processo MIG/ MAG 28
2.8 - Modelo do Equilíbrio Estático de Forças 28
2.9 - Principais Forças Envolvidas no Mecanismo de Transferência 29
2.9.1 - Força Peso 29
2.9.2 - Força de Tensão Superficial 30
2.9.3 - Forças de Origem Eletromagnética 31

2.9.3 A - Componente Axial da Força de Lorentz 33
2.9.3 B - Componente Radial da Força de Lorentz 37
2.9.4 - Pressão Hidrostática ao Longo da Coluna de Plasma e Fluxo do Gás de Plasma 40
2.9.5 - Jatos Anódicos ou Catódicos 44
2.10 - Fusão do Eletrodo na Soldagem MIG/ MAG 48

3 – Controle da Forma de Onda da Corrente na Transferência por Curto-Circuito 51
3.1 - Transferência Metálica por Curto-Circuito Convencional 51
3.2 – Desenvolvimento da Metodologia de Controle da Forma de Onda da Corrente
3.2.1 - Definição da Forma de Onda da Corrente a ser Aplicada 58
3.2.2 - Característica Estática da Fonte de Energia 61
3.2.3 - Relação entre a Velocidade do Arame e a Corrente de Soldagem 65
3.2.4 - Relação entre o Volume Fundido e a Energia no Período de Arco 66
3.3 - Equipamentos e Métodos 68
3.4 – Resultados e Análises 69
3.4.1 - Relação entre Velocidade de Alimentação do Arame e a Corrente de Soldagem 69
3.4.2 - Relação entre o Volume Fundido e a Energia no Período de Arco 93
3.5 - Relação entre o Volume e a Energia no Período de Arco 102
3.5.3 - Relação Empregada para o Dimensionamento do Pulso de Corrente 104
3.5.4 - Relação Empregada para a Associação entre {Iap} e {Ief} 106
3.6 - Implementação das Estratégias de Controle Propostas 110
3.6.1 - Configuração do Sistema Utilizado para a Condução dos Ensaios 110
3.6.2 - Estrutura Básica dos Algorítimos 111

4 - Ensaios Preliminares à Soldagem em Ambiente Hiperbárico 117
4.1 - Condições de Realização dos Ensaios 117
4.2 - Critérios de Avaliação da Geometria dos Depósitos 120
4.3 - Resultados Encontrados na Soldagem com Arames de 1,2 mm 123

4.3.1 - Curto-Circuito Convencional: Característica da Transferência
4.3.2 - Curto-Circuito Convencional: Característica dos Depósitos 123
4.4- Curto-Circuito Controlado: Características da Transferência e dos 129
Depósitos 132
4.4.1 - Controle Baseado em Três Níveis de Corrente
4.4.2 - Controle Baseado em Dois Níveis de Corrente 132
4.4.3 - Influência da Curva Característica Estática da Fonte na Estabilidade 139
da Transferência e Formação Geométrica dos Depósitos
4.5 - Transferência por Projeção Axial: Características da Transferência e 142
dos Depósitos
4.6 - Resultados Obtidos com Arames de 1,6 mm de Diâmetro 143
4.6.1 - Transferência por Curto-Circuito: Características da Transferência e 145
dos Depósitos
4.6.2 - Transferência por Projeção Axial: Características da Transferência e 145
dos Depósitos
4.7 - Avaliação da Geometria dos Depósitos com Base nas Normas 147
153
5 - Ensaios em Ambiente Hiperbárico
5.1 - Montagem da Bancada de Ensaios 155
5.1.1 - Sistema Vaso Hiperbárico 155
5.1.2 - Sistema de Movimentação e Posicionamento da Pistola de Soldagem 156
5.1.3 – Sistema de Soldagem 158
5.1.4 – Sistema de Aquisição de Sinais 158
5.2 - Condições de Realização dos Ensaios 158
5.3 - Resultados Encontrados 159
5.3.1 - Transferência por Curto-Circuito 159
5.3.2 - Transferência por Projeção Axial 170
5.4 - Análise dos Resultados 174
6.0 - Conclusões 177
7.0 – Proposta para Trabalhos Futuros 180
8.0 - Referências Bibliográficas 181

Lista de Figuras

Figura 2.1 - Relação entre a tensão {Ua} e a corrente {Ia} na fase de arco para a soldagem MIG/ MAG com eletrodo na polaridade positiva {Ua(+)} e negativa {Ua(-)}. 11

Figura 2.2 - Variação da temperatura das partículas pesadas e elétrons na região da barreira de Langumuir. 12

Figura 2.3 - Variação no gradiente de concentração dos elétrons como decorrência do gradiente de temperatura nas vizinhanças do ânodo. 12

Figura 2.4 - Variação da energia e da concentração de cargas dos íons (+) e dos elétrons (-) como decorrência da formação do espaço na região que antecede ao ânodo. 13

Figura 2.5 - Geometria utilizada no modelo desenvolvido por Nemchinsky para o cálculo dos parâmetros elétricos do arco na região próxima ao ânodo. 14

Figura 2.6 - Queda de tensão na região que antecede ao ânodo. 15

Figura 2.7 - Relação entre a queda de tensão no arco, incluindo a parcela do eletrodo, e o raio do ponto anódico. 16

Figura 2.8 - Curva de tensão-corrente representativa do comportamento elétrico do arco gerado em eletrodos de pequena dimensão. 19

Figura 2.9 - Relação entre a tensão (U) e a corrente (I) no arco TIG em atmosferas de argônio e de hélio. 21

Figura 2.10 - Influência da mudança na composição do gás, de hélio, para argônio, sobre a distribuição espacial do arco (eletrodo de tungstênio; corrente 100 A). 21

Figura 2.11 - Curvas características de tensão-corrente obtidas com arco TIG em atmosfera de argônio]. 23

Figura 2.12 - Curva característica de tensão-corrente do arco MIG/ MAG com transferência em vôo livre. 25

Figura 2.13 - Efeito da pressão sobre a distribuição do arco TIG em ânodo de cobre refrigerado. 26

Figura 2.14 - Efeito da pressão no posicionamento das curvas características de tensão-corrente para o arco TIG gerado em atmosfera de gás hélio. 27

Figura 2.15 –Influência dos campos elétrico e magnético sobre a direção da força de Lorentz. 32

Figura 2.16 - Sentido de atuação da componente axial da Força de Lorentz {F_{LA}} em função da variação da área de passagem da corrente. 33

Figura 2.17 - Linhas de densidade de corrente no interior da gota e na região adjacente do plasma, representadas de forma tracejada. Força de Lorentz, representada por setas, atuando no sentido (A) contrária e (B) favorável ao destacamento da gota.

Figura 2.18 - Sequência aproximada para a forma geométrica de uma gota em seu ciclo de crescimento até o instante que antecede o destacamento. 34

Figura 2.19 -– Parâmetros geométricos adotados para a representação da relação entre as áreas de interface arco-gota e gota-eletrodo. 35

Figura 2.20 Variação da componente axial da força de Lorentz, calculada com base na região de ligação entre o volume de metal fundido e a extremidade do eletrodo. 36

Figura 2.21 - Aceleração das gotas metálicas ao longo de sua travessia pelo espaço entre os eletrodos. 37

Figura 2.22 - Aparecimento de uma força eletromagnética contrária à separação da gota na transferência por curto-circuito em função de uma densidade de corrente convergente no instante do contato eletrodo-poça.. 37

Figura 2.23 - Força de arraste, gerada a partir de um fluxo do gás de plasma e de gases frios aspirados do meio, originada pela diferença de pressão ao longo da coluna do arco. 39

Figura 2.24 – Magnitude das forças envolvidas no destacemento MIG/ MAG, segundo Wazinsky e Graat. 40

Figura 2.25 - Comportamento do arco MIG sob diferentes pressões ambientes. 41

Figura 2.26 – Representação da A) geometria “finger shape”, característica da atmosfera de argônio e B) da geometria obtida em atmosfera rica em CO_2. 43 43

Figura 2.27 - Aspecto do arco voltaico observado Kouwenhoven e Jones durante os períodos de formação dos pontos anódicos. 45

Figura 2.28 - Efeito do jato anódico sobre a formação da gota na extremidade do eletrodo. 46

Figura 2.29 - Efeito da ação dos jatos anódicos ou catódicos na distribuição espacial da coluna de plasma. 47

Figura 3.1 - Sequência de separação da gota metálica na transferência por curto-circuito convencional. 51

Figura 3.2 - Circuito elétrico do sistema fonte-arco-eletrodo e sua representação com base no circuito equivalente RLE. 53

Figura 3.3 - Representação das variáveis {t}, {I(t)}, {I(t-Δt)}, {U(t)} e {Uref} utilizadas para descrever o comportamento da corrente na transferência por curto-circuito com fonte de energia possuindo curva característica com modulação em tensão constante (CCTC). 55

Figura 3.4 - Influência da altura de tomada da corrente (t) sobre a frequência da transferência por curto-circuito utilizando fonte com curva característica em tensão constante (CCTC). 56

Figura 3.5 - Influência do efeito indutivo sobre a frequência da transferência por curto- circuito utilizando fonte com curva característica em tensão constante (CCTC). 57

Figura 3.6 - Efeito da tensão de referência {Uref} sobre a frequência da transferência por curto-circuito utilizando fonte com curva característica em tensão constante (CCTC). 57

Figura 3.7 - Figura ilustrativa do controle da forma de onda da corrente na soldagem com transferência por curto-circuito. 59

Figura 3.9 - Efeito da mudança no posicionamento da curva característica do arco na soldagem com fontes de curva característica estática em imposição de corrente (CCIC). 62

Figura 3.10 – Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representando o efeito da mudança no posicionamento da curva característica do arco na soldagem com fontes de curva característica estática em imposição de corrente (CCIC). 62

Figura 3.11 - Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representando o efeito da mudança no posicionamento da curva característica do arco na soldagem com fontes de curva característica estática tombante (CCTB). 63
Figura 3.12 - Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representando o efeito da mudança no posicionamento da curva característica do arco na soldagem com fontes de curva característica estática tombante. 64
Figura 3.13 - Relação entre a velocidade de alimentação do arame {Va} e a corrente média de soldagem {Im}. Dados extraídos da tabela 3.2. 72
Figura 3.14 - Relação entre a velocidade de alimentação do arame {Va} e a corrente eficaz de soldagem {Ief}. Dados extraídos da tabela 3.3. 73
Figura 3.15 - Relação entre a velocidade de alimentação do arame {Va} e o valor quadrático da corrente média de soldagem {Im^2}. Dados extraídos da tabela 3.2. 74
Figura 3.16 - Relação entre a velocidade de alimentação do arame {Va} e o valor quadrático da corrente eficaz de soldagem {Ief^2}. Dados extraídos da tabela 3.2. 75
Figura 3.17 - Relação entre a velocidade de alimentação do arame {Va} e o valor quadrático da corrente média avaliada ao longo do período de arco {Ima^2}. Dados extraídos da tabela 3.2. 77
Figura 3.18 - Relação entre a velocidade de alimentação do arame {Va} e o valor quadrático da corrente eficaz avaliada ao longo do período de arco {$Iefa^2$}. Dados extraídos da tabela 3.2. 78
Figura 3.19 - Relação entre tensão {Ua} e corrente {Ia} no período de arco construída a partir dos dados extraídos de um ensaio conduzido com transferência por curto-circuito convencional. Dados: Va: 3 m/min; Uref: 17 V; Efeito Indutivo: 30%; Altura de Tomada de Corrente: 15 mm; Velocidade de Soldagem: 15 cm/ min; Gás: Argônio + 2%O_2 @ 12 l/ min. 80
Figura 3.20 - Relação entre tensão {Ua} e corrente {Ia} no período de arco construída a partir dos dados extraídos de um ensaio conduzido com transferência por curto-circuito convencional. Dados: Va: 6 m/min; Uref: 20 V; Efeito Indutivo: 50%; Altura de Tomada de Corrente: 15 mm; Velocidade de Soldagem: 24 cm/ min; Gás: Argônio + 2%O_2 @ 12 l/ min. 80

Figura 3.21 – Relação entre tensão {U} e corrente {I} construído a partir de uma sequência de períodos de transferência. Dados: Va: 4 m/min; Uref: 18 V; Efeito Indutivo: 30%; Altura de Tomada de Corrente: 15 mm; Velocidade de Soldagem: 20 cm/ min; Gás: Argônio + 2%O_2 @ 12 l/ min. 82

Figura 3.22 – Oscilogramas de tensão {U} e corrente {I} que permitem identificar a variação da corrente desde a reignição até a ocorrência do curto-circuito. Dados: Va: 6 m/min; Uref:20V; Efeito Indutivo: 50%; Altura de Tomada de Corrente: 15 mm; Velocidade de Soldagem:28cm/min; Gás: Argônio + 2%O_2 @ 12 l/ min. 85

Figura 3.23 – Oscilogramas de tensão {U} e corrente {I} que permitem identificar a variação da corrente desde a reignição até a ocorrência do curto-circuito. Dados: Va: 5 m/min; Uref:19V; Efeito Indutivo: 50%; Altura de Tomada de Corrente: 15 mm; Velocidade de Soldagem:24cm/min; Gás: Argônio + 2%O_2 @ 12 l/ min. 85

Figura 3.24 – Oscilogramas de tensão {U} e corrente {I} que permitem identificar a variação da corrente desde a reignição até a ocorrência do curto-circuito. Dados: Va: 4 m/min; Uref:18V; Efeito Indutivo: 30%; Altura de Tomada de Corrente: 15 mm; Velocidade de Soldagem:20cm/min; Gás: Argônio + 2%O_2 @ 12 l/ min. 86

Figura 3.25 – Oscilogramas de tensão {U} e corrente {I} que permitem identificar a variação da corrente desde a reignição até a ocorrência do curto-circuito. Dados: Va: 3 m/min; Uref:17V; Efeito Indutivo: 30%; Altura de Tomada de Corrente: 15 mm; Velocidade de Soldagem:17cm/min; Gás: Argônio + 2%O_2 @ 12 l/ min. 86

Figura 3.26 – Oscilogramas de tensão {U} e corrente {I} que permitem identificar a variação da corrente desde a reignição até a ocorrência do curto-circuito. Dados: Va: 2 m/min; Uref:16V; Efeito Indutivo: 30%; Altura de Tomada de Corrente: 15 mm; Velocidade de Soldagem:15cm/min; Gás: Argônio + 2%O_2 @ 12 l/ min. 87

Figura 3.27 – Relação entre tensão {U} e corrente {I} construído a partir de uma sequência de períodos de transferência. Dados: Va: 2 m/min; Uref: 16V; Efeito Indutivo: 50%; Altura de Tomada de Corrente: 15 mm; Velocidade de Soldagem: 15 cm/ min; Gás: Argônio + 2%O_2 @ 12 l/ min. 87

Figura 3.28 – Efeito da altura de tomada de corrente {t} e do diâmetro do eletrodo sobre {D.E.} sobre o posicionamento da curva {$Va = C_1.Ief^2 + C_2$}. Coeficientes apresentados na tabela 3.11. 88

Figura 3.29 – Relação entre o coeficiente {C_2} e a área da seção do eletrodo. Dados extraídos da tabela 3.17. 90

Figura 3.30 – Relação entre o coeficiente {C_1} e a altura de tomada de corrente dividida pela área da seção do eletrodo. Dados extraídos da tabela 3.11 e coeficientes apresentados na tabela 3.12. 91

Figura 3.31 – Determinação do coeficiente {C_2} apresentado na expressão 3.24. 93

Figura 3.32 - Relação entre o volume do glóbulo fundido {Vf_{tmt}} valor da integral da corrente na fase de arco [$\int Ia^2(t).dt]_m$. Dados extraídos da tabela 3.13. 95

Figura 3.33 - Relação entre a constante de proporcionalidade {□} e o valor da corrente eficaz avaliada durante o período de arco {Iefa}. Ensaios conduzidos com transferência por curto-circuito convencional. Os coeficientes da expressão são apresentados na tabela 5.15. 96

Figura 3.34 - Oscilogramas de tensão (U) e de corrente (I) característicos da transferência por curto-circuito com controle em dois níveis de corrente. Simbologia: Ia - Corrente no período de arco; Icc: corrente no período de curto-circuito. 98

Figura 3.35 - Relação entre o volume do glóbulo fundido {Vf_{tmt}} valor da integral da corrente na fase de arco [$Ia^2.tma]_m$. 100

Figura 3.36 - Relação entre a constante de proporcionalidade {α} e o valor da corrente do período de arco {Ia}. Ensaios conduzidos com transferência por curto-circuito com controle da forma de onda em dois níveis de corrente. Coeficientes (C_1) e (C_2) são apresentados na tabela 3.18. 101

Figura 3.37 - Relação entre {α}, calculada com base no volume fundido no período de arco e o valor da corrente do período de arco {Ia}. Coeficientes (C_1) e (C_2) são apresentados na tabela 3.19. 103

Figura 3.38 - Variações no volume fundido transferido {Vftmt} como decorrência de mudanças da corrente na fase de arco {Ia}. Transferência por curto-circuito com controle em dois níveis de corrente. Valores indicados no gráfico correspondem a {Va}. 104

Figura 3.39 – Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representativo de uma soldagem estável na transferência por curto-circuito com controle da forma de onda em três níveis de corrente. Iap: 244 A; tap: 9,63 ms; Iab: 92 A; Va: 5 m/ min; (Ief: 203 A). 107

Figura 3.40 – Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representativo de uma soldagem estável na transferência por curto-circuito com controle da forma de onda em três níveis de corrente. Iap: 285 A; tap: 7,1 ms; Iab: 142 A; Imin: 82 A; Va: 5 m/ min; t: 15 mm (Ief:193 A/ Uef: 24,1 V) 108

Figura 3.41 – Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representativo de uma soldagem estável na transferência por curto-circuito com controle da forma de onda em três níveis de corrente. Iap: 324 A; tap: 5,2 ms; Iab: 92 A; Imin: 106 A; Va: 5 m/ min; t: 15 mm (Ief: 190 A/ Uef: 23,6 V) 108

Figura 3.42 – Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representativo de uma soldagem estável na transferência por curto-circuito com controle da forma de onda em três níveis de corrente. Variáveis: Iap: 224 A; tap: 14,3 ms; Iab: 92 A; Imin: 106 A; Va: 5m/ min (Ief: 205 A/ Uef: 24,1 V) 109

Figura 3.43 - Esquema representativo da montagem dos equipamentos para a condução dos ensaios com controle sobre a forma de onda da corrente. 110

Figura 3.44 - Algorítimo implementado para definição das variáveis de forma de onda para o controle baseado em três níveis de corrente (Ia e Icc.). Variável de entrada: corrente de referência {Iref}. 112

Figura 3.45 - Algorítimo implementado para definição das variáveis de forma de onda para o controle baseado em dois níveis de corrente (Ia e Icc.). Variável de entrada: corrente de referência {Iref}. 113

Figura 3.46 - Fluxograma do programa para o controle da forma de onda da corrente em três níveis (Iap, Iab e Icc). 114

Figura 3.47 - Fluxograma do programa para o controle da forma de onda da corrente em dois níveis (Ia e Icc) 115

Figura 4.1 - Diagrama esquemático indicando os ensaios conduzidos com arames de 1,2 e 1,6 mm de diâmetro. 117

Figura 4.2 - Definições utilizadas neste trabalho para caracterizar as dimensões básicas dos depósitos. Legenda: H_{RC} - Altura do Reforço; L_C - Largura do Cordão; δ_m - Ângulo de Molhabilidade. 120

Figura 4.3 - Oscilogramas de tensão (U) e de corrente (I) característicos da transferência por curto-circuito convencional com o processo transcorrendo de forma regular. Dados: Uref: 20 V; Va: 4,0 m/min; Ks = Kd: 50%; t: 15 mm; Vs: 15 cm. min^{-1}. 124

Figura 4.4 - Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} registrando o fenômeno de formação dos patamares de tensão e sua influência sobre a dinâmica da transferência por curto-circuito. 126

Figura 4.5 - a) Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} obtidos a partir de ensaios conduzidos com corrente pulsada. B) Mudança no posicionamento da curva característica de tensão-corrente do arco quando da ocorrência do fenômeno dos patamares de tensão. 127

Figura 4.6 - Oscilogramas de tensão (U) e de corrente (I) caracterizando a instabilidade encontrada na transferência por curto-circuito convencional com {Ief} de 180 A. Dados: Uref: 24 V; Va: 5,0 m/min; Ks = Kd: 90%; t: 17 mm; Vs: 20 cm/min. 128

Figura 4.7 - Oscilogramas de tensão (U) e de corrente (I) caracterizando a mudança no modo de transferência de curto-circuito para fluxo goticular. Dados: Uref: 28 V; Va: 6,0 m/min; Ks = Kd: 70%; t: 15 mm; Vs: 22 cm/min. 129

Figura 4.8 - Macrografias de depósitos produzidos com transferência por curto-circuito convencional com corrente eficaz na faixa de 150 A. Esquerda: 15 cm/min; Direita: 22 cm/min (Distância entre setas: 10 mm). 130

Figura 4.9 - Macrografia de depósito produzido com transferência por curto-circuito convencional com corrente eficaz na faixa de 175 A (Distância entre setas: 10 mm). 131

Figura 4.10 - Macrografia de depósito produzido com transferência por curto-circuito convencional com corrente eficaz na faixa de 200 A (Distância entre setas: 10 mm). 131

Figura 4.11 - Oscilogramas de tensão (U) e de corrente (I) característicos da soldagem com controle em três níveis de corrente. 133

Figura 4.12 - Macrografia de depósito produzido com transferência por curto-circuito com controle em três níveis da forma de onda da corrente. Dados: Ief: 175 A; (Distância entre setas: 10 mm). 133

Figura 4.13 - Macrografia de depósito produzido com transferência por curto- circuito com controle em três níveis da forma de onda da corrente. Dados: Ief: 200A; (Distância entre setas: 10 mm). 134

Figura 4.14 - Efeito do tempo de pulso {tap} sobre o volume do glóbulo fundido {Vf_{tmt}} na transferência MIG por curto-circuito com controle da forma de onda da corrente em três níveis. 136

Figura 4.15 - Efeito combinado da amplitude {Iap} e do tempo de pulso {tap} sobre a largura dos depósitos {Lc} produzidos com transferência MIG por curto-circuito com controle da forma de onda da corrente em três níveis. 137

Figura 4.16 - Efeito da corrente de base {Iap} sobre a largura dos depósitos {Lc} produzidos com transferência MIG por curto-circuito com controle da forma de onda da corrente em três níveis. Dados: Iap: 285 A; tap: 7,11 ms; Icc: 300 A; Va: 5 m/min; Vs: 24 cm/min; t: 15 mm; Gás: Ar/ 12l/min. 138

Figura 4.17 - Oscilograma de tensão (U) e de corrente (I) característico da soldagem com controle em dois níveis de corrente. 139

Figura 4.18 - Macrografia de depósito produzido com transferência por curto-circuito em que se utilizou a metodologia baseada em dois níveis de corrente. Superior: Ief 175A; Inferior: 200 A (Distância entre setas: 10 mm). 140

Figura 4.19 - Variações na frequência de transferência (Freq) como decorrência de mudanças no valor da corrente na fase de arco (Ia). Transferência por curto-circuito com controle em dois níveis de corrente. Os valores indicados no gráfico correspondem a {Va}. 141

Figura 4.20 - Efeito da corrente de arco {Ia} sobre a largura dos depósitos {Lc} produzidos com transferência MIG por curto-circuito com controle da forma de onda da corrente em dois níveis. 142

Figura 4.21 - Osilogramas de tensão e de corrente caracterizando o efeito dos patamares de tensão sobre a forma de onda corrente na soldagem no controle operando com modulação tombante. 143

Figura 4.22 - Oscilogramas de tensão e de corrente característicos da transferência por projeção axial com comprimento de arco visível de 5 mm. Dados: Im: 150 A (Iap: 300 A; tap: 4,0 ms; Iab: 84 A; tab: 9,09 ms); Va: 3,5 m/min; t: 18 mm; Vs: 15 cm/min. 144

Figura 4.23 - Macrografia de depósitos produzidos com transferência por projeção axial e arco com comprimento visível de 5 mm. Dados: Ief: 175 A. (Distância entre setas: 10 mm). 144

Figura 4.24 - Oscilogramas de tensão e corrente caracterizando a transferência por curto-circuito convencional com arames de 1,6 mm de diâmetro. Dados: Uref: 21 V; Va: 1,6 m.min-1; t: 25 mm; Ks = Kd = 70 % e Vs: 15 $cm.min^{-1}$. 145

Figura 4.25 - Macrografia de depósito produzido com transferência por curto-circuito convencional e eletrodos de 1,6 mm de diâmetro (Distância entre setas: 10 mm). 146

Figura 4.26 - Oscilogramas de tensão e corrente caracterizando a transferência por curto-circuito controlado com arames de 1,6 mm de diâmetro. 147

Figura 4.27 - Macrografia do depósito produzido com transferência por curto-circuito controlado e eletrodos de 1,6 mm de diâmetro (Distância entre setas: 10 mm). 147

Figura 4.28 - Oscilação no tensão de tensão (U) como decorrência de variações na velocidade de alimentação do arame {Va}na soldagem com eletrodo de 1,6 mm de diâmetro. Dados: Im 175 A (Ip: 380 A; tp: 5 ms; Ib: 131 A; tb: 23,3 ms), Va: 2,3 m/min, t: 18 mm e Vs: 20 cm/min. 149

Figura 4.29 - Ocorrência de curtos-circuitos na soldagem com corrente pulsada conduzida com arame de 1,6 mm de diâmetro e parâmetros de soldagem modificados para produzir arco curto. 149

Figura 4.30 - Influência do comprimento do arco sobre a geometria dos depósitos produzidos com transferência por projeção axial e eletrodos de 1,6 mm de diâmetro. O depósito superior corresponde à soldagem com arco mais longo e o inferior com arco mais curto (Distância entre setas: 10 mm). 150

Figura 4.31 - Mudanças na estrutura do arco a partir das variações no afastamento entre o eletrodo e a poça de fusão. 153

Figura 4.32 - Ocorrência de uma instabilidade na transferência com corrente pulsada com arco curto devido a ocorrência de curtos-circuitos durante a soldagem. 152

Figura 4.33 - Efeito do comprimento do arco na geometria dos depósitos produzidos com arames de 1,6 em. Superior: Arco Longo; Inferior: Arco Curto (Distância entre setas: 10 mm). 153

Figura 5.1 - Vista panorâmica do vaso hiperbárico. 155

Figura 5.2 - Oscilogramas de tensão {U} e de {I} mostrando o efeito da pressão sobre a estabilidade da transferência metálica com controle em três níveis de corrente. Pressão: 2 bar. Variáveis da forma da onda da corrente: Iap.: 224 A; tap: 8,9 ms; Iab: 92 A; Icc: 300 A; Va: 5 m/ min; Fig. A: Curva característica em imposição de corrente (Ief: 247 A); Fig. B - Curva característica tombante (Ief: 261 A) 160

Figura 5.3 - Oscilogramas de tensão {U} e de {I} mostrando o efeito da pressão sobre a estabilidade da transferência metálica com controle da corrente em dois níveis. Pressão: 2 bar. Variáveis da forma da onda da corrente: Iab: 184 A; Icc: 300 A; Va: 5 m/min. Fig. A: Curva característica em imposição de corrente (Ief: 214 A); Fig. B - Curva característica tombante (Ief: 223 A) 161

Figura 5.4 - Macrografias mostrando o efeito da pressão sobre a formação geométrica dos depósitos produzidos na transferência por curto-circuito com controle em três níveis de corrente (Distância entre setas: 10 mm). Variáveis da forma da onda da corrente: Iap.: 224 A; tap: 8,9 ms; Iab: 92 A; Icc: 300 A; Va: 5 m/ min; Curva característica em imposição de corrente; Fig. A: 1,02 bar (Ief: 198 A) ; Fig. B: 6,4 bar (249 A). 163

Figura 5.5 - Macrografias mostrando o efeito da pressão sobre a formação geométrica dos depósitos produzidos na transferência por curto-circuito com controle em dois níveis de corrente (Distância entre setas: 10 mm). Variáveis da forma da onda da corrente: Ia.: 184 A; Icc: 300 A; Va: 5 m/ min; Curva característica em imposição de corrente; Fig. A: 1,02 bar (Ief: 203 A); Fig. B: 6,4 bar (Ief: 227 A). 164

Figura 5.6 - Oscilogramas de tensão {U} e de {I} mostrando o efeito do aumento da corrente de pulso sobre a estabilidade da transferência metálica com controle da corrente em três níveis. Pressão: 2 bar. Variáveis da forma da onda da corrente: Iap: 285 A; tap: 7,3 ms; Iab: 142 A; Imin: 100 A; Ief: 198 A. Curva característica da fonte: CCIC. 165

Figura 5.7 - Macrografia de depósito produzido na transferência por curto-circuito com controle em três níveis de corrente (Distância entre setas: 10 mm). Pressão: 2 bar. Variáveis da forma da onda da corrente: Iap: 285 A; tap: 7,3 ms; Iab: 142 A; Imin: 100 A; Ief: 198 A. Curva característica da fonte: CCIC. 166

Figura 5.8 - Oscilogramas de tensão {U} e de {I} mostrando o efeito da pressão sobre a estabilidade da transferência metálica com controle da corrente em três níveis. Pressão: 2 bar. Variáveis da forma da onda da corrente: corrente: Iap: 285 A; tap: 8,2 ms; Iab: 142 A; Imin: 100 A; Ief: 197 A. Curva característica da fonte: CCIC. 167

Figura 5.9 - Oscilogramas de tensão {U} e de {I} mostrando o efeito da pressão sobre a estabilidade da transferência metálica com controle da corrente em três níveis. Pressão: 2 bar. Variáveis da forma da onda da corrente: corrente: Iap: 285 A; tap: 9,2 ms; Iab: 142 A; Imin: 100 A; Ief 200 A. Curva característica da fonte: CCIC. 168

Figura 5.10 - Macrografia mostrando o efeito da corrente de arco sobre a formação geométrica dos depósitos produzidos na transferência por curto-circuito com controle em dois níveis de corrente (Distância entre setas: 10 mm). Pressão: 2 bar. Variáveis da forma da onda da corrente: Ia.: 189 A; Icc: 300 A; Va: 5 m/ min; Curva característica em imposição de corrente;
Figura 5.11 - Histograma indicando a magnitude dos picos de corrente de durante o curto-circuito (eixo x). Variáveis da forma da onda da corrente: Ia.: 200 A; Icc: 300 A; Va: 5 m/ min; Curva característica tombante; Ief: 213 A. 169 169
Figura 5.12 - Macrografia mostrando o efeito da corrente de arco sobre a formação geométrica dos depósitos produzidos na transferência por curto-circuito com controle em dois níveis de corrente (Distância entre setas: 10 mm). Pressão: 2 bar. Variáveis da forma da onda da corrente: Ia.: 200 A; Icc: 300 A; Va: 5 m/ min; Curva característica tombante; 170
Figura 5.13 - Macrografias mostrando o efeito da pressão sobre a formação geométrica dos depósitos produzidos na transferência por projeção axial (Distância entre setas: 10 mm). Pressão: 2 bar. Variáveis da forma da onda da corrente: Ip.: 300 A; tp: 4 ms; Ib: 102 A; tb: 5,5 ms Va: 5 m/ min; Curva característica em imposição de corrente; A – 1,02 bar; B – 4,1 bar; C – 6,4 bar. 171
Figura 5.14 - Macrografia mostrando o efeito da redução de 0,1 m/ min na velocidade de alimentação do arame sobre a formação geométrica dos depósitos produzidos na transferência por projeção axial (Distância entre setas: 10 mm). Pressão: 2 bar. Variáveis da forma da onda da corrente: Ip.: 300 A; tp: 4 ms; Ib: 102 A; tb: 5,5 ms Va: 4,9 m/ min; Curva característica em imposição de corrente; 172
Figura 5.15 - Macrografia mostrando o efeito da redução de 0,5 m/ min na velocidade de alimentação do arame sobre a formação geométrica dos depósitos produzidos na transferência por projeção axial (Distância entre setas: 10 mm). Condições semelhantes àquelas da figura 5.13. 172

Figura 5.16 - Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representativos da soldagem com transferência em dois níveis de corrente. Referência da corrente de arco: 194 A. Curva característica da fonte: tombante (CCTB). 173
Figura 5.17 - Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representativos da soldagem com transferência por projeção axial. Curva característica da fonte: tombante (CCTB). Valores de referência da corrente. Ip: 300 A; Ib: 102 A; Pressão: 6 bar. 174
Figura 5.18 - Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representativos da soldagem com transferência por projeção axial. Curva característica da fonte: imposição de corrente (CCIC). Valores de referência da corrente. Ip: 300 A; Ib: 102 A; Pressão: 6 bar. 175
Figura 5.19 - Representação esquemática do processo TIG com alimentação automática de arame. 176

Lista de Tabelas

Tabela 3.1 - Parâmetros e variáveis ajustados para a execução dos ensaios com transferência por curto-circuito convencional.

Tabela 3.2 – Valores de {Ief}, {Im}, {Iefa}e {Ima} extraídos dos ensaios conduzidos com transferência por curto-circuito convencional. 69

Tabela 3.3 - Coeficientes obtidos a partir da regressão numérica com base em um polinômio de 2º grau. Dados de {Va } e {Im} extraídos da tabela 3.2. 71

Tabela 3.4 - Coeficientes obtidos a partir da regressão numérica com base em um polinômio de 2º grau.. Dados de {Va} e {Ief} extraídos da tabela 3.3. 72 73

Tabela 3.5 - Coeficientes referentes a regressão linear dos dados de {Va} e {Im^2}, definida a partir dos dados contidos na tabela 3.2. 75

Tabela 3.6 - Coeficientes referentes a regressão linear dos dados de {Va} e {Ief^2}, definida a partir dos dados contidos na tabela 3.2. 76

Tabela 3.7 - Coeficientes referentes a regressão linear dos dados de {Va} e {Ima^2}, definida a partir dos dados contidos na tabela 3.2. 77

Tabela 3.8 - Coeficientes referentes a regressão linear dos dados de {Va} e {$Iefa^2$} contidos na tabela 3.2. 78

Tabela 3.9 - Coeficientes referentes a regressão linear entre {Ua} e {Ia}. Dados referentes ao gráfico da figura 3.19. 81

Tabela 3.10 - Coeficientes referentes a regressão linear entre {Ua} e {Ia}. Dado referentes aos dados da figura 3.20. 81

Tabela 3.11 – Coeficientes referentes a regressão linear dos dados de {Va} e {Ief^2} referentes aos ensaios para identificar o feito do diâmetro e da altura de tomada de corrente {t} sobre o posicionamento da curva {$Va = C_1.Ief^2 + C_2$}. 89

Tabela 3.12 – Coeficientes referentes a regressão linear dos dados entre o coeficiente {C_1} e a altura de tomada de corrente dividida pela área da seção do eletrodo. 91

Tabela 3.13 - Parâmetros extraídos dos ensaios conduzidos com o processo MIG/ MAG no modo curto-circuito convencional. 94

Tabela 3.14 - Coeficientes da regressão linear {$Vf_{tma}= C_1. [\int Ia^2(t).dt]_m$} para os diferentes valores de {Va}analisados. Dados extraídos da tabela 3.13. 95

Tabela 3.15 - Coeficientes da relação entre a constante de proporcionalidade {α}, onde {$\alpha=Vft_{tma} / [\int Ia^2(t).dt]_m$}, e {Ia}. Dados extraídos das tabela 3.13 e 3.14. 96

Tabela 3.16 - Parâmetros extraídos dos ensaios conduzidos com o processo MIG/ MAG no modo curto-circuito com controle em dois níveis de corrente. 99

Tabela 3.17 - Coeficientes da regressão linear {$Vf_{tma}= C_1. [\int Ia^2(t).dt]_m$ para os diferentes valores de {Va}analisados. Dados extraídos da tabela 3.16. 100

Tabela 3.18 - Coeficientes da relação entre a constante de proporcionalidade {α}, onde {$\alpha=Vft_{tma} / [\int Ia^2(t).dt]_m$}, e {Ia}. Dados extraídos da tabela 3.16. 101

Tabela 3.19 - Coeficientes da relação entre a constante de proporcionalidade {α}, onde {$\alpha=Vft_{tma} / [\int Ia^2(t).dt]_m$}, e {Ia}. Dados extraídos da tabela 3.13. 103

Tabela 4.1 - Parâmetros e variáveis ajustados para a execução dos ensaios com transferência por curto-circuito convencional. 118

Tabela 4.2 - Parâmetros e variáveis ajustados para a execução dos ensaios com transferência por curto-circuito controlado. 119

Tabela 4.3 - Parâmetros e variáveis ajustados para a execução dos ensaios com transferência por projeção axial. 119

Tabela 4.4 - Limites para a altura do reforço dos cordões de solda segundo as normas IIW 751 A e DIN EN 25 817/ 92. 121

Tabela 4.5 - Limites para a altura do reforço dos cordões de solda segundo a norma IIW 778/ 83. 122

Tabela 4.6 - Limites para a altura do reforço dos cordões de solda segundo a norma ASME - SESSÃO VIII - DIVISÃO 1. Legenda: TMb: Espessura da material que compõe o metal de base. 122

Tabela 4.7 - Influência da altura de tomada de corrente {t} nos valores da corrente eficaz {Ief}. Dados: Uref: 24 V; Va: 5,0 m/min; Vs: 17 cm/min; Ks= Kd = 70 % 127

Tabela 4.8 - Largura {L} e altura do reforço {R} dos depósitos produzidos com {Ief} na faixa de 150 A. Dados complementares: Va: 4,0 m/min; te:15mm. 130

Tabela 4.9 - Largura {L} e altura do reforço {R} dos depósitos produzidos com {Ief} na faixa de 200 A. Dados complementares: Va: 5,0 $m.min^{-1}$; Vs: 20 cm/min. 131

Tabela 4.10 - Largura {L} e altura do reforço {R} dos depósitos produzidos com {Ief} na faixa de 200 A. Dados complementares: Va: 6,0 m/min; te:15mm. 132

Tabela 4.11 - Condições de realização dos ensaios para a identificação do efeito combinado da amplitude {Iap} e do tempo de pulso {tap} sobre a largura dos depósitos {Lc}. 134

Tabela 4.12 - Efeito combinado da amplitude {Iap} e do tempo de pulso {tap} sobre a largura dos depósitos {Lc} produzidos com transferência MIG por curto-circuito com controle da forma de onda da corrente em três níveis. 135

Tabela 4.13 - Condições de realização dos ensaios para a identificação do efeito do tempo de pulso {tap} sobre a largura dos depósitos {Lc}. Referência: Iap: 224 A; Iab: 92 A. 135

Tabela 4.14 - Efeito do tempo de pulso {tap} sobre a largura dos depósitos {Lc} produzidos com transferência MIG por curto-circuito com controle da forma de onda da corrente em três níveis. 136

Tabela 4.15 - Condições de realização dos ensaios para a identificação do efeito combinado da amplitude {Iap: 285 e 324 A} e do tempo de pulso {tap} sobre a largura dos depósitos {Lc}. Referência: Iab: 92 A. 137

Tabela 5.1 - Parâmetros e variáveis de soldagem empregadas para a execução dos ensaios por deposição sobre chapa em ambiente hiperbárico. 159

RESUMO

Neste trabalho são apresentados os resultados de pesquisas conduzidas para a utilização do processo MIG em ambiente hiperbárico até 6 bar composto exclusivamente por argônio. Os ensaios foram direcionados para a soldagem nos modos de transferência curto-circuito e projeção axial em função destes serem aplicáveis à todas as posições de soldagem.

Muito embora a modulação em tensão constante seja a mais utilizada para a transferência por curto-circuito, esta não permite um controle apurado sobre corrente de soldagem durante os períodos de arco e de curto-circuito. Para contornar esta deficiência foram desenvolvidas duas metodologias destinadas ao controle da forma de onda da corrente aplicadas à este modo de transferência.

Os resultados permitiram identificar que na transferência por curto-circuito uma metodologia de controle baseada em dois níveis de corrente permitiu produzir depósitos com geometria favorável apesar dos efeitos adversos da pressão ambiente. Na soldagem com transferência por projeção axial, verificou-se a necessidade das variáveis de soldagem serem ajustadas para produzir uma transferência com arco curto. Muito embora esta situação conduza ao aparecimento de curtos-circuitos, a soldagem com arco curto se torna necessária para a obtenção de depósitos com maior largura de cordão.

ABSTRACT

In this work the result of a research carried out in order to use the GMAW Process at up to 6-bar argon hyperbaric environment is shown. The weld beads were made with short-circuit and pulsed current transfer modes once these allow an all-positional welding.

Although constant voltage power sources be widely used for short-circuit transfer mode, this static characteristic do not allow a fine control over the current waveform during arcing time and short-circuiting ocurance. In order to overcome this deficiency two methodologies were developed to allow a current wave form control for this transfer mode.

For the short-circuit transfer mode it was identified that suitable weld beads would be produced with a methodology grounded on a two level current wave form, instead of the adverse effects of a high pressure. For pulsed current transfer mode it was verified the necessity of adjustment of short arc length. Although this situation conduct to a short circuiting occourance the welding with a short arc length is necessary to produce wider weld beads.

1 - Introdução

As primeiras aplicações da soldagem a arco em ambiente submarino datam por ocasião da segunda guerra mundial, sendo o início da exploração "*offshore*", ao final da década de 60, que tornou sua aplicação uma realidade [1]. Isto porque, após a instalação das primeiras plataformas para a exploração de petróleo no Mar do Norte, tornou-se necessário o desenvolvimento de técnicas para viabilizar a execução de reparos em equipamentos e estruturas localizadas em ambiente submarino. À época, varias técnicas de soldagem foram experimentadas, com esforços concentrados na aplicação de uma sem a necessidade do encapsulamento da região da junta (soldagem molhada), pela maior facilidade de aplicação, por reduzir os custos e o tempo necessário para a execução dos reparos. Apesar dos esforços dispensados à época, os resultados encontrados não foram satisfatórios, pois o contato direto do arco e da poça de fusão com a água, acrescido do efeito da pressão ambiente, resultavam em depósitos com geometria irregular, com grande quantidade de inclusões e de poros. Além destes defeitos, devido a composição química dos aços utilizados na construção das estruturas, verificou-se uma tendência à formação de microestruturas de dureza elevada, como decorrência de um ciclo térmico mais rápido, e o aparecimento de trincas a frio, devido à combinação alto hidrogênio difusível/ microestruturas suscetíveis. Dadas as condições ambientais no Mar do Norte, envolvendo uma baixa temperatura da água e um carregamento dinâmico elevado, a técnica da soldagem molhada acabou sendo preterida. Assim, tornaram-se operacionais as técnicas de soldagem em ambiente confinado, preenchido com misturas de gases, tanto a 1 bar (soldagem a 1 atmosfera), quanto em pressões mais elevadas (soldagem hiperbárica a seco), realizadas por um mergulhador-soldador.

Se no Mar do Norte a aplicação da soldagem molhada se mostrou inviável, principalmente devido as condições ambientais, verificou-se, no entanto, a existência de condições mais favoráveis à sua utilização no Golfo do México e, posteriormente, no litoral brasileiro. No Golfo, a composição química dos aços utilizados na construção das estruturas mostrou-se menos suscetível a microestruturas de dureza elevada e trincas por hidrogênio. De início, as dificuldades em produzir depósitos totalmente livre de defeitos vetou a aplicação da técnica de soldagem molhada para reparos de componentes estruturais. Entretanto, as condições mais favoráveis possibilitaram desenvolver a técnica para aplicações de menor responsabilidade e,

devido a experiência acumulada e ao investimento de recursos na formulação de consumíveis, à uma modificação na perspectiva de utilização da técnica. Em 1992 são reportados os primeiros reparos de componentes de estruturas “offshore” no Golfo do México [2,3] e em 1996/ 97 na costa brasileira, ambos realizados pela técnica da soldagem molhada utilizando eletrodos revestidos. Especificamente para o caso brasileiro, foram utilizados eletrodos revestidos oxidantes, cuja formulação do fluxo se constitui em uma linha de pesquisa própria conduzida pela Petrobras [4]. Apesar das perspectivas otimistas para a soldagem molhada em operações de reparo de componentes estruturais em profundidades onde existe a viabilidade do mergulho humano, a soldagem manual em ambiente confinado, utilizando os processos TIG e eletrodo revestido, tem sido a opção preferencial.

A dificuldade em conduzir reparos submarinos se tornou maior com a instalação de dutos para o escoamento de petróleo e gás a profundidades de lâmina d’água superiores a 400 metros. Nestes locais, onde o mergulho humano não é mais viável, a execução de reparos deverá ser realizada por sistemas utilizando robôs, comandados a grande distância e operando com o auxílio de sensores e de sistemas de controle adaptativos realimentados. Equipamentos desta natureza já se encontram em um estado avançado de desenvolvimento, existindo, como limitação, a opção única pelo processo de soldagem TIG com alimentação automática de arame, conduzida pela técnica hiperbárica a seco [5,6,7]. Este processo permite produzir bons resultados, mas impõe um elevado risco de surgirem falhas nos depósitos devido a menor largura do arco em ambiente hiperbárico. Mesmo incorporando sistemas óticos complexos, para permitir que o alinhamento do arame ao eixo do eletrodo de tungstênio [5], a soldagem TIG com alimentação automática de arame conduz à falhas de deposição ao menor deslocamento do metal de adição para fora do núcleo do arco. Como solução alternativa, apresenta-se como viável, tanto em termos tecnológicos, quanto financeiros, o processo de soldagem MIG/MAG, pois neste o metal de adição se torna um dos eletrodos. Além disto, o processo MIG/MAG permite aliar a aplicabilidade em robôs, ou sistemas automatizados, à depósitos com boas propriedades metalúrgicas e mecânicas.

Pelo fato da técnica hiperbárica a seco se basear no princípio de que a pressão na região de soldagem deve estar em equilíbrio com a pressão exterior, surge a necessidade de ambientação, tanto de equipamentos, quanto de procedimentos de soldagem, às condições hiperbáricas. Estas condições exigem dos equipamentos, não somente a sua capacidade de resistir fisicamente à pressão e à agressividade do ambiente marinho, mas também que estes possuam características de resposta estática e dinâmica adequadas à produção de depósitos que atendam os requisitos exigidos pelas normas internacionais. Como decorrência das modificações que ocorrem nas características do arco e da transferência metálica em

ambiente hiperbárico, surge a necessidade de implementação de mudanças, ou mesmo concepções totalmente novas, na lógica de controle das fontes de soldagem. Estas concepções deverão estar direcionadas para o desenvolvimento de uma tecnologia que permita obter a estabilidade do processo e a sanidade/ integridade nas propriedades da solda, apesar das condições adversas geradas pela pressão ambiente elevada. Encontradas estas condições de estabilidade/ sanidade/ integridade, poderão ser desenvolvidos algoritmos para serem utilizados em procedimentos computacionais que servirão de ferramenta de trabalho aos especialistas responsáveis pela especificação do procedimento de soldagem.

No presente trabalho pretende-se apresentar uma contribuição através do desenvolvimento e da aplicação de um ferramental que se destina, em primeira instância, ao desenvolvimento da soldagem MIG/ MAG em ambiente hiperbárico composto exclusivamente por argônio.

Para atender a este objetivo geral, foram definidos como objetivos específicos a serem alcançados:

a - a formulação de algoritmos que permitam a condução da soldagem em ambiente hiperbárico com um controle sobre a forma de onda da corrente na transferência por curto-circuito;

b - desenvolver expressões paramétricas que permitam dotar estes algoritmos de uma estrutura para a seleção automática das variáveis da forma da onda da corrente (controle sinérgico);

c - conduzir ensaios em ambiente hiperbárico com transferência por projeção axial para permitir uma comparação deste com o modo de transferência por curto-circuito com controle da forma de onda da corrente;

d - montagem de uma bancada que viabilize a realização destes ensaios em ambiente hiperbárico.

2 – Revisão Bibliográfica

2.1 - Região Catódica

A região catódica assume importância na formação e na manutenção do arco voltaico por ser nesta onde se concentra a emissão de elétrons que fluem pelo interior do arco voltaico. A quantidade de elétrons produzidos na região catódica influi diretamente na distribuição espacial do arco voltaico, na regularidade do processo de transferência metálica e na própria característica do cordão depositado.

A capacidade de emissão de elétrons por um metal depende: a) da função de trabalho do material, ou seja, da quantidade de energia necessária à remoção de elétrons do condutor; b) da temperatura de operação do cátodo [13]. Quanto maior a função de trabalho, maior a temperatura necessária para que o cátodo passe à condição de emissor. No estado puro, metais como alumínio e ferro exigem temperaturas de operação elevadas para se tornarem bons emissores. Contudo, como possuem temperatura de vaporização relativamente baixa, estes elementos atingem o estado de vaporização antes de alcançarem a temperatura exigida para que a emissão de elétrons permita manter o arco voltaico. Nestas condições, o suprimento de elétrons passa a provir de estruturas formadas por filmes óxidos presentes sobre a superfície do cátodo, uma vez que estas partículas exigem menor energia para a liberação dos elétrons. A concentração de corrente pelas partículas óxidas conduz estes emissores a um aquecimento, devido a sua própria resistência elétrica, e a um aumento na produção de elétrons, como decorrência da redução na função de trabalho [14,15]. Devido ao acúmulo de calor, a temperatura das partículas óxidas aumenta até ocorrer a sua decomposição, quando surge uma nova descarga elétrica localizada sobre um outro ponto catódico [16]. O constante aparecimento de novos pontos catódicos, leva os arcos gerados em cátodos de alumínio ou ferro a apresentarem uma maior mobilidade. Em atmosfera composta por gás inerte onde for escassa a quantidade de óxidos sobre a superfície catódica, a emissão se concentra junto as bordas da poça de fusão, onde existe uma maior concentração de partículas óxidas [13, 16, 17]. A adição de pequenas quantidades de O_2 ou CO_2, à atmosfera de argônio, promove a formação de uma película óxida uniforme que estabiliza o arco, resultando em um depósito mais regular, e minimiza o aspecto de ataque eletroquímico junto as bordas do cordão (*sputtering effect*).

No que tange à magnitude da queda de tensão catódica, as informações disponíveis são restritas. Ensaios conduzidos com arcos gerados em cátodos de tungstênio indicaram que a queda de tensão catódica apresenta uma forte dependência com a corrente, enquanto esta se mantém abaixo dos 50 A. Para uma queda de tensão de 25 V, em arcos com baixos valores de corrente, esta decaiu para 7V quando a corrente atingiu 50 A, mantendo-se relativamente constante para valores de corrente mais elevados [18 appud 19]. Dyatlov [20] sugere um comportamento similar para a queda catódica em baixos valores de corrente, mas diverge quanto a valores assumidos em correntes mais elevadas. Baseado em sua análise, a queda de tensão tende a apresentar um comportamento decrescente até um determinado valor de corrente, denominada de corrente crítica {I_{CR}}, a partir da qual a queda de tensão passa a crescer em proporção direta à corrente de soldagem. As observações acerca de um comportamento diferente para queda de tensão, em valores mais altos de corrente, pode ter sua origem relacionada às condições em que se estabelece o arco. Por estar relacionada diretamente com a capacidade de emissão de elétrons, a queda de tensão catódica se torna dependente da natureza do metal que compõe o cátodo, da composição da atmosfera de proteção, da magnitude da corrente ou da área do cátodo passível de emissão. Quanto à este último, caso se fixe um valor de corrente, quanto menor a área de emissão, maior deverá ser a queda de tensão catódica para manter a emissão de elétrons. Os efeitos decorrentes da baixa capacidade de emissão se manifestam de forma direta na soldagem MIG/ MAG com eletrodo negativo. Nesta situação, a baixa incidência de óxidos emissores, acrescida da limitação ao tamanho da área passível de emissão, conduzem a interface catódica à uma grande mobilidade e, para uma mesma corrente, há uma queda de tensão mais elevada (fig. 2.1). Como resultado da grande mobilidade na interface arco-eletrodo, o equilíbrio das forças atuantes sobre a gota metálica sofre uma constante alteração, levando a gota metálica a se movimentar para fora da posição axial ao eletrodo, em um comportamento semelhante ao encontrado na transferência protegida por CO_2.

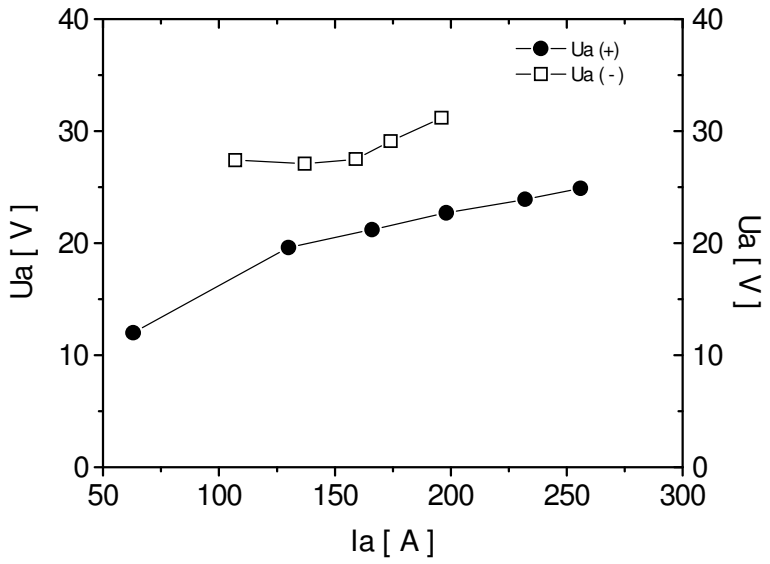


Figura 2.1 - Relação entre a tensão {U_A} e a corrente {Ia} na fase de arco para a soldagem MIG/ MAG com eletrodo na polaridade positiva {U_A (+)} e negativa {U_A (-)}.

2.2 - Região Anódica

Como regra geral, os fenômenos que ocorrem na região anódica dos arcos gerados nos processos de soldagem são os mesmos que ocorrem naqueles gerados em alto-vácuo. Longe dos eletrodos, a temperatura de todas as espécies (prótons, neutrons e elétrons) é igual e dependente do estado de equilíbrio em que se estabelece a ionização. Sendo condições válidas para a região da coluna do arco, nas proximidades do ânodo estas condições de equilíbrio desaparecem. Por ter sua temperatura limitada pela de vaporização do metal que compõe o eletrodo, a temperatura do plasma, nas vizinhanças do ânodo, sofre uma grande queda. Sob o ponto de vista da energia, esta menor temperatura se traduz por uma redução na velocidade das partículas, sendo esta mais acentuada para as partículas pesadas do que para os elétrons (fig. 2.2). Disto resulta que, nas proximidades do ânodo surge, um aumento progressivo na densidade dos elétrons (fig.2.3).

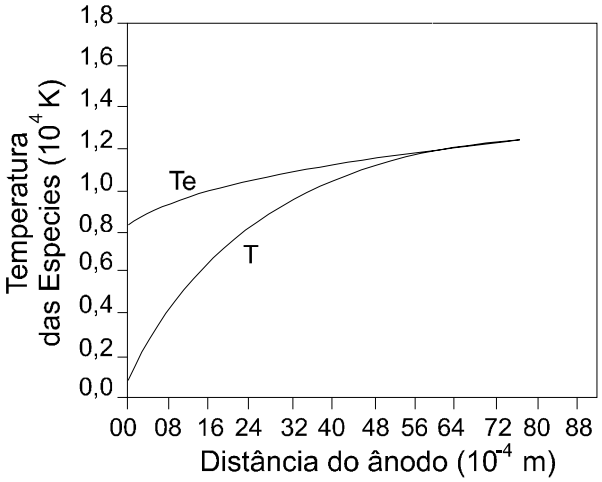


Figura 2.2 - Variação da temperatura das partículas pesadas e elétrons na região da barreira de Langumuir. Simbologia: T - temperatura das partículas pesadas; Te - temperatura dos elétrons [21].

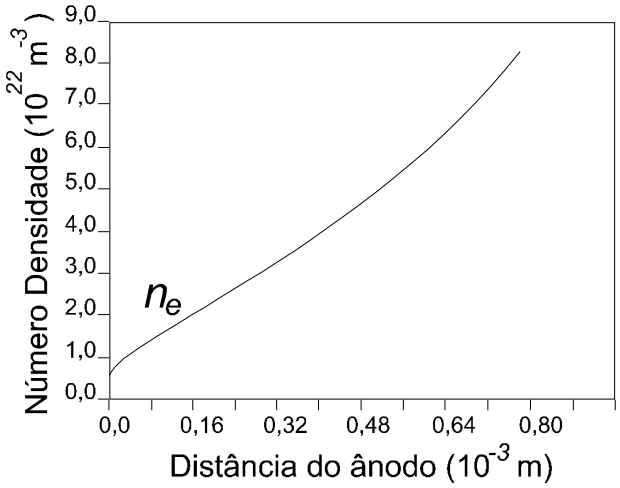


Figura 2.3 - Variação no gradiente de concentração dos elétrons como decorrência do gradiente de temperatura nas vizinhanças do ânodo. Nesta representação, o aumento no gradiente de concentração se traduz pela mudança no ângulo de inclinação na densidade dos elétrons, a medida que a distância do ânodo tende a zero [21].

Uma vez que somente os elétrons com maior energia possuem condições de transpor esta região com maior gradiente de concentração de cargas de mesmo sinal, cria-se uma barreira de energia às partículas incidentes (fig. 2.4). À esta barreira se denomina de Potencial de Retardo ou Barreira de Langumuir {ΔU_L}. Devido a formação desta barreira, progressivamente

decai a quantidade de elétrons em direção ao ânodo, produzindo, como efeito decorrente, o aumento da magnitude do campo elétrico na região que antecede ao eletrodo positivo [22].

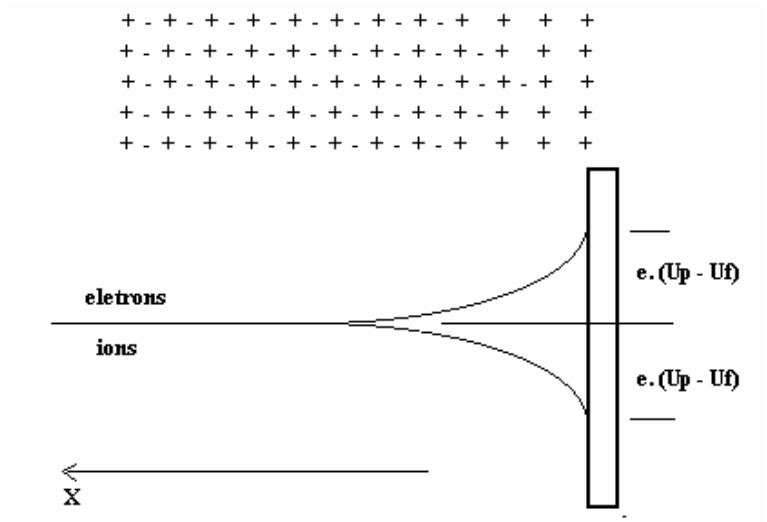


Figura 2.4 - Variação da energia e da concentração de cargas dos íons (+) e dos elétrons (-) como decorrência da formação do espaço na região que antecede ao ânodo.
Simbologia: e - carga dos elétrons; U_P - potencial do plasma; U_F - potencial na superfície do ânodo [22].

Apesar da redução na quantidade de elétrons incidentes, o aumento no gradiente de concentração de cargas negativas tende a se manter, até que o fluxo de elétrons se reduza a ponto de contrabalançar o fluxo de íons. Muito embora o fluxo de cargas positivas e negativas apresente uma tendência a um equilíbrio, como a velocidade dos elétrons é muito superior a dos íons, em uma região muita pequena próximo a superfície do ânodo haverá uma maior quantidade de cargas positivas (fig. 2.4). Os elétrons com energia suficiente para adentrar à esta região, onde predominam as cargas positivas, serão acelerados em direção ao ânodo, sendo esta aceleração proporcional a magnitude da barreira de potencial $\{\Delta U_L\}$. Por fim, ao se chocarem contra a superfície do ânodo, os elétrons liberam sua energia acumulada, energia esta que será convertida em calor [19,22]. É com base nestes conceitos teóricos que se estima que o calor fornecido através da interface anódica (Q_A) provém da energia cinética dos elétrons que transpõe a barreira de potencial $\{\Delta U_L\}$, acrescido da energia de condensação dos elétrons $\{\phi\}$, ou seja,

$$Q_A = I.(\Delta U_L + \phi) \qquad (2.1)$$

A partir de análises conduzidas para o arco MIG em imposição de corrente, Nemchinsky [23] procurou identificar o efeito da área da superfície anódica e da magnitude da corrente sobre a magnitude da barreira de potencial {ΔU_L}. Nesta análise, a região anódica foi considerada como uma superfície esférica (fig. 2.5), de raio {R_A}. Os resultados encontrados (fig. 2.6) indicaram que, quanto maior o valor da corrente e/ ou menor a dimensão da superfície anódica, mais elevada a queda de tensão na barreira de potencial {ΔU_L}. Muito embora sejam resultados obtidos por simulação numérica, estes permitem identificar comportamentos que ocorrem no arco. Por influir na magnitude da queda de tensão entre os eletrodos, o aumento da queda tensão na barreira de potencial {ΔU_L} pode conduzir a um aumento na tensão de soldagem. Deste modo, para um valor de corrente definido, os eletrodos de menor diâmetro, que conduzem a uma área de interface anódica menor, apresentam a tendência à uma tensão de soldagem mais elevada, independente da maior queda de tensão na extensão do eletrodo. Além deste fato, identifica-se que a magnitude da queda de tensão na barreira de potencial {ΔU_L} apresenta uma relação de proporcionalidade com a corrente de soldagem. Apesar de não ser uma associação usual, caso {$\Delta U_L = f(I)$}, então a expressão (2.1), que procura descrever a energia liberada no ânodo pelo choque dos elétrons, pode ser representada na forma {$Q_a = f(I^2)$}. Cabe observar que o aparecimento de uma barreira de potência na região que antecede ao eletrodo não se aplica exclusivamente ao ânodo, sendo considerada, também, a existência de uma barreira na região da queda de tensão catódica [22].

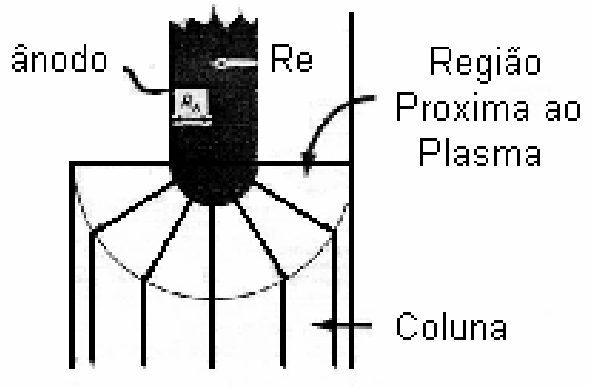


Figura 2.5 - Geometria utilizada no modelo desenvolvido por Nemchinsky para o cálculo dos parâmetros elétricos do arco na região próxima ao ânodo [23].

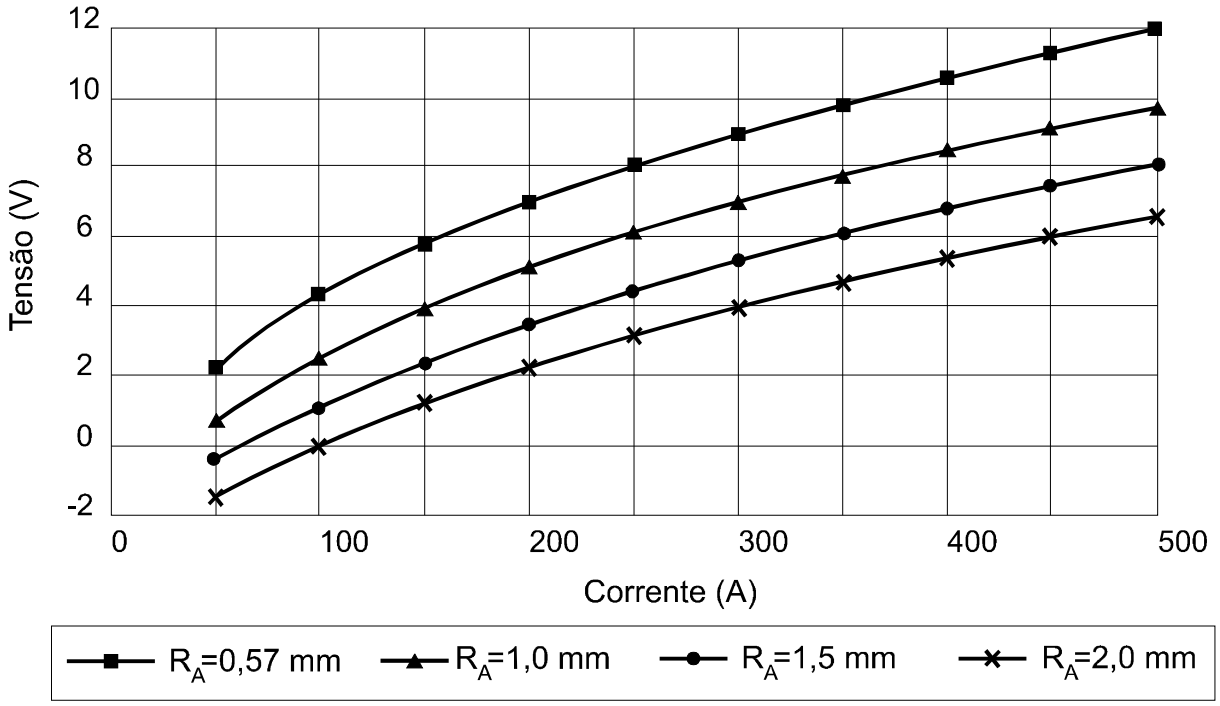


Figura 2.6 - Queda de tensão na região que antecede ao ânodo. O termo {R_A} corresponde ao diâmetro da interface anódica. Simulações conduzidas para corrente de 200 A [23].

Ao se comentar estas informações obtidas por Nemchinsky através de análises numéricas, assume importância citar os resultados encontrados por Ludwig [24], que identificou experimentalmente a existência de uma correlação entre as dimensões da área de interface anódica e a queda da tensão no arco. Conduzindo seus ensaios com arcos gerados com o processo TIG e ânodos de aço inoxidavel refrigerados, Ludwig verificou que, quanto maior a constrição da interface anódica, maior a queda de tensão medida entre os eletrodos. O fenômeno mostrou-se atuante por períodos curtos de tempo, enquanto a interface anódica se manteve com dimensões reduzidas. Ao ser estendido o período de existência da descarga, as dimensões do ânodo assumiram proporções maiores e os valores de tensão passaram a apresentar um decaimento, retomando os valores usualmente encontrados para o arco TIG. A origem do fenômeno foi associada a presença de partículas óxidas no metal de base, que induziram ao aparecimento de uma constrição acentuada do arco junto a superfície do ânodo.

Além dos efeitos decorrentes da dimensão da interface anódica e da corrente, apresenta-se algumas considerações acerca da presença de vapores metálicos na região do ânodo, pelo efeito que esta desempenha no comportamento elétrico do arco. Como o potencial de

ionização dos átomos metálicos é significativamente menor do que o dos átomos de gás inerte, a presença de vapores metálicos liberados a partir do ânodo podem aumentar a condutibilidade elétrica do plasma nesta região. Morton e Gage [25 appud 23] verificaram que a tensão, em ânodos refrigerados com água, de forma a minimizar a vaporização, assumiu valores superiores àquelas observadas em ânodos não refrigerados. Mudanças na relação entre a tensão e a corrente de soldagem também foram observadas por Goldmann [26], sendo o fenômeno associado à concentração da descarga junto ao ânodo (arco de ponto anódico) devido a ocorrência de vaporização nesta região do arco [27 appud 26].

Apesar do efeito decorrente da presença de vapores metálicos, na condutibilidade elétrica do plasma, ser frequentemente citado, acredita-se que seja interessante confrontar alguns resultados da literatura. A partir de análises numéricas, Glickstein [28] identificou que a presença de alumínio em uma atmosfera de gás inerte, mesmo que em pequenos percentuais, poderia produzir alterações significativas na condutibilidade elétrica do plasma, estando o efeito associado ao menor potencial de ionização do alumínio. Apesar de considerar estes resultados corretos, Dunn e Eagar [29, 30] afirmam que a presença de outros elementos na atmosfera do arco podem reduzir a influência que os vapores metálicos, de baixo potencial de ionização, desempenham na condutibilidade elétrica do plasma. A partir da análise por espectrometria de arcos TIG contendo diferentes vapores metálicos, estes pesquisadores calcularam o efeito produzido pelo alumínio e cálcio, na condutibilidade elétrica do plasma, gerado em atmosferas de hélio e argônio contendo vapor de ferro. Os resultados indicaram que em pequenas quantidades, a presença de vapores metálicos, de baixo potencial de ionização, produz um efeito menos significativo na condutibilidade da região anódica quando nesta já se encontram outros vapores.

2.3 - Arcos de Coluna Constrita

Segundo Dyatlov [20], quando a corrente de soldagem varia ao longo de uma faixa ampla de valores, o arco pode assumir três estados diferentes:

2.3.1 - Arco com Coluna Livre

Define um estado do arco em que a seção transversal de sua coluna de plasma é livre para se expandir com o aumento da corrente. Neste estado, a temperatura na coluna do arco se mantém constante, o gás em seu interior apresenta um estado de pouca ionização e a

magnitude do campo elétrico, assim como a queda de tensão na região catódica (polaridade negativa), apresenta um decrescimento com a elevação da corrente.

2.3.2 - Arco com Coluna Constrita

Corresponde ao estado do arco em que a coluna não se expande com o aumento da corrente, sendo características deste estado: a) os gases na coluna apresentam uma temperatura mais elevada do aquela observada nos arcos de coluna livre; b) apesar do campo elétrico apresentar um comportamento ainda decrescente com o aumento da corrente, as quedas de tensão catódica e anódica já se tornam levemente positivas;

2.3.3 - Arco com Coluna Constrita e Altamente Ionizado

Neste caso os gases na coluna do arco estão a uma temperatura muito elevada, em um estado de quase total ionização. A característica da queda de tensão das principais zonas do arco (coluna do arco, região anódica e região catódica) se tornam crescentes. O arco comporta-se como um condutor metálico e todos os fenômenos que nele ocorrem se tornam independentes da polaridade da corrente, da composição do eletrodo e ou da composição do gás em que é gerado o arco.

A mudança da característica do arco de coluna livre para coluna constrita está associada a incapacidade da coluna do arco se expandir livremente. Este fenômeno pode ser provocado por um resfriamento das zonas periféricas do arco (arco no processo plasma ou gerados em ambientes hiperbáricos), pelas dimensões das interfaces do plasma (arcos gerados a partir de eletrodos de pequeno diâmetro) ou pela composição do gás que forma a atmosfera de proteção. Esta mudança no estado da coluna, reside no fato de que a relação entre a tensão e a corrente ser fortemente dependente do grau de constrição da coluna do arco.

Para descrever este mecanismo, toma-se como exemplo um arco gerado com eletrodo de polaridade negativa e de pequeno diâmetro. Partindo-se de uma corrente relativamente baixa, enquanto persistirem as condições que permitam uma expansão da coluna, o arco manterá um comportamento de arco de coluna livre. Ao longo de uma faixa de valores, a densidade de corrente tenderá a permanecer constante e a magnitude do campo elétrico decrescente, apesar da condutibilidade elétrica sofrer um pequeno incremento. Em função desta relação inversa de dependência, mantido um comprimento de arco constante, o arco apresentará uma

característica tensão-corrente negativa (queda de tensão decrescente com a elevação da corrente). Sob estas condições tem-se que:

- a temperatura na coluna do arco tende a se manter constante, com magnitude dependente somente do potencial de ionização do gás que gera o plasma;

- o campo elétrico mantém uma dependência inversa com a magnitude da corrente, o que indica que a corrente requerida pode fluir com uma menor queda de tensão entre os eletrodos (fig.2.7).

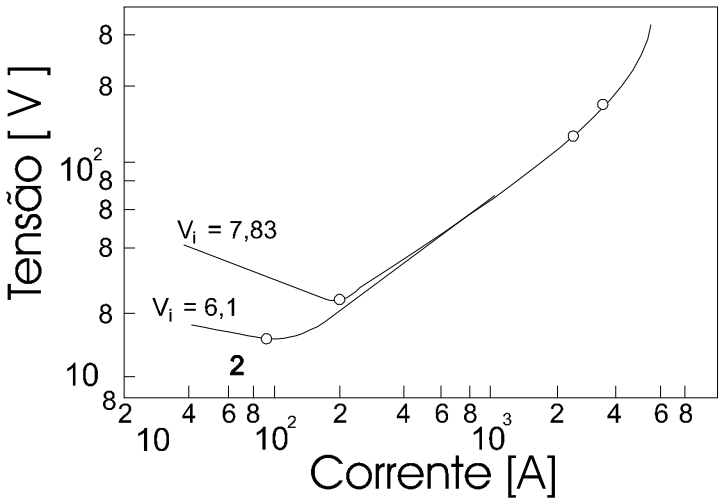


Figura 2.7 - Curva de tensão-corrente representativa do comportamento elétrico do arco gerado em vapor de cálcio (U_I = 6,1 V) e de ferro (U_I = 7,83 V). U_I: Potencial de Ionização [20].

A partir de um determinado valor de corrente, o arco atinge um estado em que se torna impossível manter o processo de expansão da área emissora. Devido a esta dificuldade, o aumento na corrente irá conduzir a um aumento, tanto na densidade de corrente, quanto na temperatura do plasma, este último refletindo o aumento no grau de ionização do gás. Embora a magnitude do campo elétrico se mantenha decrescente, a temperatura passa a apresentar um comportamento crescente com a corrente, indicando que o arco passa a assumir um comportamento de arco de coluna constrita (fig. 2.7 - ponto 1). Devido a maior dificuldade imposta ao surgimento de novas áreas emissoras, o aumento da demanda vai exigindo, progressivamente, uma elevação do campo elétrico para manter o fluxo de corrente desejado. Desta forma, a relação entre a tensão e a corrente do arco vai se apresentando,

progressivamente, menos decrescente, até atingir um ponto de inflexão. Este valor corresponde ao ponto onde a tensão atinge seu valor mais baixo ao longo da faixa de variação da corrente.

Com o aumento da carga e da densidade de corrente, a área da seção transversal da coluna do arco atinge seu máximo e passa a ocupar toda a área possível da seção transversal do eletrodo. Nestas condições, embora a condutibilidade elétrica passe a apresentar uma pequena tendência de aumento, a área emissora restrita impõe a necessidade de um aumento na magnitude do campo elétrico para manter o fluxo de elétrons. Quando o grau de ionização do gás se aproxima da unidade (100%), tanto o campo elétrico, quanto a temperatura do gás ionizado, passam a apresentar uma característica nitidamente crescente. Esta característica positiva se mantém praticamente constante para aumentos progressivos da corrente (fig. 2.7 - ponto 2). O arco passa a se comportar como um arco de coluna constrita e altamente ionizado, com o potencial de ionização do gás deixando de exercer influência sobre a magnitude do campo elétrico. A coluna assume o comportamento de um condutor metálico e o campo elétrico pode ser representado a partir da Lei de Ohm. O valor de corrente em que o arco passa a apresentar um comportamento similar ao de um condutor metálico corresponde a corrente crítica {I_{CR}}, sendo seu valor influenciado pelo valor do potencial de ionização do gás onde se estabelece o plasma. Desta forma, gases com maior potencial de ionização induzem a valores de corrente crítica mais elevados.

Esta análise evidencia o fato de que o grau de constrição do arco influi de forma direta na inclinação da relação entre a tensão e a corrente de soldagem, efeito este que não apresenta dependência exclusiva com as dimensões da interface catódica. Quando a corrente circula por um corpo composto por dois materiais distintos, a distribuição de corrente no interior do corpo é determinada pela capacidade de condução do material de piores propriedades elétricas. Aplicando este fenômeno ao arco voltaico, a condutibilidade do plasma apresenta magnitude muito inferior a dos metais que compõem os eletrodos. Assim, a distribuição de corrente no interior da gota metálica ou poça de fusão se ajusta às condições de distribuição de corrente na região de conexão do plasma com o ânodo ou com o cátodo, sem possibilidade de ocorrer o inverso. Se a constrição se der de forma mais acentuada na coluna do arco, esta irá afetar, em maior ou menor grau, a conexão catódica ou a anódica. Por este motivo, as condições de constrição anódica, catódica ou da coluna podem influir de forma direta na magnitude da tensão do arco.

Uma situação em que a constrição pode ser induzida pela atmosfera de proteção pode ser observada quando a atmosfera de gás argônio é substituída por uma composta somente por

gás hélio. Para valores mais altos de corrente, a curva característica de tensão-corrente muda de crescente, em atmosfera de gás argônio, para decrescente quando a atmosfera muda para o gás hélio. A origem da mudança pode estar associada ao grau de constrição da coluna, uma vez que a adição de hélio ao argônio promove alterações na geometria do arco. Esta mudança pode ser identificada a partir do esboço apresentado na figura 2.8, com a modificação gradual da distribuição espacial do arco de uma geometria em forma de bola (100% He) para um aspecto em forma de tronco de cone (100 % Ar).

Figura 2.8 - Influência da mudança na composição do gás, de hélio, para argônio, sobre a distribuição espacial do arco (eletrodo de tungstênio; corrente 100 A) [32].

2.4 - Expressão de Goldman para a Curvas de Tensão-Corrente

A partir de ensaios com arcos de comprimento constante, Goldman [33] propôs uma expressão para correlacionar a queda de tensão no arco e a corrente de soldagem na forma

$$U_A = C + B.I^{-1} + A.I \qquad (2.2)$$

sendo {A}, {B} e {C} constantes determinadas experimentalmente. Apesar das dificuldades apresentadas para conduzir os experimentos, a relação entre tensão e corrente com base na expressão (2.2) se mostrou válida, sendo utilizada até hoje para representar a característica tensão-corrente do arco (fig. 2.9). Sob o aspecto físico, Milner [34] interpreta o termo composto por ($C + B.I^{-1}$) como correspondente a soma das parcelas referentes as quedas de tensão anódica e catódica em baixos valores de corrente, quando o arco assume a característica de coluna livre. Muito embora o termo (A.I) seja associado somente a queda de tensão no eletrodo, a constante embute forte influência do grau de constrição da coluna do arco. Este efeito pode ser verificado na soldagem MIG/ MAG conduzida sob diferentes polaridades, quando a inclinação na relação entre tensão e corrente assume magnitude mais elevada e o eletrodo está na polaridade negativa.

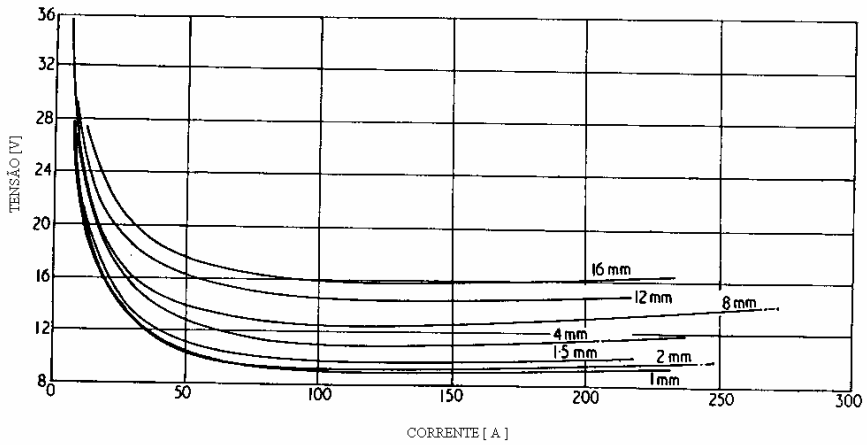


Figura 2.9 - Curvas características de tensão-corrente obtidas com arco TIG em atmosfera de argônio [35].

A expressão (2.2) não determina, de forma direta, a influência do comprimento do arco sobre o posicionamento das curvas. Deve-se considerar, ainda, as dificuldades inerentes às medições experimentais, como pequenas variações na temperatura do ânodo, na composição química do gás de proteção ou dos eletrodos, que podem modificar a magnitude das constantes.

2.5 - Curvas de Tensão-Corrente para o Arco MIG/ MAG

Usualmente a determinação de curvas características de tensão-corrente toma por base arcos gerados em eletrodos não consumíveis. Esta situação resulta da dificuldade em conduzir experimentos com eletrodos consumíveis, em especial, no que tange a medição da parcela do comprimento de arco que se estabelece abaixo da superfície da peça-obra. Além deste fato, os eletrodos consumíveis exigem uma energia mínima para que possa existir a fusão do material de adição, o que limita o valor de corrente mínima em que pode ser mantida uma condição de estabilidade. Caso esta condição não seja satisfeita o processo de soldagem se torna instável, inviabilizando qualquer determinação da relação entre tensão e corrente.

Halmoy [35] fez a determinação da curva característica do arco MIG com transferência em vôo livre (fig. 2.10), assumindo um erro em seu levantamento ao considerar somente a parcela do comprimento de arco visível. Uma determinação semelhante foi apresentada por Madatov [36], tanto para arco sob fluxo, quanto para arco aberto em contato direto com água. Apesar destas curvas apresentarem alguma variação em relação àquelas encontradas por Goldman para os arcos TIG, no aspecto geral ambas apresentam uma característica decrescente para valores de corrente, e que se torna crescente para correntes mais elevadas. Entretanto, apesar de semelhante, a queda de tensão no arco MIG, além de maior, aumenta sensivelmente para valores crescentes na corrente de soldagem. A origem desta diferença pode estar associada a efeitos de constrição na interface anódica. Segundo Nemchinski [23], em arcos MIG operando com eletrodo positivo, a queda de tensão na interface catódica do arco não depende, de forma significativa, da corrente e em arcos curtos, a queda de tensão na coluna do arco pode ser considerada de baixa magnitude. Porém, como a conexão do arco com o ânodo se estabelece sobre um eletrodo de pequenas dimensões, para correntes elevadas existe uma impossibilidade de expansão da área da interface anódica. Sob estas condições, o arco MIG se comporta como um arco de coluna altamente constrita. Além deste mecanismo, Nemchinski também aponta a ocorrência de vaporização na interface anódica como um fenômeno que pode contribuir para a elevação da queda de tensão no arco MIG/ MAG. Devido a elevada produção de vapores metálicos na conexão do arco com o ânodo [37,38], que tende a se elevar em ambiente hiperbárico [39], aumenta a condutibilidade elétrica local no plasma e como decorrência, ocorre uma redução na produção de calor por efeito Joule. Para manter as condições de equilíbrio térmico, a barreira de potência anódico se eleva, de forma a acelerar os elétrons e, com isto, manter a taxa de produção de calor. O fenômeno pode ser considerado como análogo ao que acontece no arco gerado no processo de soldagem Plasma, onde um resfriamento do arco pela adição de um fluxo de gás externo promove a elevação da queda de tensão.

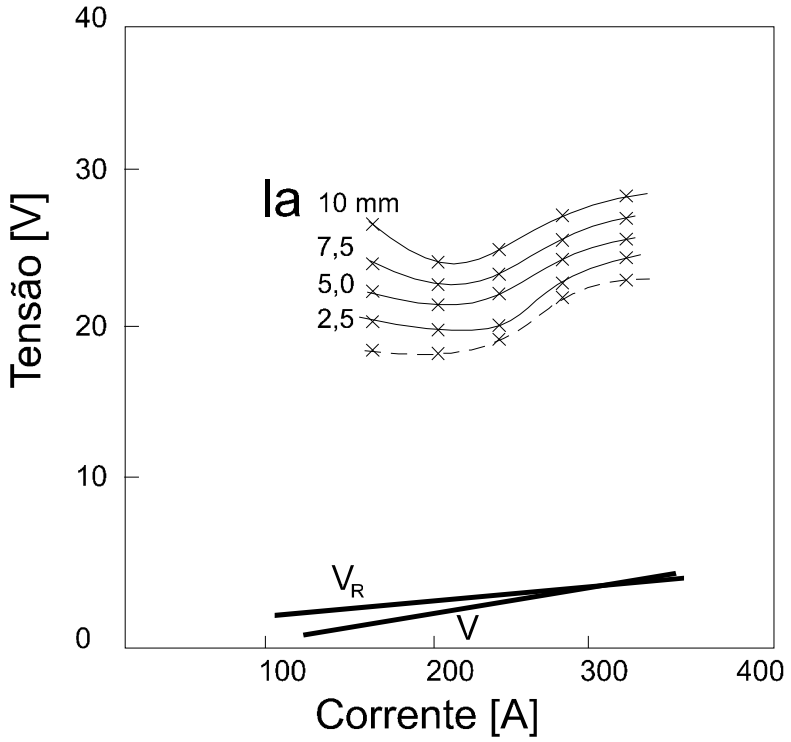


Figura 2.10 - Curva característica de tensão-corrente do arco MIG/ MAG com transferência em vôo livre [35]. Simbologia: ℓ_A – Comprimento visível do arco; $U\ell_E$ – Queda de tensão na extensão do eletrodo sólido; U_{cabos} - Queda de tensão na extensão dos cabos. Linha tracejada corresponde a uma extrapolação para (ℓ_A = 0).

2.6 - Efeito da Pressão sobre a Física do Arco

Conduzindo seus ensaios com arco TIG e atmosfera de gás hélio, Suga e Hasui [40] apresentaram curvas características de tensão-corrente para diferentes pressões ambientais (fig.2.11). A uma pressão manométrica de 0 MPa, a curva apresentou uma curva característica tensão-corrente decrescente, indicando, portanto, que o arco não atingiu o estado de arco de coluna constrita ao longo da faixa de corrente analisada (25 a 200 A). A partir de 2 Mpa, foi observado o aparecimento de um ponto de inflexão {I_{CR}}, que se deslocou no sentido dos valores decrescentes de corrente com o aumento da pressão ambiente. Ao se considerar a influência que a atmosfera gasosa exerce no posicionamento das curvas características de tensão-corrente, estes resultados são coerentes com aqueles apresentados por Matsunawa, uma vez que ambos indicam que ocorre uma redução do valor de (I_{CR}) com o aumento da pressão ambiente.

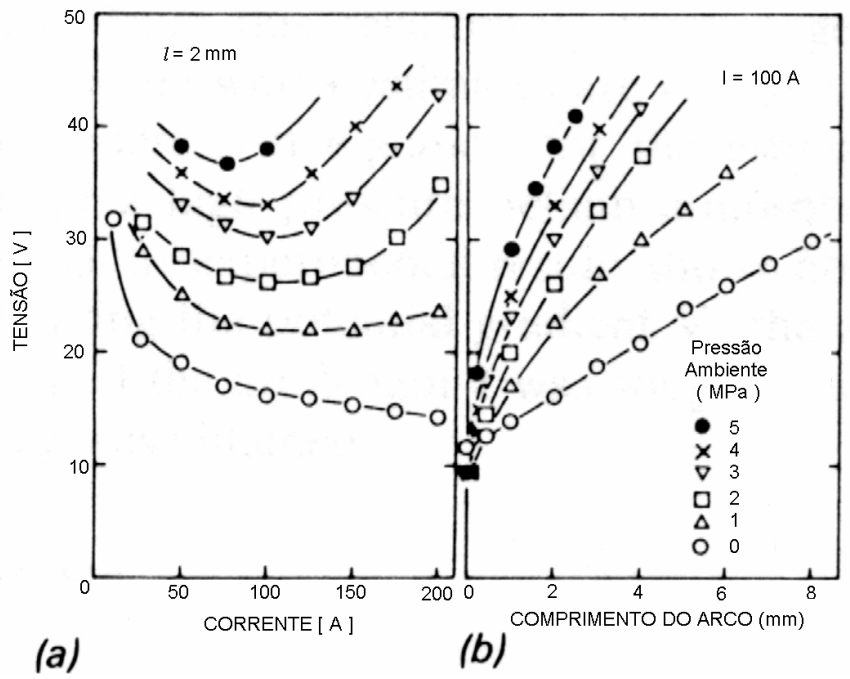


Figura 2.11 - Efeito da pressão (manométrica) no posicionamento das curvas características de tensão-corrente para o arco TIG gerado em atmosfera de gás hélio [40]. Simbologia; ℓ_A – Comprimento do arco; I: Corrente

O mesmo efeito de mudança no posicionamento das curvas de tensão-corrente foi observado por Matsunawa [17], que verificou, ainda, que o aumento da pressão ambiente induz à alterações na distribuição espacial do arco TIG. Comparativamente ao arco gerado em ambiente a 1 MPa, o aumento da pressão promoveu uma constrição da coluna do arco. O fenômeno foi associado ao resfriamento das zonas mais externas, induzido pela maior densidade de partículas e átomos. Em pressões mais elevadas, Matsunawa observou o aparecimento de uma distribuição espacial originalmente só observada em valores muito baixos de corrente. Esta distribuição se caracterizou pelo aparecimento de múltiplos pontos anódicos, sendo usualmente observado, também, que o arco assumiu uma forma assimétrica devido ao aparecimento de jatos anódicos e catódicos. Inicialmente restritos a correntes inferiores a 40 A à pressão de 1 MPa, o aumento da pressão para 6 MPa estendeu a faixa de aparecimento dos arcos de ponto anódico para 100 A.

Com relação ao arco MIG, este tende a apresentar características elétricas semelhantes àquelas observadas para o arco TIG. A partir de ensaios conduzidos com arco MIG em polaridade positiva, Matsunawa [17] observou que a taxa de variação da tensão com a pressão ambiente se manteve próxima da levantada para o arco TIG. Igualmente, não foram encontrados indícios de mudanças nas parcelas de queda de tensão anódica e catódica, sendo o aumento na queda de tensão associado exclusivamente ao efeito de resfriamento da coluna como decorrência da pressão ambiente.

2.7 - Transferência Metálica no Processo MIG/ MAG

Apesar de disponível no mercado desde a década de 40, o conhecimento sobre os mecanismos que dão origem à transferência metálica no processo MIG/ MAG ainda não estão plenamente dominados. Esta situação decorre da dificuldade em conduzir medições experimentais na região do arco voltaico, seja pela elevada temperatura ou pela dificuldade de evitar uma interferência dos métodos de medição sobre os mecanismos de transferência metálica. Deve-se considerar, ainda, a dificuldade em isolar as componentes de força que atuam sobre a gota, visto existir uma forte interdependência entre diferentes fenômenos. Apesar das dificuldades envolvidas para a sua comprovação experimental, duas teorias tem prevalecido para modelar o conjunto de forças que dão origem ao mecanismo de transferência. Estas teorias compreendem o Equilíbrio Estático de Forças (EEF) e a Instabilidade como Decorrência do Efeito Pinch (IEP). Cabe observar que em ambos os modelos se aplicam aos modos de transferência MIG/ MAG onde não existe o contato entre os eletrodos (transferência metálica em vôo livre). Por envolver uma sequência distinta de eventos, um modelo diferente é aplicado ao modo de transferência por curto-circuito [41]. Como orientação, o conteúdo desta revisão bibliográfica enfoca a teoria baseada no equilíbrio estático de forças (EEF), opção que se justifica em função da existência de uma base mais ampla de informações teóricas e experimentais.

2.8 - Modelo do Equilíbrio Estático de Forças

O modelo do Equilíbrio Estático de Forças (EEF) descreve o mecanismo de transferência em vôo livre a partir do balanço das forças atuantes sobre uma gota pendente na extremidade do eletrodo. Pela teoria, o modo de destacamento é definido a partir da soma vetorial das forças que atuam no sentido de destacar as gotas (forças positivas) e aquelas que atuam no sentido

de reter as gotas no eletrodo (forças negativas). As principais forças consideradas tem suas origens relacionadas:

- à ação da gravidade sobre a massa que compõe a extremidade fundida do eletrodo (peso);
- à tensão superficial do metal fundido;
- à interação entre a corrente e seu campo magnético (forças de origem eletromagnética);
- ao arraste gerado pelo fluxo do gás de plasma.

O modelos propostos apresentam limitações para descrever as forças na transferência metálica no processo MIG/ MAG. Com exceção à força peso, todas as demais são forças de superfície e para uma descrição matemática apurada do mecanismo de transferência, torna-se necessário o conhecimento sobre a variação da área de superfície do glóbulo fundido, desde sua formação, até seu destacamento do eletrodo. Além disto, os modelos consideram a existência de um arranjo simétrico de forças atuantes no sistema. Isto implica em considerar que a corrente, o campo magnético, a gota na extremidade do eletrodo e a interface arco-gota estão dispostas simetricamente em relação ao eixo do eletrodo. Por este motivo, os ensaios visando ajustar os modelos se baseiam em soldagens realizadas com gás argônio e polaridade positiva, uma vez que estes parâmetros permitem que as condições de simetria sejam atendidas de forma satisfatória. Nas situações de grande mobilidade da interface arco-gota, caso da soldagem em atmosfera rica em CO_2 ou polaridade negativa, esta simetria deixa de existir, o que pode conduzir ao aparecimento de forças e torques atuantes sobre a gota metálica, situações que não são consideradas nos modelos.

2.9 - Principais Forças Envolvidas no Mecanismo de Transferência

2.9.1 - Força Peso $\{F_P\}$

Uma gota de massa {m} submetida a um campo gravitacional {g} está sujeita a ação de uma força de magnitude {m.g}. Assumindo que a gota mantém uma geometria esférica e que as propriedades termo-físicas do material não variam durante seu crescimento, a massa {m} pode ser quantificada pela expressão

$$m = (4/3).\pi.(R_G)^3.\rho \qquad (2.3)$$

onde $\{R_G\}$ representa o raio da gota esférica e $\{\rho\}$ a densidade do metal fundido. Considerando que o eixo do eletrodo e da gota são paralelos ao do campo gravitacional $\{g\}$ e que a gota é pendente, a magnitude da força peso $\{F_P\}$ pode ser expressa na forma

$$F_P = (4/3).\pi.(R_G)^3.\rho.g \qquad (2.4)$$

2.9.2 - Força de Tensão Superficial $\{F_{TS}\}$

A região de interface entre dois meios diferentes é caracterizada por uma fina camada composta por poucos átomos que, devido a modificação nas ligações atômicas, apresentam uma energia superficial livre $\{F_{SL}\}$ superior a dos átomos presentes no interior dos volumes. A existência desta diferença de energia dá origem a uma força, denominada força de tensão superficial $\{F_{TS}\}$, dirigida para o interior de um dos volumes. No caso de uma interface composta por um líquido e seu vapor, a força resultante estará dirigida para o interior do volume do líquido e, no caso de uma interface entre fases líquida e sólida, a força resultante estará dirigida para o interior do sólido.

A magnitude da força de tensão superficial na gota assume importância na definição do equilíbrio com a pressão gerada no interior do volume de metal fundido devido a ação de uma força de compressão de origem eletromagnética. Entretanto, a magnitude da força de tensão superficial na região de união entre a gota metálica e o eletrodo sólido assume maior importância para o mecanismo de destacamento. Isto porque a ação desta força se dá no sentido de reter o glóbulo fundido na extremidade do eletrodo, de forma que, quanto maior a magnitude da força de tensão superficial, maior a resistência ao destacamento do glóbulo metálico.

Muito embora alguns trabalhos apresentem expressões para quantificar a força associada à tensão superficial [42,43,44], sua determinação experimental não se constitui em uma tarefa fácil. Como a energia livre superficial é dependente da temperatura, a magnitude da força de tensão superficial depende do campo de temperatura existente no metal fundido. Além deste campo e da geometria assumida pelo metal fundido, a magnitude da tensão superficial também pode ser modificada pela presença de alguns elementos químicos, denominados, genericamente, de agentes tensoativos. A presença de elementos do grupo químico 7^A (oxigênio, enxofre, entre outros) tendem a promover uma redução na energia superficial livre, conduzindo, com isto, a uma redução da tensão superficial [42,45]. A própria composição do gás de proteção exerce influência sobre a tensão superficial, seja pelo aumento da

temperatura do plasma, seja por reações químicas que introduzem ou retiram elementos tensoativos do metal fundido. Apesar de ser fortemente influenciada pelo meio, via de regra os trabalhos que abordam o desenvolvimento de modelos matemáticos utilizam valores de tensão superficial extraídos de tabelas, sem levar em conta as particularidades a que o metal fundido está submetido no ambiente do arco. Este procedimento leva a diferenças significativas entre a força de tensão superficial calculada e aquela obtida experimentalmente. Apesar de todas as dificuldades, alguns trabalhos tem procurado apresentar procedimentos experimentais aplicados à determinação da tensão superficial no metal fundido. Wen e Lundin [49] apresentam uma técnica destinada à determinação da tensão superficial no metal de adição, enquanto Xiao e Ouden [47] apresentam aplicável à poça de fusão. Na tabela 2.1 são apresentados dados compilados da literatura para o coeficiente de tensão superficial {γ} do elemento ferro, assim como da sua taxa de variação com a temperatura {$\zeta\gamma$/ ζT}.

Tabela 2.1 – Valores do coeficiente de tensão superficial {γ} do elemento ferro, assim como da sua taxa de variação com a temperatura {$\zeta\gamma$/ ζT} [45,50]. Dado adicional: T – temperatura.

T [C]	γ [dina/ cm]	$\zeta\gamma$/ ζT [dina/ cm.C]
1535	1500 – 1800	- 0,5
1780	1400	-2.8
1850	1250	-2.8
1900	1100	-2.8

Nesta tabela, o valor de {γ}, na temperatura de 1535 C, corresponde a um dado de referência na temperatura de fusão do material [45]. Os demais, foram obtidos pela técnica experimental proposta por Xiao e Oudin [50], com os valores de {γ} sendo determinados junto a poça de fusão. A importância destes dados experimentais reside no fato {γ} já levar em conta a presença de elementos químicos tensoativos no material e a própria temperatura na superfície da poça de fusão. Além disto, a relação entre coeficiente de tensão superficial {γ} e a temperatura pode não ser linear. Segundo Xiao e Ouden, como no ferro {$\zeta\gamma$/ ζT} decresce de - (- 2,8 dina/ cm.C), quando (T≈ 1850 C), para (- 0,5 dina/ cm.C), quando (T≈ 1530 C), torna-se inviável extrapolar os valores obtidos, na temperatura de fusão, para outros mais elevados. Mesmo estando sujeitas a grandes variações, a utilização de métodos

experimentais poderia reduzir o erro produzido nos modelos matemáticos devido a utilização de valores de {γ} tabelados, usualmente determinados na temperatura de fusão do material.

2.9.3 - Forças de Origem Eletromagnética

Um condutor sob a ação de um campo elétrico, as partículas portadoras de carga, em especial íons positivos e elétrons, se movimentam segundo a orientação das linhas de campo, com uma velocidade dependente da grandeza do campo elétrico {E}. Esta movimentação de cargas entre os eletrodos é o que se traduz como a corrente elétrica, sendo, portanto, maior quanto mais elevado o fluxo de portadores de carga no espaço entre os eletrodos. Considerando que a movimentação dos elétrons pelas linhas de campo pode ser descrita de forma semelhante à passagem de corrente em um condutor metálico, para cada linha de campo se estabelecerá um campo magnético associado, tal qual o campo magnético que se estabelece em torno de um fio quando por este circula uma corrente elétrica. Como, ao atravessar um campo magnético, uma partícula carregada sofre a influência deste campo, tentando desviá-la de sua trajetória, cada partícula carregada que se move em um condutor estará sujeita a ação de duas forças: a) uma força referente ao campo elétrico, que determina seu vetor velocidade de deslocamento pelo espaço entre os eletrodos, e b) uma força magnética, que surge em função do deslocamento da carga pelas linhas de corrente. A força resultante da iteração da corrente gerada, pela movimentação da carga com seu próprio campo magnético, se denominou Força de Lorentz ou Força Eletromagnética, simbolizada como {F_L}, e que pode der expressa matematicamente na forma

$$F_L = qo.V \times B \qquad (2.5)$$

onde {qo} corresponde a carga da partícula (positiva ou negativa), {V} o vetor velocidade da partícula e {B} o vetor campo magnético. O módulo da força que desvia a trajetória das partículas carregadas é, de acordo com a definição de produto vetorial, dada por

$$F_L = qo.V.B.\text{sen}\theta \qquad (2.6),$$

onde {θ} corresponde ao ângulo entre os vetores {V} e {B}.

A ação da força de Lorentz {F_L} age individualmente sobre cada partícula de carga, o que torna sua direção dependente somente do ângulo {θ} formado entre os campos elétrico e magnético. Portanto, a direção de atuação é independente do sentido do campo elétrico. Para exemplificar esta afirmação, toma-se como exemplo a figura 2.12, onde um campo elétrico

tem seu vetor apontando em direção à parte inferior da página e o campo magnético desloca as cargas negativas para a direita [48]. Se a carga é positiva (fig. 2.12.A), esta se deslocará no sentido do campo, fazendo com que o vetor velocidade aponte para baixo. Como o campo magnético desloca as cargas negativas para a direita, uma carga positiva será deslocada para a esquerda, fazendo com que a força de Lorentz tenha o sentido do vetor perpendicular ao plano da página (sentido entrando no papel). Caso a carga seja negativa (fig. 2.12.B), a carga se deslocará no sentido contrário ao do vetor campo elétrico, ou seja, o vetor velocidade estará apontado para o alto da página. Como o campo magnético deslocará a carga para a direita, o vetor da força de Lorentz também terá o sentido entrando no papel.

Dado a sua origem eletromagnética, a força de Lorentz exerce sua ação sobre as partículas carregadas, agindo, portanto, no arco voltaico, no eletrodo sólido e no glóbulo fundido, enquanto este se mantém ligado ao eletrodo sólido. Como característica adicional, por ser dependente da orientação das linhas de campo por onde circulam os portadores de carga, a força de Lorentz {F_L} tem sua orientação dependente da geometria do condutor. Em virtude desta dependência, para a análise dos mecanismos de transferência, torna-se mais útil a decomposição da força de Lorentz nas componentes axial e radial.

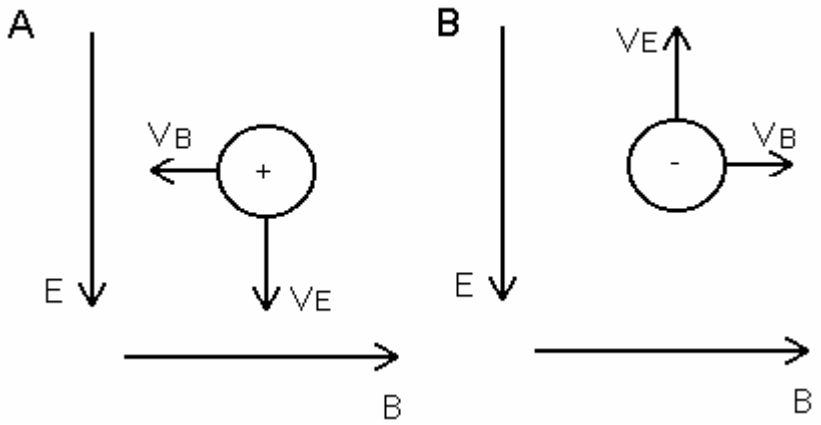


Figura 2.12 – Influência dos campos elétrico e magnético sobre a direção da força de Lorentz.

A) carga positiva; B) carga negativa. Simbologia: E - Campo Elétrico; B - Campo magnético; VE - Direção de deslocamento da carga por influência do campo elétrico; VB - Direção de deslocamento da carga por influência do campo magnético.

2.9.3 A - Componente Axial da Força de Lorentz {F_{LA}}

Quando um condutor possui uma seção de geometria variável, uma força axial passa a atuar no condutor, sendo dirigida da região de menor para a de maior área de seção circular de passagem de corrente (fig. 2.13). A existência de uma variação na seção ao longo do condutor é uma condição fundamental para a existência da componente axial da Força de Lorentz {F_{LA}} pois, caso possua uma seção uniforme, a componente da força se anula. Aplicada às condições encontradas na soldagem MIG/ MAG, a magnitude da componente axial da força de Lorentz {F_{LA}} é determinada pela intensidade da corrente, sob influência direta das dimensões da interface entre a gota fundida e o arco voltaico. Como esta componente sempre tem seu sentido de atuação definido da menor, para a maior área de seção condutora, a relação entre as áreas da seção do eletrodo e da interface arco-gota definirão o sentido de atuação da força sobre o glóbulo.

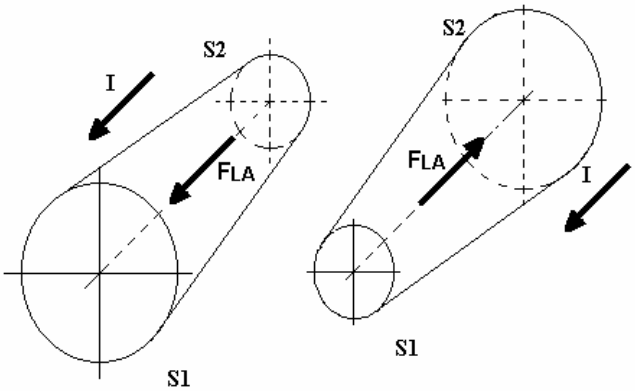


Figura 2.13 - Sentido de atuação da componente axial da Força de Lorentz {F_{LA}} em função da variação da área de passagem da corrente. Nesta figura, {S1} e {S2} indicam as seções do condutor e {I} o sentido da corrente que percorre o condutor.

Caso a interface arco-gota seja pequena, a força será direcionada contra a gota, agindo no sentido de sustentar sua permanência na extremidade do eletrodo (fig. 2.14). Entretanto, caso a área de contato entre o arco e gota metálica seja grande, a componente axial da força

eletromagnética atuará no sentido de separar o glóbulo fundido da extremidade sólida do eletrodo.

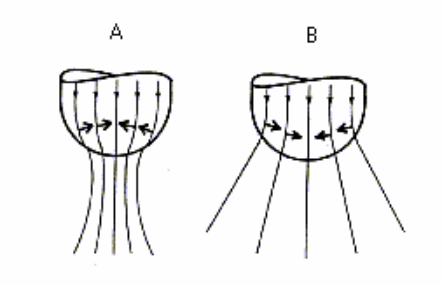


Figura 2.14 - Linhas de densidade de corrente no interior da gota e na região adjacente do plasma. Força de Lorentz, representada por setas, atuando no sentido (A) contrária e (B) favorável ao destacamento da gota [49].

Muito embora a identificação da influência do tamanho da interface seja de grande importância para a compreensão dos mecanismos de transferência, um outro fenômeno assume importância maior.

Tomando por base um esboço da forma assumida pela gota ao longo do seu processo de crescimento (fig. 2.15), Amson [50] estimou a influência da corrente e do efeito de constrição que antecede ao destacamento sobre a magnitude da $\{F_{LA}\}$. Cabe observar que a taxa de crescimento da gota não foi definida como função do tempo, mas com base em um parâmetro geométrico $\{\beta\}$. Desta forma, a grandeza de $\{F_{LA}\}$ ao longo do processo de crescimento da gota foi definida em função do parâmetro geométrico $\{\beta\}$ (eixo X). Já foram desenvolvidos modelos mais realistas, onde se incluem as deformações que ocorrem na extremidade fundida do eletrodo nos instantes que antecedem o destacamento da gota. Informações relevantes acerca destas soluções podem ser obtidas em literatura específica que aborda o assunto [51, 52]. Apesar de mais realistas, os princípios básicos aplicados correspondem àqueles definidos por Amson [50].

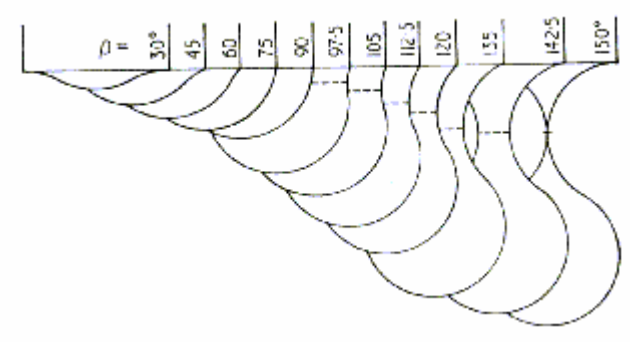


Figura 2.15 - Sequência aproximada para a forma geométrica de uma gota em seu ciclo de crescimento até o instante que antecede o destacamento. [50].

Considerando que a corrente {I} se mantém constante ao longo do processo de formação e destacamento das gotas, identificou que a grandeza da componente axial da força de Lorentz apresenta uma dependência quadrática com a corrente, expressa na forma

$$F_L = \frac{\upsilon_0}{4}.I^2.L(\psi) \qquad (2.7)$$

onde {υ_o} corresponde a permeabilidade magnética no vácuo e L(ψ) representa uma relação entre as áreas de interface arco-gota e gota-eletrodo (fig. 2.16), definida na forma

$$L(\psi) = \log.\frac{a.\text{sen}\,\psi}{b} - \frac{1}{4} - \frac{1}{1-\cos\psi} + \frac{2}{(1-\cos\psi)^2}.\log\frac{2}{1+\cos\psi}$$

(2.8).

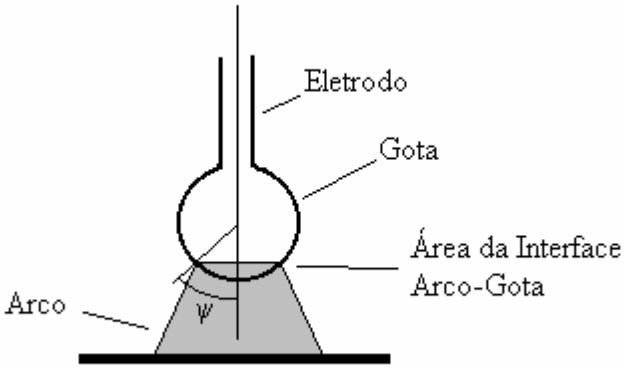


Figura 2.16 – Parâmetros geométricos adotados para a representação da relação entre as áreas de interface arco-gota e gota-eletrodo.

Com relação ao efeito da constrição que antecede ao destacamento da gota (fig. 2.17), os resultados encontrados indicam que, após o inicio da constrição ($\beta<111^o$), a componente $\{F_{LA}\}$ atua no sentido de destacar todo o material fundido que se encontra na extremidade do eletrodo (fig.2.18). Entretanto, com o avanço do processo de constrição este comportamento desaparece pois, enquanto a região acima do pescoço passa a ser forçada contra o eletrodo $\{m_S(\psi)\}$, a região abaixo, que dará origem à gota metálica, passa a sofrer a ação de uma força favorável ao destacamento $\{m_l(\psi)\}$. A identificação do efeito da constrição, na magnitude da componente axial da força de Lorentz, cria condições para explicar o surgimento de um movimento acelerado do glóbulo fundido em direção à poça de fusão. Esta observação é importante, visto existirem trabalhos que associam o movimento acelerado da gota durante sua travessia pelo arco à ação de uma força de arraste gerada a partir de um fluxo de gás de plasma a alta velocidade.

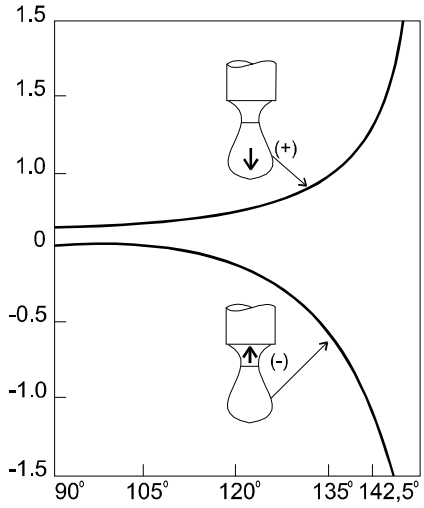
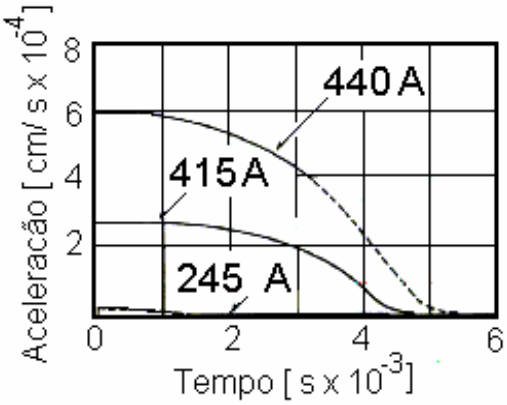


Figura 2.17 - Componentes axiais da força de Lorentz $\{F_{LA}\}$ atuantes sobre o volume de metal fundido $\{F_{LA_VF}(\psi)\}$ e a extremidade do eletrodo $\{F_{LA_\ell E}(\psi)\}$ após o início do processo de constrição da ponte de ligação [50].

Figura 2.18 - Aceleração das gotas metálicas ao longo de sua travessia pelo espaço entre os



eletrodos. Os valores mais baixos corresponde à aceleração da gravidade, enquanto os demais são decorrentes da ação de forças atuantes sobre a gota. Valores indicados na figura correspondem a corrente, em ampere [53].

2.9.3 B - Componente Radial da Força de Lorentz {F_{LR}}

Quando um condutor está sob a influência de seu próprio campo magnético, este estará sujeito à ação de uma força radial compressiva. A esta força radial denomina-se Componente Radial da Força de Lorentz {F_{LR}}, Força de Compressão Magnética ou Efeito Pinch. Se o condutor for constituído por um material a) incompressível e b) cujo estado da matéria permita uma movimentação de massa (ou fluidez), a componente radial da força de Lorentz {F_{LR}} dará origem a um campo de pressão hidrostática radial no metal fundido [54]. Caso a densidade de corrente assuma magnitudes suficientemente altas, devido ao estado fluído da matéria, a ação deste campo conduz ao colapso ou à constrição do condutor.

A importância da componente radial da Força de Lorentz no mecanismo de transferência se dá pelas consequências advindas da ação do gradiente de pressão sobre a região do eletrodo em estado fundido. Devido ao seu estado de fluidez, o gradiente de pressão induz a uma movimentação do metal fundido, que irá culminar com a constrição da ponte de ligação entre o glóbulo e o eletrodo sólido. Como decorrência desta variação na área de passagem, surgem as condições para o aparecimento da componente axial da força de Lorentz, força esta que passará a atuar sobre o volume fundido presente na extremidade do eletrodo. Desta forma, a

componente radial da força de Lorentz, auxiliada pela componente axial, comanda o mecanismo que dá origem ao destacamento da gota metálica. Isto porque, somente após a existência de uma variação na área de passagem da corrente, são geradas as condições para o surgimento de uma força com capacidade de promover o destacamento do glóbulo metálico.

Baseando-se neste princípio, Zhang e colaboradores [55] desenvolveram uma metodologia de controle através da qual buscam uma transferência por projeção axial sem a necessidade de impor valores de corrente superiores ao da corrente de transição. A técnica proposta se fundamenta na imposição de dois pulsos de corrente, ambos com magnitude inferior ao da corrente de transição, intercalados por um valor de corrente relativamente baixo. O primeiro pulso tem por objetivo gerar calor suficiente para promover a fusão do eletrodo. Este pulso tem amplitude e duração controlados, de forma a produzir um volume fundido de dimensões apropriadas. Após este primeiro pulso a corrente é reduzida. Com a corrente mantida em níveis baixos, a gota inicia um processo de movimentação em direção à poça de fusão, o que acaba por levar a uma constrição da ponte de ligação entre o glóbulo ao eletrodo sólido. Ao ocorrer o segundo pulso de corrente, caso a área desta ponte seja inferior a da interface arco-gota, a componente axial da força de Lorentz estará atuando favoravelmente ao destacamento do glóbulo metálico. Como a intensidade da força não depende somente do valor da corrente, mas também da relação entre as áreas da ponte de ligação e interface arco-gota, mesmo com uma corrente inferior a corrente de transição, pode ser possível destacar as gotas da extremidade do eletrodo. Muito embora o trabalho de pesquisa ainda esteja em andamento, deve-se analisar a aplicação desta nova metodologia de controle da transferência por projeção axial na soldagem fora da posição plana. Como o efeito de constrição exige um tempo para que ocorra, a redução em área da ponte de ligação, fora da posição plana, poderá ocorrer o desvio da gota de sua posição axial, inviabilizando, por consequência, sua transferência à poça de fusão.

Importante salientar que o surgimento da componente axial da força de Lorentz como decorrência da constrição da ponte de ligação não se aplica somente à transferência em vôo livre, mas também à transferência por curto-circuito. A partir da formação da ponte de ligação entre o eletrodo e a poça metálica fundida, além da tensão superficial, a componente axial da força de Lorentz também passa a atuar no sentido de destacar o glóbulo fundido da extremidade do eletrodo. Entretanto, cabe observar que a componente da força atuará no sentido favorável ao destacamento se o contato, no início do curto-circuito, se der com uma área suficientemente grande. Caso a área de interface formada seja inferior a da seção do eletrodo, a componente axial estará direcionada contra a gota metálica (fig. 2.19). Nesta

situação, para um valor da corrente suficientemente elevado, a componente axial da força de Lorentz poderá ejetar a gota metálica para fora da poça de fusão. Isto implica que a produção de salpicos na transferência por curto-circuito não está vinculada apenas a magnitude da corrente, mas também ao estágio de constrição da região de ligação eletrodo-gota no instante da ocorrência do curto-circuito [56,57]. Gotas grandes permitem transferir mais calor para a poça de fusão [58], contribuindo, com isto, para melhorar a molhabilidade dos depósitos, em contrapartida favorecem a produção de salpicos em função da maior mobilidade da gota.

2.9.4 - Pressão Hidrostática ao Longo da Coluna de Plasma e Fluxo do Gás de Plasma

A ação da componente radial da força de Lorentz, em regiões de maior densidade de corrente, caso da interface arco-gota, irá promover, por efeito de compressão, um aumento da pressão local do gás de plasma. Junto ao eletrodo, onde a seção de passagem da corrente é pequena, forma-se uma zona de pressão com valor superior a existente sobre a superfície da peça, onde a densidade de corrente decai devido a maior área de passagem (fig.2.20).

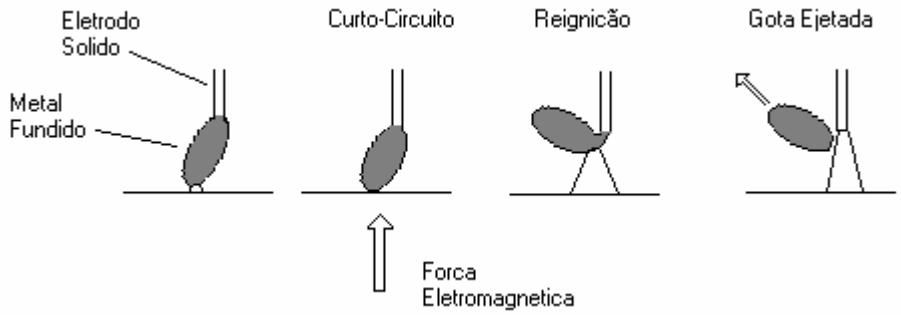


Figura 2.19 - Aparecimento de uma força eletromagnética contrária à separação da gota na transferência por curto-circuito em função de uma densidade de corrente convergente no instante do contato eletrodo-poça [56,57].

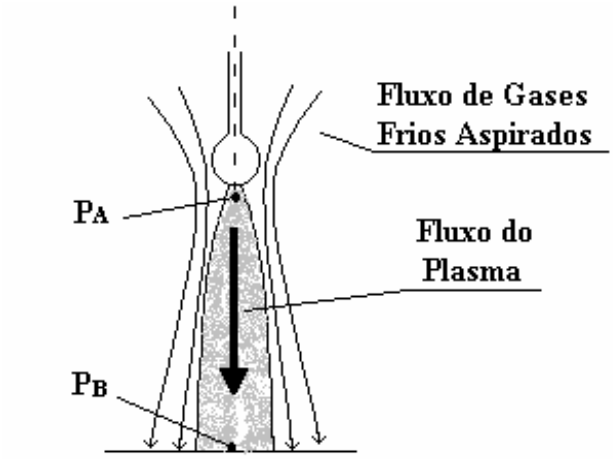


Figura 2.20 – Força de arraste, gerada a partir de um fluxo do gás de plasma e de gases frios aspirados do meio, originada pela diferença de pressão ($\Delta P = P_A - P_B$) ao longo da coluna do arco [59].

A existência de um gradiente de pressão {ΔP} dá origem a um fluxo de gás de plasma, da região de maior, para a de menor pressão. Como decorrência da formação deste fluxo, gases frios provenientes da região vizinha ao eletrodo são aspirados para a zona de depressão que se forma abaixo do eletrodo, conduzindo, com isto, a um resfriamento das regiões mais externas do arco. Este resfriamento aumenta o efeito de constrição da coluna do arco próximo a interface do eletrodo, incrementando a densidade de corrente nesta região. Com isto, cresce a pressão estática local e o fluxo do gás de plasma em direção à zona de baixa pressão, aumentando ainda mais a sucção de gases frios da vizinhança do plasma.

Por produzir escoamentos com velocidades supersônicas, Cooksey e Milner [59] sugeriram que o arraste do jato de plasma sobre a superfície fundida do eletrodo poderia exercer uma forte influência no destacamento das gotas, sendo proposto, inclusive, ser esta força a responsável pela mudança do modo de transferência de globular para projeção axial. Amson [50] e Ludwig [53] contestaram esta afirmação, sustentando ser a componente axial da força de origem eletromagnética a principal componente responsável pela transferência em correntes elevadas. As afirmações destes últimos foi corroborada por Wazinsky e Graat [60] que desenvolveram experimentos para identificar a magnitude das forças atuantes na transferência metálica MIG. Pelo resultado obtido, a componente axial da força de Lorentz apresenta um comportamento crescente com a corrente (fig. 2.21), enquanto as demais

forças, incluindo-se aí a força de arraste {F_{TE}}, diminuem seu valor em virtude do decrescimento do tamanho das gotas metálicas. Entretanto, cabe observar que Wazinsky e Graat não desprezam a influência da força de arraste no mecanismo de transferência, considerando que, para altos valores de corrente, esta pode se tornar um mecanismo adicional de aceleração da gota durante sua viagem pelo arco.

Em vários trabalhos a força de arraste é considerada para explicar o comportamento ou mudanças no mecanismo de transferência. Watanabe e colaboradores [14] associam à redução na magnitude da força de arraste ao efeito de aumento na corrente de transição quando CO_2 ou O_2 é adicionado ao gás argônio. Com o aumento da concentração de oxigênio na poça fundida, a formação de uma película óxida leva o arco a se estabelecer em pontos catódicos que se concentram na superfície da poça fundida. Nesta situação, a coluna do arco, imediatamente acima da poça de fusão, se comprime, conduzindo, a um aumento da pressão estática local devido ao aumento da densidade de corrente. Como a redução no gradiente de pressão ao longo da coluna do arco conduz a uma redução na força de arraste, a mudança no modo de transferência só pode ser obtida mediante o incremento da corrente de soldagem.

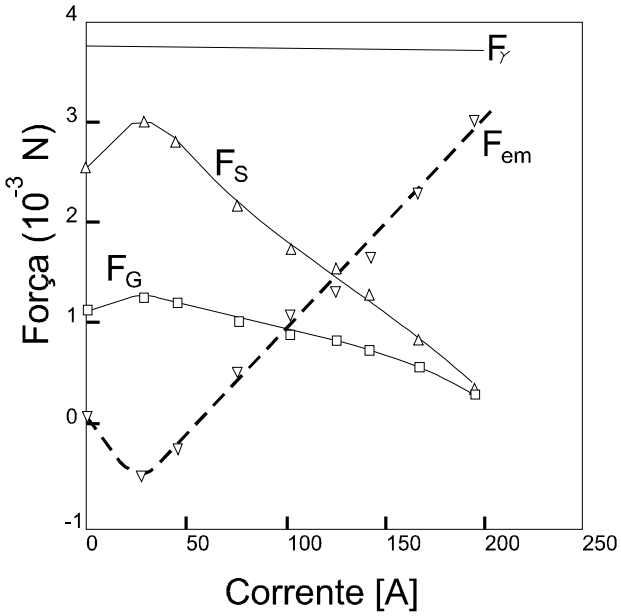


Figura 2.21 – Magnitude das forças envolvidas no destacamento MIG/ MAG, segundo Wazinsky e Graat [62]. Simbologia: F_P – Força Peso; F_{TE}: Força de Arraste; F_{TS}: Força da Tensão Superficial; F_{LA}: Componente Axial da Força de Origem Eletromagnética.

Perlman e outros [8] associaram à redução no gradiente de pressão à ocorrência de um efeito de mudança na corrente de transição, que tende a se deslocar para valores mais elevados em soldas conduzidas a pressões ambientais crescentes. Para ensaios com corrente pulsada, Richardson e Nixon [61] verificaram que o aumento da pressão induziu ao aparecimento de uma instabilidade na soldagem devido a formação de gotas de tamanho superior ao recomendado para este modo de transferência, ou seja, diâmetros de gota equivalentes ao do eletrodo. Para este efeito, Matsunawa e Nishiguchi [17] apresentam uma explicação baseada na concentração da raiz catódica da coluna do arco. Estes pesquisadores realizaram experimentos com atmosfera composta exclusivamente por argônio e observaram que o aumento da pressão ambiente conduziu a uma constrição, tanto da coluna do arco, que passou a apresentar um brilho mais intenso, quanto da interface arco-eletrodo, que se concentrou na extremidade fundida do arame. Entretanto, a mudança mais significativa foi observada na interface entre o arco e a poça de fusão. Enquanto na soldagem a 1 atmosfera a interface apresentou pontos catódicos distribuídos ao longo da superfície da poça de fusão, com o aumento da pressão estes pontos passaram a se concentrar nas bordas da cratera (fig. 2.22). Para pressões acima de 5 atmosferas, os pontos catódicos passaram a se concentrar na superfície da poça fundida ou na parede frontal da cratera da poça de fusão, em um comportamento similar ao observado na soldagem com CO_2 a 1 atmosfera.

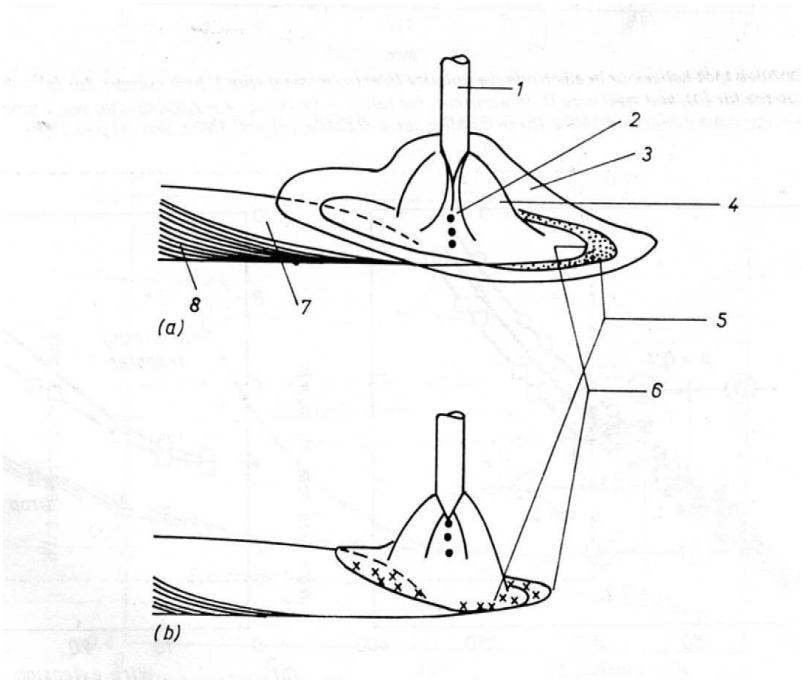


Figura 2.22 - Comportamento do arco MIG sob diferentes pressões ambientes: a) 1 Mpa (Ua: 32 V) e b) 5 MPa (Ua: 45 V). Simbologia: 1 - eletrodo; 2 - núcleo da coluna positiva; 3 - chama do arco; 4 - coluna do arco; 5 - pontos catódicos; 6 - borda frontal da cratera; 7 - poça de fusão; 8 - cordão depositado. I: 350 A, D_E:1,6 mm, ℓ_A: 8 mm, ℓ_E: 23 mm [17].

A pressão exercida pelo fluxo do gás de plasma sobre a superfície da poça fundida é apontada por alguns pesquisadores [17] como a principal responsável pela penetração em forma de dedo ("*finger shape*" ou "*argon shape*"), cuja representação é apresentada na figura 2.23. O fenômeno se manifesta quando utilizado argônio como atmosfera de proteção e se caracteriza pelo aparecimento de uma depressão na região central da zona fundida, aumentando expressivamente a penetração na região central dos depósitos.

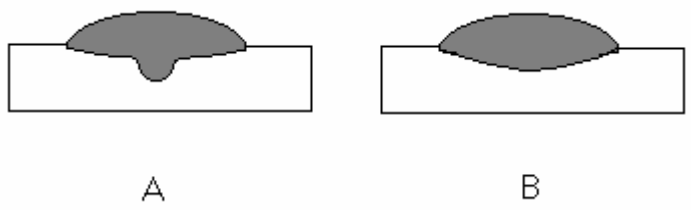


Figura 2.23 – Representação da geometria A) com penetração em forma de dedo ("finger shape"), característica da atmosfera de Ar, e B) produzida em atmosfera rica em CO_2.

Com base em medições da pressão do arco sobre a poça de fusão, Lin e Eagar [62] contestam o efeito da pressão como o fator de origem da geometria com penetração em forma de dedo. Mesmo em valores de corrente da ordem de 500 A, os valores de pressão gerados em um arco TIG foram insuficientes para justificar o aparecimento da depressão da poça de fusão. Os autores sugerem que a depressão pode se originar pela formação de um vórtice de plasma no arco voltaico, pelo efeito combinado das componentes vertical e radial da força eletromagnética. Em um efeito semelhante ao de um liquidificador, a força eletromagnética provocaria uma rotação das partículas com carga em torno do eixo do arco

voltaico em um movimento espiral, gerando um gradiente de pressão que empurraria o metal fundido para os lados a partir do eixo central. Heiple e outros [63] associaram a formação da depressão a mecanismos de convecção na poça fundida, provocados por uma mudança no sentido de fluxo do metal líquido na poça de fusão. Essers e Walter [64] associaram a ocorrência do fenômeno na soldagem MIG/ MAG ao choque frequente e à grande eficiência térmica de gotas superaquecidas sobre a poça de fusão. Entretanto, mesmo que este mecanismo contribua para a formação da penetração em forma de dedo, não pode ser considerado como única explicação, visto que sua ocorrência não está relacionado a um processo específico de soldagem a arco, mas à composição da atmosfera de proteção. A existência de tantas contestações indica que uma explicação para a ocorrência da geometria com penetração em forma de dedo ainda está longe de ser encontrada.

2.9.5 - Jatos Anódicos ou Catódicos

Os jatos anódicos e catódicos podem trazer um efeito desestabilizante à transferência metálica, pois produzem uma força contrária ao destacamento. Ao descrever os resultados encontrados em seu trabalho, Hazlett e Gordon [65] relatam a ocorrência de excitações intermitentes no plasma gerado em gás hélio, caracterizadas pela ocorrência de descargas de um brilho intenso no interior do arco. Durante estas descargas, os pesquisadores observaram uma mudança na distribuição espacial do arco, com o plasma expandindo seus limites e escalando as superfícies laterais do eletrodo. Desconsiderando estes rápidos períodos de descarga, a interface arco-gota manteve-se confinada a superfície inferior da gota. Esta descrição se assemelha àquela feita por Kouwenhoven e Jones [66] na soldagem com cátodos de carbono movendo-se em alta velocidade sobre a peça-obra. Nestes ensaios, os autores verificaram o aparecimento de uma descarga de brilho intenso e de alta velocidade, projetando-se do ponto anódico perpendicularmente à sua superfície. Comum à descrição de Hazlett e Gordon, estes jatos apresentaram a tendência de se estenderem às paredes laterais do eletrodo (fig. 2.24).

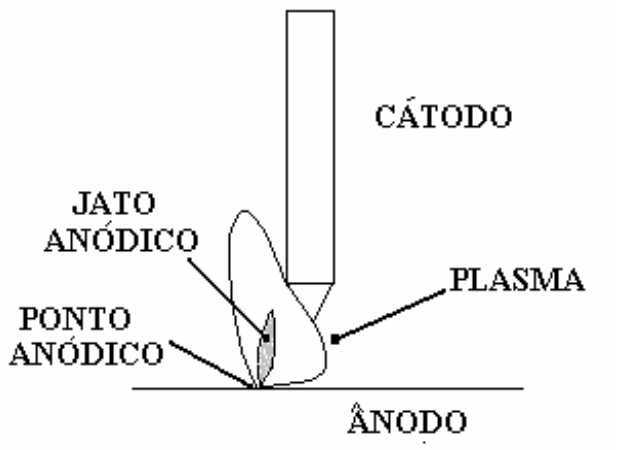


Figura 2.24 - Aspecto do arco voltaico observado por Kouwenhoven e Jones durante os períodos de formação dos pontos anódicos [66].

O efeito da formação dos jatos anódicos ou catódicos sobre a gota metálica é descrito por Kouwenhoven e Jones [66], que associaram à formação dos jatos anódicos o aparecimento de uma força dirigida ao cátodo de carbono e que conduziu o material fundido a uma geometria em forma de cogumelo (fig. 2.25). Este mesmo fenômeno foi observado por Kim e Eagar [67] na soldagem com eletrodos de alumínio sob proteção de atmosfera composta por Ar+2%O_2. Verificou-se o aparecimento de um modo de transferência repulsivo, sendo o fenômeno associado a formação de jatos de plasma provenientes da poça metálica (jatos catódicos).

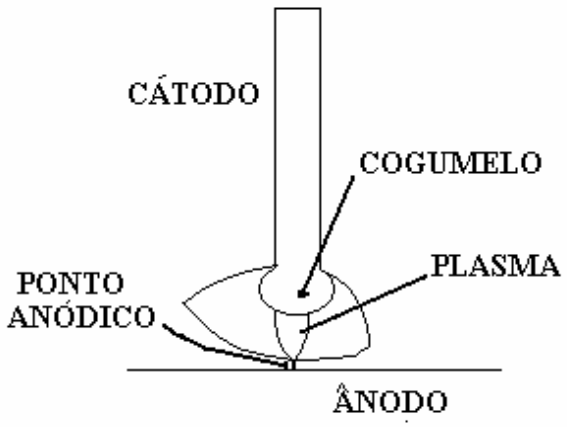


Figura 2.25 - Efeito do jato anódico sobre a formação da gota na extremidade do eletrodo [66].

O processo de formação dos jatos de plasma se desenvolve de forma semelhante ao observado na limpeza catódica de alumínio. Neste processo, devido a maior facilidade para a emissão de elétrons do que o alumínio metálico, as descargas elétricas tendem a se estabelecer a partir das partículas óxidas. A descarga se mantém até que, devido ao aquecimento intenso por efeito Joule, ocorre sua vaporização e a extinção da descarga. Na soldagem MIG do alumínio, o aparecimento destas descargas não introduz problemas à soldagem, enquanto estas mantiverem a característica de se distribuírem ao longo das bordas da poça de fusão. Entretanto, caso surjam condições que venham a permitir o aparecimento de pontos localizados com grande capacidade de emissão, haverá o aparecimento de uma forte descarga elétrica direcionada ao eletrodo. Esta concentração do arco, em um ponto sobre a poça de fusão, dá origem ao aparecimento de uma componente axial da força de Lorentz que passa a atuar no sentido de reter a gota na extremidade do eletrodo. A ação da força não se limita à extremidade do eletrodo, podendo atuar sobre a distribuição espacial do arco voltaico (fig. 2.26). O aparecimento desta força contrária ao destacamento, não se limita aos períodos em que as gotas se encontram unidas ao eletrodo sólido. Hutt e Lucas [68] observam que a gota pode ser deslocada para fora do ambiente do arco mesmo durante seu trajeto pela coluna de plasma em direção à poça de fusão.

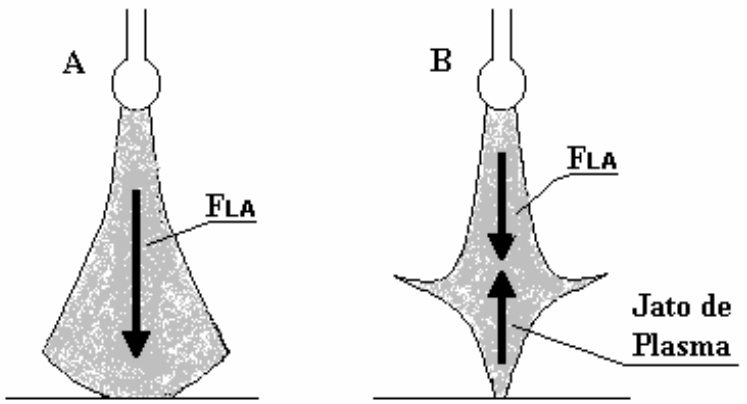


Figura 2.26 - Efeito da ação dos jatos anódicos ou catódicos na distribuição espacial da coluna de plasma. Simbologia: A - arco normal; B - coluna sob ação de jatos de plasma.

Ensaios conduzidos por Ludwig [69] com o processo TIG demonstraram que a contração da raiz anódica pode conduzir à presença de compostos de fácil ionização e vaporização, tal qual os que se formam nos processos de oxidação de elementos alcalinos e alcalinos terrosos, como cálcio, zircônio, titânio ou cério. Desta forma pode ocorrer a concentração da interface anódica e a um aumento na queda de tensão no arco. A presença de elementos químicos do

tipo terras raras favorece o surgimento de jatos anódicos ou catódicos devido a maior capacidade de emissão destes compostos [68]. Como decorrência, a descarga tende a apresentar uma densidade mais elevada, o que conduz a uma força contrária ao destacamento que pode assumir magnitude elevada.

A formação dos jatos está condicionada à presença de elementos químicos específicos no metal de adição ou de base, sob influência direta da composição química do gás utilizado para compor a atmosfera de proteção. A presença de oxigênio no gás incrementa as reações de oxidação, que, em situações mais extremas, podem se dar no interior do metal fundido [68]. Nestas situações, a força exercida pela expansão dos gases, no interior do metal, se sobrepõe àquelas produzidas pela tensão superficial, conduzindo à explosão da gota metálica durante sua trajetória à poça de fusão.

Além do efeito desestabilizante que pode promover sobre a transferência metálica, Cobine [22] cita que a incidência das descargas sobre as interfaces anódica ou catódica, incrementa a transferência de calor para o eletrodo, devido a maior energia liberada pelos elétrons. Desta forma, as considerações acerca de um possível incremento de potência no eletrodo consumível decorrente das descargas devem levar em conta sua duração que, por serem curtas, podem não interferir, de forma mensurável, na taxa de fusão do eletrodo.

Existe uma dificuldade em identificar se arcos de ponto catódico ou anódico dificultam o destacamento da gota pela redução no gradiente de pressão ou por ação de uma força eletromagnética direcionada contra a gota. Isto porque, se considerados os fundamentos físicos, desde que exista uma variação de área condutora de corrente, a concentração da interface pode desencadear, tanto uma componente axial da força de Lorentz contrária ao destacamento da gota, quanto a redução no gradiente de pressão. Embora seja uma afirmação puramente especulativa, uma vez que não se dispõe de dados que permitam sua comprovação, acredita-se que o aparecimento de uma força eletromagnética direcionada contra a gota venha a ser o mecanismo mais apropriado a ser associado ao aparecimento de forças contrárias ao destacamento. Isto porque, como citado anteriormente, o mecanismo associado à redução no gradiente de pressão consiste na diminuição da força de arraste do fluxo de plasma. Uma vez que se observou que o fluxo de plasma não se constitui em uma força dominante no destacamento, torna-se difícil aceitar o aparecimento de uma força contrária ao destacamento como decorrência da redução no gradiente de pressão. Contrariando todas as conclusões apresentadas por outros pesquisadores, Kim e Eagar [67] associam aos jatos catódicos a instabilidade decorrente da soldagem em atmosfera de CO_2.

2.10 - Fusão do Eletrodo na Soldagem MIG/ MAG

O primeiro estudo aprofundado sobre a determinação da taxa de fusão de eletrodo no processo MIG/ MAG foi publicado em 1958 por Lesnewich [70], sendo até hoje aceito como a principal referência sobre o assunto. A partir de um conjunto de ensaios, conduzidos com diferentes diâmetros de eletrodos {De} e extensões do eletrodo sólido {ℓ_e}, foi proposta uma expressão geral na forma

$$Va = (a + b.D_E).I + r_E.\left(\frac{\ell_E}{D_E^{2,6}}\right).I^2 \qquad (2.9),$$

onde {a} e {b} correspondem a constantes obtidas experimentalmente. Considerando que, tanto o diâmetro do eletrodo {D_E}, quanto a sua resistividade elétrica {ρ_E}, se mantém constantes, a expressão (2.9) pode ser rescrita na forma

$$Va = C_1.I + C_2.\ell_E.I^2 \qquad (2.10),$$

onde {C_1} e {C_2} correspondem a constantes obtidas experimentalmente e {ℓ_E} a extensão do eletrodo sólido. A interpretação dada a esta expressão considera a existência de duas fontes de calor para a fusão do eletrodo, sendo uma parcela de calor proveniente do calor gerado na conexão com o arco (C_1.I), e outra decorrente do calor gerado por Efeito Joule na extensão do eletrodo sólido ($C_2.I^2$).

Partindo de uma análise mais detalhada para correlacionar a corrente de soldagem e a velocidade de alimentação do arame, mas mantendo a mesma consideração do Efeito Joule e a energia na extremidade anódica como as fontes de calor para a fusão do eletrodo, Halmoy [71] propôs uma nova expressão para a correlação entre a velocidade de alimentação do arame, a corrente de soldagem e a extensão do eletrodo. Nesta sua formulação, o autor escreve a expressão na forma

$$Va = \left(\frac{1}{Ho + b}\right).\left(\phi.j + a.\ell_E.j^2\right) \qquad (2.11),$$

onde a constante Ho [J/ mm^3] corresponde a energia por unidade de volume acumulada na gota no instante da separação. Sendo uma propriedade do material, {Ho} quantifica a energia necessária para elevar, da temperatura ambiente, até a temperatura de fusão, o volume

metálico que compõe o glóbulo. A constante {b}, em unidades de [J/ mm^3], representa a resistividade do eletrodo a temperatura ambiente e constante {a}, em unidades de [ohm.mm], traduz o aumento de resistividade do eletrodo com a elevação da temperatura, decorrente da elevação da corrente de soldagem. Ambos os valores são obtidos experimentalmente, a partir da determinação de uma curva de resistividade do eletrodo em função da energia acumulada na extensão do eletrodo. Assumindo que o calor dispensado pelo arco para a fusão do eletrodo é dependente do potencial da função de trabalho do material que compõe o ânodo {ϕ}, a potência anódica foi descrita como (ϕ.I).

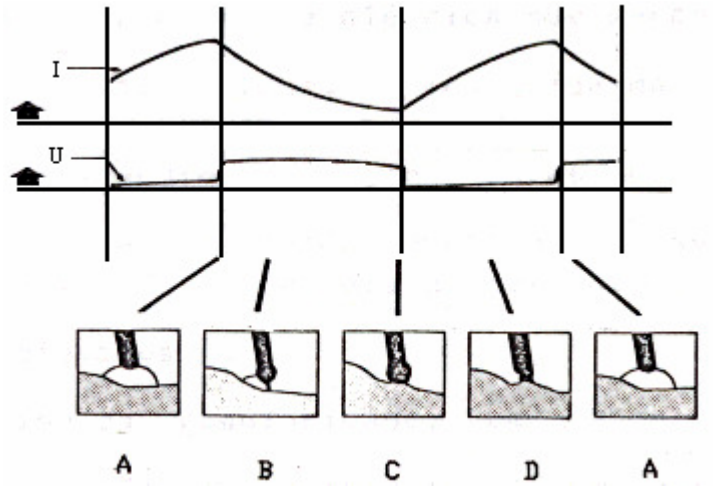
Além de relacionar a origem do calor que conduz à fusão do eletrodo, uma análise envolvendo a transferência de calor deve considerar também, a influência dos mecanismos de convecção no interior da gota. Hazlett e Gordon [68] e Defize e van der Willigen [72] sugeriram que os movimentos descritos pela gota durante seu crescimento na transferência em atmosfera de CO_2, influem sobre a taxa de transferência de calor da extremidade inferior da gota para o eletrodo sólido. Waszink e van der Hauvel [73] desenvolveram um modelo matemático para analisar os mecanismos de transferencia de calor para a fusão do eletrodo. Comparando com valores experimentais, os pesquisadores estimaram que haveria a necessidade do calor ser, de dez a vinte vezes superior ao calculado, para garantir o fluxo de calor necessário à fusão do eletrodo, se transferido somente por condução. Nemchinsky [74] e Kim e outros [75] chegaram a mesma conclusão quanto a importância dos mecanismos de convecção no interior da gota para a transferência de calor do arco para a frente de fusão. A existência do movimento de circulação de metal fundido no interior da gota foram obtidos experimentalmente por Hiltunen e Pietikainen [76]. Analisando a extremidade de uma vareta de tungstênio exposta a um arco gerado em atmosfera de CO_2, os pesquisadores verificaram que os rejeitos decorrentes de reações de oxidação apresentaram uma distribuição semelhante a linhas de fluxo, com uma maior concentração no centro do hemisfério inferior da gota. Analisando registros fotográficos obtidos durante os ensaios, com a vareta de tungstênio, foi verificado que o acúmulo dos rejeitos de oxidação, na superfície da gota, conduziram a uma concentração da interface arco-gota, nesta região. Cabe observar que estes pesquisadores associam à esta constrição da interface, o aparecimento de uma força contrária ao destacamento, força esta que daria origem à transferência repulsiva que caracteriza a soldagem com atmosfera de CO_2.

2.12 - Transferência Metálica por Curto-Circuito Convencional

Para demonstrar como se processa a transferência MIG/ MAG por curto-circuito com fontes de energia convencionais, apresenta-se na figura 2.27, de forma esquemática, uma sequência de formação e destacamento das gotas metálicas. Foram incluídas nesta figura as respostas da tensão e da corrente durante um período de transferência.

Após a ocorrência de um curto-circuito tem início o período de arco, momento em que a extremidade do eletrodo se encontra mais afastada em relação a poça de fusão (fig. 2.27-A). Uma vez que existe espaço livre e a corrente se encontra em níveis altos, a fusão do material do eletrodo dá início ao processo de formação da gota metálica (fig. 2.27-B). Este processo se mantém até o instante em que ocorre o contato físico da gota com a poça de fusão, quando a tensão cai à valores próximos de zero (fig. 2.27-C). Em função desta queda da tensão, a corrente elétrica que percorre o circuito cresce em magnitude, fazendo com que as forças de origem eletromagnética aumentem a intensidade da pressão sobre o eletrodo sólido e a massa fundida (fig. 2.27-D). Como consequência desta compressão, tem início um processo de constrição da ponte de ligação, que culmina com seu rompimento e a transferência do metal fundido do eletrodo à poça de fusão. Com o rompimento da ponte, ocorre, também, a reignição do arco e o início de um novo ciclo. Ao longo de toda esta sequência de eventos, quando o processo de transferência transcorre de forma estável, o afastamento entre a linha de fusão e a superfície da poça metálica se mantém praticamente inalterada [77].

Figura 2.27 - Sequência de separação da gota metálica na transferência por curto-circuito



convencional. Simbologia: U: Tensão de soldagem; I: Corrente de soldagem

Na sequência de eventos apresentados na figura 2.27, a forma de onda que a corrente assume durante os períodos de arco e de curto-circuito está associada à utilização de fontes com curva característica estática do tipo tensão constante (CCTC). Nestes equipamentos, mantida uma velocidade de alimentação do arame constante, a corrente de soldagem é definida de forma indireta, através da tensão de referência {Uref} e da indutância, ajustadas na fonte, sob influência direta da extensão de arame sólido acima do arco. Sob o aspecto funcional, a indutância corresponde à variável que controla as taxas de crescimento e de decrescimento da corrente, durante e após um curto-circuito, respectivamente. Ao ocorrer o contato físico entre a gota formada na ponta do arame e a poça de fusão, a tensão entre os eletrodos tende, de forma quase instantânea, à zero. Devido a baixa resistência elétrica imposta pela extensão de eletrodo sólido, nesta situação, a corrente de soldagem tenderia a crescer de forma muito rápida, algo que não ocorre uma vez que os indutores promovem o amortecimento da taxa de crescimento da corrente. Quanto maior a indutância, valor este definido pelas dimensões físicas da bobina, mais lento será o crescimento da corrente durante o curto-circuito. Um dos aspectos negativos dos indutores reside no fato que, ao se impor um crescimento mais lento da corrente durante a fase de curto-circuito, ocorrerá um decaimento mais lento da corrente durante a fase de arco. Além desta característica, os indutores só permitem ajustes discretos nos valores da indutância do circuito (ajuste por “taps”).

Com o desenvolvimento de fontes de energia com circuitos de potência e de controle mais sofisticados, o controle da taxa de crescimento da corrente deixou de ser feito com base no valor da indutância elétrica do circuito [78]. Foram desenvolvidos sistemas para permitir o controle da taxa de variação da corrente através de circuitos eletrônicos realimentados com

um sinal proporcional a de tensão de soldagem. Em equipamentos desta natureza, mesmo que de forma aproximada, o sistema elétrico composto pela fonte, cabos, eletrodo e arco pode ser bem representado a partir de um circuito RLE [78] (fig. 2.28).

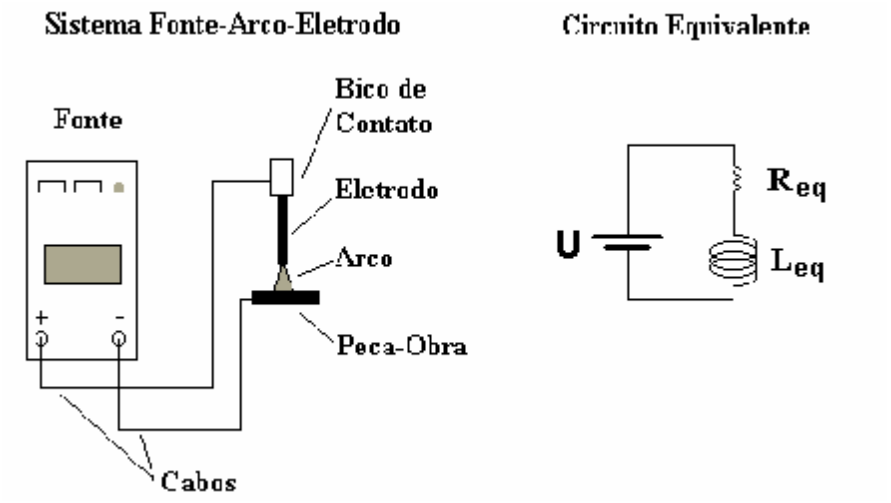


Figura 2.28 - Circuito elétrico do sistema fonte-arco-eletrodo e sua representação com base no circuito equivalente RLE. Simbologia: {U} representa a tensão fornecida pela fonte de energia, {L_{EQ}} a indutância do circuito (L_{FONTE}+L_{CABOS}) e {R_{EQ}} a soma das resistências interna da fonte {R_{FONTE}}, dos cabos e conexões {R_{CABOS}}, do eletrodo {R_E} e do arco voltaico {R_A} [78].

Este circuito equivalente consiste de uma fonte de tensão {U} conectada em série a uma resistência {R_{EQ}} e uma bobina indutora {L_{EQ}}. Transposto para o sistema existente na soldagem a arco, a fonte {U} corresponde a tensão fornecida pela fonte de soldagem, {R_{EQ}} a resistência equivalente do circuito (soma das quedas resistências internas da fonte, cabos e pistola de soldagem) e {L_{EQ}} a indutância equivalente do circuito (indutância de cabos e, principalmente, da fonte de soldagem). Para esta configuração de circuito, a equação diferencial representativa é dada por

$$U = L_{EQ}.\frac{dI}{dt} + R_{EQ}.I \qquad (2.12)$$

Muito embora esta equação possua solução analítica, a qual permite determinar a forma de onda da corrente ao longo do tempo, para a aplicações voltadas ao controle da taxa de

variação da corrente, torna-se mais útil aplicá-la na forma discreta. Adotando este procedimento, a expressão (2.12) pode ser rescrita na forma

$$U = L_{EQ}.\frac{\Delta I}{\Delta t} + R_{EQ}.I \qquad (2.13)$$

Tomando por base dois intervalos de tempo defasados por um período {Δt}, então

$$U = L_{EQ}.\left(I(t) - I(t - \Delta t\right) + R_{EQ}.I \qquad (2.14)$$

Considerando que a resistência do circuito se mantém constante, então a cada instante a tensão de soldagem {U(t)} pode ser definida como

$$U(t) = R_{EQ}.I \qquad (2.15)$$

Promovendo a substituição de (2.15) e (2.14) e nomeando o termo {U}, referente a tensão fornecida pela fonte, como {U_{REF}}, então a cada instante de tempo {t} a corrente que percorre o circuito pode ser quantificada pela expressão

$$I(t) = I(t - \Delta t) - \left(\frac{1}{Kc}\right).[U(t) - U_{REF}) \qquad (2.16)$$

onde {I(t)} corresponde a corrente que percorre o circuito e {U(t)} queda de tensão no sistema arco-eletrodo (fig. 2.29). O termo {I(t-Δt)} representa a corrente em um instante de tempo anterior a {t}, {Uref} a tensão de referência ajustada no painel da fonte de soldagem e {K_C} uma constante que determina um fator de ganho.

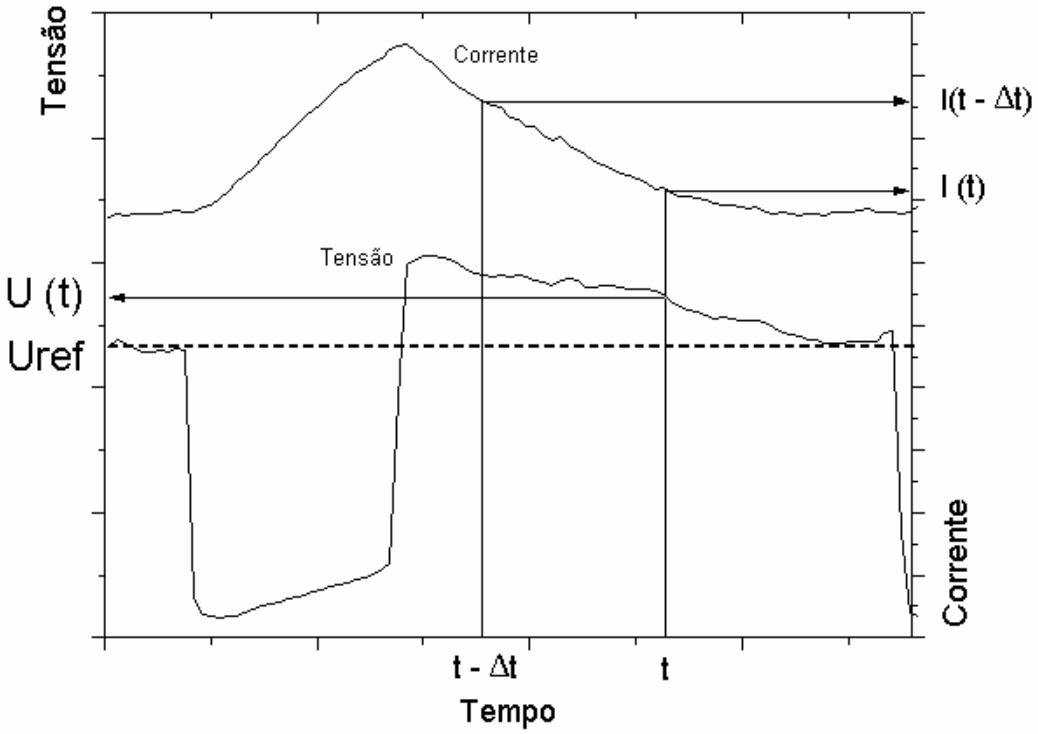


Figura 2.29 - Representação das variáveis {t}, {I(t)}, {I(t-Δt)}, {U(t)} e {U_{REF}} utilizadas para descrever o comportamento da corrente, na transferência por curto-circuito, com fonte de energia possuindo curva característica com modulação em tensão constante (CCTC).

Tomando por base a expressão (2.16), a cada instante {t} a fonte de energia atuará no sentido de elevar ou de reduzir a corrente, de forma a igualar a tensão medida àquela especificada como referência. Seguindo este princípio, durante o curto-circuito, quando [$U(t)<U_{REF}$], a fonte atuará no sentido de elevar a corrente, na busca por um aumento na grandeza da tensão de soldagem. Este comportamento irá se manter até o rompimento da ponte de ligação entre o eletrodo e poça de fusão. Quando a reignição do arco ocorre, como [$U(t)>U_{REF}$], a fonte atuará no sentido de reduzir a corrente, buscando, com isto, reduzir a tensão. Considerando um valor de {K_C} constante, nos instantes iniciais do período de arco, a corrente apresentará uma taxa de decrescimento mais elevada, que se torna mais suave na medida em que {U(t)} se aproxima da {U_{REF}}. A partir do instante em que {U(t)} se torna igual a {U_{REF}}, passa a não mais existir uma variação na corrente de soldagem. Uma vez que o fenômeno de crescimento e de decrescimento da corrente de soldagem está intimamente

relacionado com a magnitude de {K_C}, caso o valor da constante seja elevado a corrente decairá de forma lenta. Pelo mesmo princípio, as taxas de crescimento e de decrescimento da corrente serão mais elevadas caso o valor ajustado para {K_C} seja pequeno.

Ao longo de todo este processo de crescimento e de decrescimento da corrente, deve-se observar que em nenhum instante o controle define um valor a ser utilizado como referência para a corrente de soldagem. Em qualquer instante ao longo do período de transferência, o valor atual da corrente {I(t)} será influenciado pelo valor anterior {I(t-Δt)}, que, por sua vez, sofre influência do valor que o precedeu. Como não existe um valor de corrente a ser tomado como referência, caso ocorram mudanças nos parâmetros de soldagem, a forma de onda se modifica sem qualquer tipo de controle. Exemplificando, mudanças na altura da tomada de corrente, conduzirá a uma alteração da frequência de transferência metálica (fig. 2.30). Em maior ou menor escala, mudanças desta natureza podem deslocar a transferência para uma situação de instabilidade ou promover a formação de depósitos com geometria inadequada.

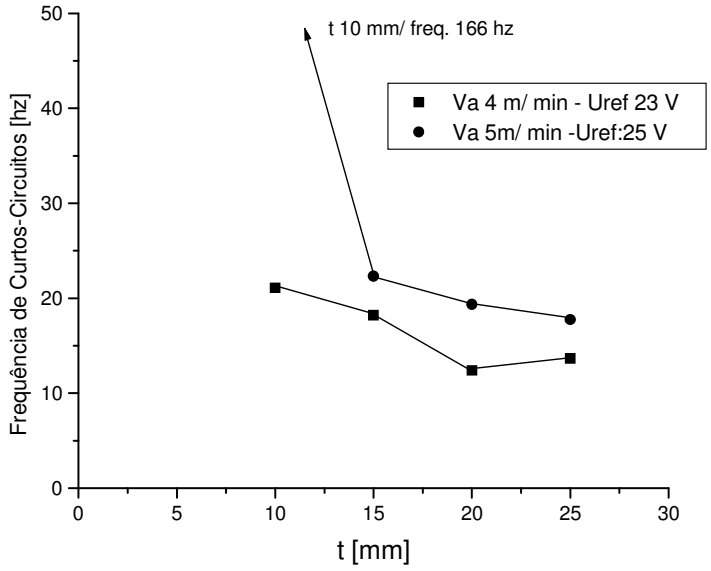


Figura 2.30 - Influência da altura de tomada da corrente (h_{TC}) sobre a frequência da transferência por curto-circuito utilizando fonte com curva característica em tensão constante (CCTC) [79].

Aumentos no efeito indutivo (fig. 2.31) ou reduções na tensão de referência (fig.2.32) permitem reverter uma redução na frequência de transferência, devido ao efeito combinado que exercem sobre a forma de onda da corrente. Por outro lado, torna-se difícil identificar uma

nova combinação de variáveis que permita restaurar as condições de transferência ou de formação geométrica dos depósitos [79].

Como informação adicional, para criar uma distinção com a transferência por curto-circuito conduzida com controle sobre a corrente de soldagem, neste trabalho a transferência por curto-circuito utilizando fontes com modulação em tensão constante será designada transferência por curto-circuito convencional.

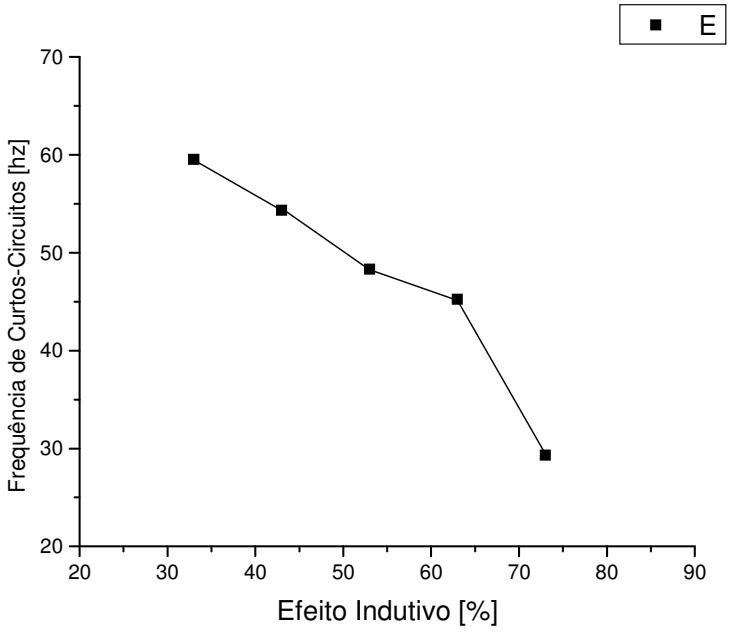


Figura 2.31 - Influência do efeito indutivo sobre a frequência da transferência por curto-circuito utilizando fonte com curva característica em tensão constante (CCTC).

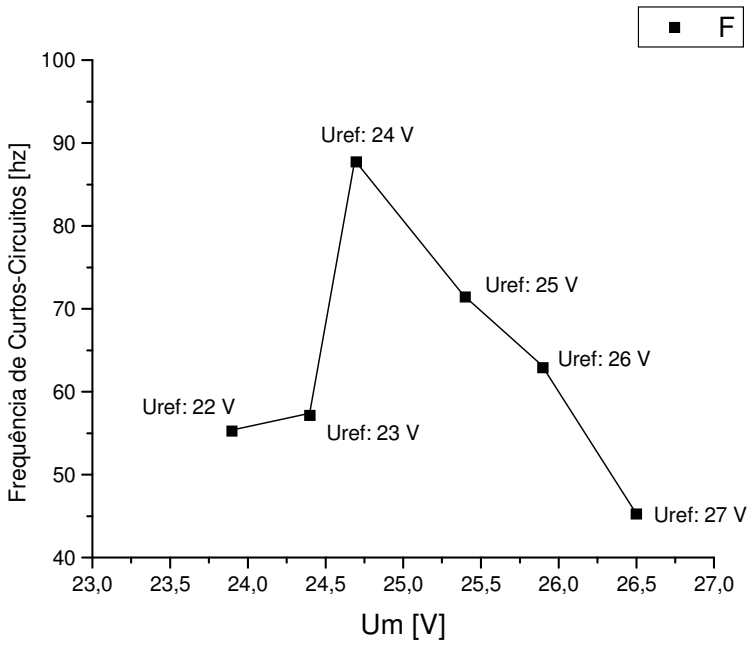


Figura 2.32 - Efeito da tensão de referência {U_{REF}} sobre a frequência da transferência por curto-circuito utilizando fonte com curva característica em tensão constante (CCTC).

3 – Controle da Forma de Onda da Corrente na Transferência por Curto-Circuito

3.1 – Introdução

Neste capítulo são apresentados os fundamentos que conduziram ao desenvolvimento de uma metodologia de controle da forma de onda da corrente aplicada à transferência por curto-circuito. Pelas características deste modo de transferência, e própria da soldagem com eletrodos consumíveis, foram considerados como tópicos necessários ao desenvolvimento:

- a definição de uma forma de onda da corrente a ser aplicada para conduzir à uma transferência por curto-circuito;

- propor uma relação que permita associar a velocidade de alimentação do arame e a corrente de soldagem;

- estabelecer uma relação para associar o volume fundido e a energia no período de arco.

3.2 - Definição da Forma de Onda da Corrente a ser Aplicada

Em seu aspecto mais geral, os equipamentos com controle sobre a forma de onda da corrente, na transferência por curto-circuito, guardam características comuns. Seu princípio de operação se fundamenta na aplicação de dois pulsos de corrente [83]. O primeiro, aplicado logo após a reignição do arco, para induzir à formação de um glóbulo fundido de dimensões adequadas e o segundo, aplicado durante o curto-circuito, para promover a constrição e a ruptura da ponte de ligação entre o eletrodo e a poça de fusão.

Para a variação da corrente de soldagem ao longo de um período de transferência, apresenta-se na figura 3.1 uma forma de onda da corrente típica escolhida dentre várias contidas na literatura [84,85,86,87,88,89,90]. A descrição da sequência de eventos se inicia nos instantes que antecedem a reignição do arco. Quando a fonte de energia detecta que ocorrerá a ruptura da ponte de ligação entre o eletrodo e poça de fusão, a corrente é reduzida a um valor mínimo, sendo mantida neste por um período de tempo de curta duração (fig. 3.1.A). Findado este tempo, a fonte aplica o primeiro pulso de corrente, para induzir à formação de um glóbulo

fundido de dimensões adequadas (fig. 3.1.B). Após a aplicação deste pulso, de amplitude e de tempo controlados, a corrente é reduzida a um nível mais baixo (fig.3.1.C), sendo mantida neste patamar até que ocorra um novo curto-circuito. Identificado o contato entre o eletrodo e poça de fusão (fig. 3.1.D), a corrente é rapidamente reduzida, novamente, a um valor mínimo, sendo mantida neste por um período curto de tempo. Em seguida, a corrente é levada a um novo patamar elevado, com o objetivo de promover a constrição e a ruptura da ponte de ligação entre o eletrodo e a poça de fusão (fig.3.1.E). Ao ocorrer a ruptura da ponte de ligação, o arco reabre e repete-se o ciclo de eventos.

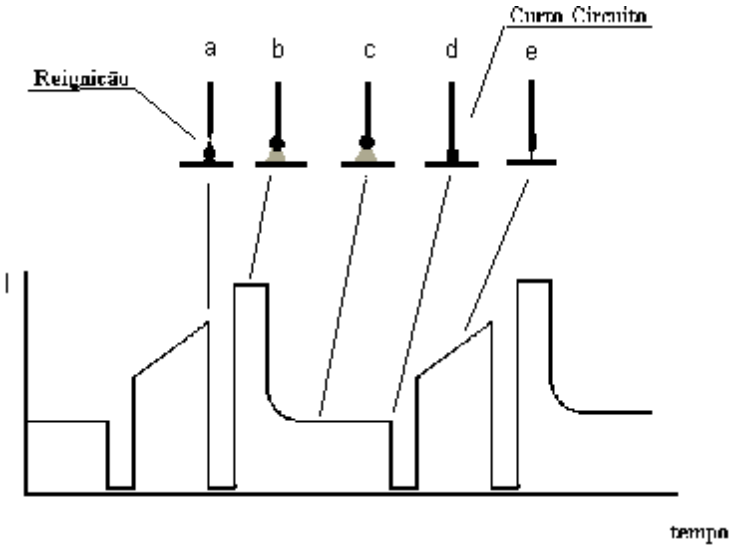


Figura 3.1 - Figura ilustrativa do controle da forma de onda da corrente na soldagem com transferência por curto-circuito [90].

Nesta sequência de eventos, os pulsos de corrente são importantes para induzir a formação da gota durante a fase de arco e o rompimento da ponte de ligação durante o curto-circuito. Por sua vez, a redução da magnitude da corrente, nos instantes em que ocorre o curto-circuito e na identificação da reignição do arco, se torna necessária para minimizar a produção de salpicos. A redução da corrente no instante da ocorrência do contato eletrodo-poça procura minimizar a produção de salpicos grosseiros. A origem dos salpicos grosseiros, caracterizados por gotas inteiras ejetadas para fora do ambiente do arco, está associada à ação de forças eletromagnéticas que agem contra a gota metálica. Como descrito no capítulo 2, forças desta natureza surgem quando a área de contato entre a extremidade fundida do eletrodo e a poça de fusão assume dimensões muito reduzidas (fig. 2.22). Por não existirem mecanismos que

permitam controlar o tamanho da interface que se forma quando a gota toca a poça de fusão, surge como opção o controle sobre a magnitude da corrente, no instante do curto-circuito. Desta forma, em não existindo uma força que provoque a repulsão da gota, esta poderá ser absorvida pelo banho metálico que forma a poça de fusão.

Quanto ao controle da potência na reignição do arco, este tem por objetivo minimizar a produção de salpicos finos (fagulhas). Existe um incremento na produção de salpicos finos quando a reignição do arco se dá com um nível muito alto de energia e a redução da corrente neste instante, tem por objetivo, evitar que a ruptura da ponte de ligação ocorra de forma explosiva. Cabe observar que, em se tratando de salpicos, as fagulhas são menos prejudiciais à solda do que os salpicos grosseiros, já que a presença destes últimos pode conduzir à rejeição do procedimento de soldagem. Comparando-se a forma de onda contida na figura 3.1, com aquela apresentada na figura 2.30, verifica-se que esta última apresenta condições propícias à produção de salpicos, pois não existe um controle sobre a magnitude da corrente no instante do contato entre os eletrodos ou na reignição do arco.

Apesar da literatura apresentar uma diversidade de propostas para a forma de onda da corrente de soldagem, para a condução deste trabalho, decidiu-se por iniciar com algo relativamente simples. Tomou-se esta decisão baseado no fato de não existirem informações concretas que justifiquem a adoção de formas de onda mais complexas, as quais criam maior dificuldade para a seleção das variáveis. Na figura 3.2 são representadas, além dos três níveis principais de corrente (Iap, Iab e Icc), um nível de corrente baixa (Imínima), a ser aplicada, tanto nos instantes da ocorrência do curto-circuito, quanto da reignição do arco.

3.3 - Característica Estática da Fonte de Energia

Dentre os vários fatores a serem considerados no desenvolvimento de uma metodologia para o controle da forma de onda da corrente, na transferência por curto-circuito, inclui-se a necessidade de definir uma curva característica estática para a fonte de energia que permita estabelecer os valores de corrente desejados ao longo do período de transferência.

Um controle total sobre a magnitude da corrente, assim como de sua taxa de variação, pode ser obtido a partir da escolha por uma fonte que possua uma característica estática com modulação em corrente, também conhecida como curva característica em imposição de corrente (CCIC).

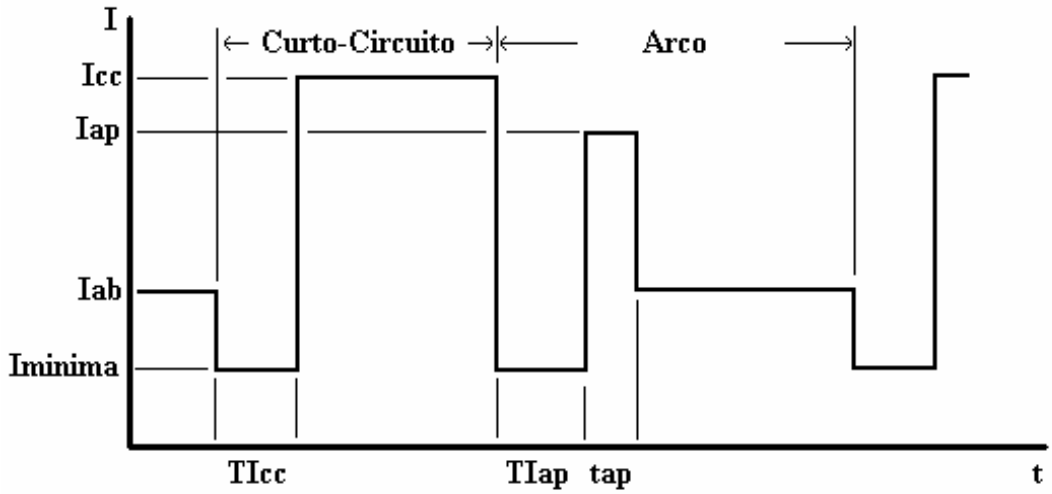


Figura 3.2 - Representação da forma de onda da corrente para a transferência por curto-circuito com controle em três níveis de corrente. Legenda: Iap - Corrente de pulso; Iab: corrente de base; tap: tempo de pulso; Icc: corrente de curto-circuito; Imínima: corrente aplicada na identificação do curto-circuito e da reignição do arco; tIcc: tempo de manutenção da corrente em nível baixo antes da aplicação de Icc; tIap: tempo de manutenção da corrente em nível baixo antes da aplicação de Iap;

Sob a forma paramétrica, a curva característica em imposição de corrente (CCIC) pode ser representada por

$$I(t) = I_{REF} \tag{3.1}$$

onde {I(t)} corresponde a corrente de soldagem ao longo do tempo e {I_{REF}} ao valor de corrente de referência ajustada na fonte de soldagem [83]. Quando a fonte de soldagem possui uma característica em imposição de corrente, independente da magnitude da tensão, a corrente manterá o valor ajustado como referência. Para exemplificar o comportamento da tensão e da corrente, resultantes da utilização de uma fonte com (CCIC), toma-se como exemplo uma situação onde ocorra uma elevação súbita no comprimento do arco (fig. 3.3). Quando esta elevação ocorre, a tensão do arco se desloca de {Ua_{AC}} para {Ua_{AL}}, mas a corrente permanece no valor ajustado como referência (fig. 3.4).

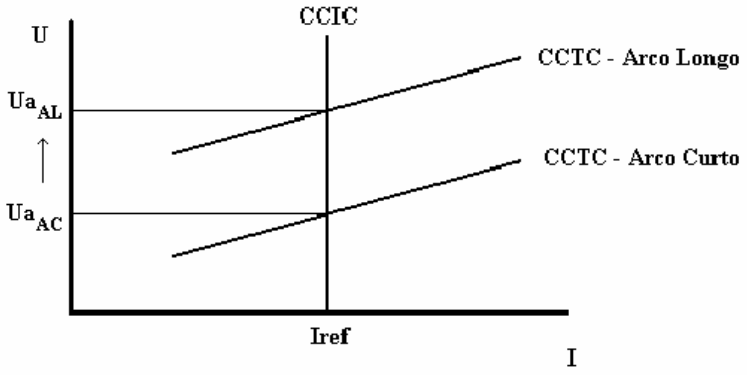


Figura 3.3 - Efeito da mudança no posicionamento da curva característica do arco na soldagem com fontes de curva característica estática em imposição de corrente (CCIC).

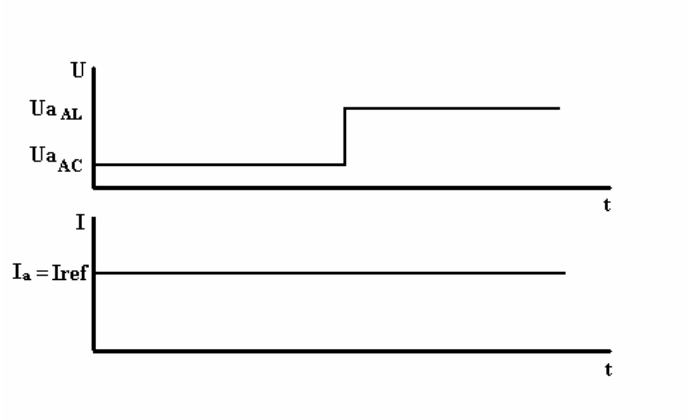


Figura 3.4 – Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representando o efeito da mudança no posicionamento da curva característica do arco na soldagem com fontes de curva característica estática em imposição de corrente (CCIC).

Devido a este comportamento, a curva característica em imposição de corrente se torna aplicável em uma metodologia voltada ao controle da forma de onda da corrente na transferência por curto-circuito. Isto porque, sempre que identificados o início do curto-circuito e a reignição do arco, o controle pode ajustar os valores de corrente de referência {I_{REF}} por períodos de tempo adequados à situação da transferência. Desta forma, torna-se possível reproduzir durante a soldagem a forma de onda proposta na figura 3.2.

Um controle parcial sobre a magnitude da corrente pode ser obtido a partir da utilização de fontes de energia com curva característica tombante (CCTB). Esta característica difere das anteriores pelo fato de ser uma condição intermediária entre a modulação em tensão e a modulação em imposição de corrente (fig. 3.5).

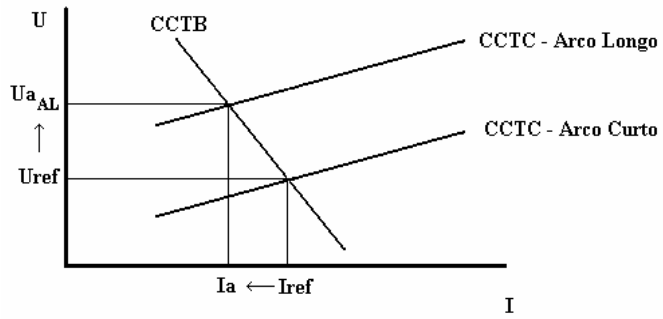


Figura 3.5 - Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representando o efeito da mudança no posicionamento da curva característica do arco na soldagem com fontes de curva característica estática tombante (CCTB).

Seguindo o mesmo procedimento utilizado para as modulações anteriores, sob a forma paramétrica, a curva característica tombante (CCTB) pode ser representada por

$$I(t) = I_{REF} - \left(\frac{1}{K_A}\right).[U(t) - U_{REF}] \tag{3.2}$$

onde $\{I_{REF}\}$ e $\{U_{REF}\}$ correspondem ao par tensão-corrente de operação do arco e $\{K_A\}$ a uma constante que define a relação de proporcionalidade entre a tensão e a corrente de soldagem.

Sob o ponto de vista operacional, a característica tombante induz a uma variação na corrente sempre que a tensão {U}, medida nos terminais da fonte, for diferente da tensão de referência $\{U_{REF}\}$. Caso $[U(t)>U_{REF}]$, a fonte de energia atuará no sentido de reduzir a corrente, da mesma forma que atuará no sentido de elevá-la sempre que $[U(t)<U_{REF}]$. Valendo-se do mesmo exemplo utilizado anteriormente, caso, durante a soldagem, com uma fonte com curva característica tombante, ocorra um aumento no comprimento do arco, a magnitude da corrente decairá do valor de $\{I_{REF}\}$ para um novo valor, representado, nas figuras 3.5 e 3.6, por {Ia}.

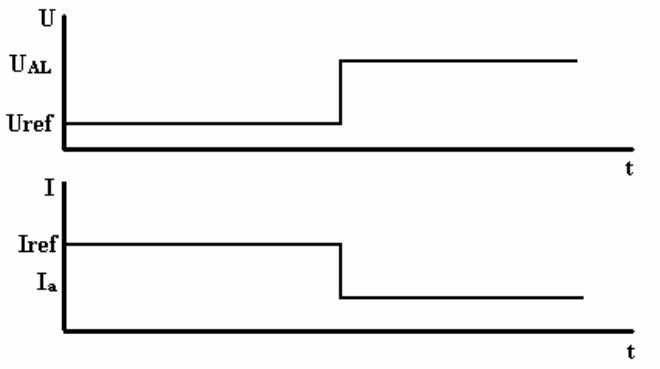


Figura 3.6 - Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representando o efeito da mudança no posicionamento da curva característica do arco na soldagem com fontes de curva característica estática tombante.

Uma propriedade da característica tombante reside no fato de que a inclinação da curva pode ser ajustada de forma a produzir, diante de uma mudança no posicionamento da curva característica do arco, um valor de corrente desejado. Retomando à expressão (3.2), diante da existência de uma diferença entre {{U} e {U_{REF}} a variação da corrente será definida pela constante {K_A}. Valores grandes de {K_A} conduzem a uma variação pequena na corrente, aproximando o comportamento da fonte de energia ao de um equipamento com curva característica em imposição de corrente (CCIC). Caso {K_A} seja muito pequeno, a fonte passará a apresentar um comportamento semelhante ao de uma fonte com curva característica em tensão constante (CCTC). Esta propriedade pode ser utilizada para conferir à soldagem, com uma modulação tombante, um efeito controlado de auto regulação do arco, aplicável à situações onde ocorre uma mudança na altura de tomada da corrente durante a soldagem, ou de limitar a corrente fornecida pela fonte, no caso do surgimento de anomalias no comportamento elétrico do arco.

Uma vez que característica tombante (CCTB) permite estabelecer um valor de referência para a corrente, esta pode ser utilizada como base para o controle da forma de onda da corrente na soldagem com transferência por curto-circuito.

3.4 - Relação entre a Velocidade do Arame e a Corrente de Soldagem

A regularidade da transferência metálica nos processos de soldagem a arco com eletrodos consumíveis está condicionada à obtenção de um equilíbrio entre a velocidade de alimentação do eletrodo no arco {Va} e a taxa de formação e de transferência das gotas à poça de fusão.

Este equilíbrio, que deve ser mantido ao longo de todo o período de soldagem, é uma condição fundamental para garantir que não se verifique uma transferência pica-pau ("*stubbing*"), quando o eletrodo mergulha sólido na poça de fusão, ou ocorra a fusão do bico de contato ("*burn-back*"). Com base no exposto, um requisito essencial à definição de uma metodologia de controle, aplicável à soldagem com eletrodos consumíveis, consiste no conhecimento prévio do relacionamento entre velocidade de alimentação do arame e a corrente de soldagem. Para o processo MIG/ MAG operando nos modos de transferência em vôo livre, tem-se como prática usual a utilização da expressão proposta por Lesnewich [73]. Conforme apresentado no capítulo 2, esta expressão tem sua representação na forma

$$Va = C_1.I + C_2.\ell_E.I^2 \quad (3.3),$$

onde (C_1) e (C_2) correspondem a constantes obtidas experimentalmente e {ℓ_E} a extensão do eletrodo sólido. Para aplicações onde existem variações temporais da corrente, encontra-se na literatura referência à utilização de uma expressão na forma

$$Va = C_1.Im + C_2..\ell_E.Ief^2 \quad (3.4).$$

Para a transferência por projeção axial, onde existe um controle sobre as variáveis que definem a forma de onda da corrente, Richardson [91] propôs uma expressão na forma

$$Va = C_1.Im + C_2.Im^2 \quad (3.5),$$

assumindo que o erro advindo de considerar ($Ief^2 = Im^2$) para a forma de onda retangular é muito pequeno e , por isto, não traz prejuízo ao valor de {Va} calculado.

Se para a corrente pulsada existe a possibilidade de estabelecer uma associação entre {Im} e {Ief}, de forma a eliminar uma destas da expressão (3.4), o mesmo não se aplica à soldagem com transferência por curto-circuito. Esta situação decorre da incapacidade de se determinar a forma de onda da corrente, seja pelo fato de não existir um controle efetivo sobre a amplitude da corrente, seja pela impossibilidade de prever a duração dos períodos de formação e de

destacamento das gotas metálicas. Muito embora possam ser deduzidas expressões analíticas para descrever os valores instantâneos da corrente ao longo dos períodos de arco e de curto-circuito, estas não se aplicam para uma previsão da associação entre {Im} e {Ief} pois não levam em consideração o comportamento elétrico do arco durante a soldagem.

Diante do exposto, resta como alternativa a determinação de relações empíricas, baseadas somente em uma única variável, seja esta com base em {Im} ou em {Ief}. Apesar de se constituir em uma aproximação, decidiu-se verificar a aplicabilidade da expressão (3.5) para a correlação entre a velocidade de alimentação do arame e a corrente de soldagem e, como alternativa, se usou a expressão na forma

$$Va = C_1.Ief + C_2.Ief^2 \qquad (3.6).$$

3.5 - Relação entre o Volume Fundido e a Energia no Período de Arco

Como citado no item 3.2, o princípio que rege o controle da forma de onda de corrente na soldagem, com transferência por curto-circuito, se fundamenta na aplicação de dois pulsos de corrente, sendo um destes aplicado após a reignição do arco para induzir à formação de um glóbulo fundido de dimensões adequadas. Uma vez que este objetivo só pode ser atingido caso exista um dimensionamento adequado da energia fornecida durante o pulso, decidiu-se por verificar a existência de uma relação para servir de referência à seleção da amplitude e da duração do pulso de corrente na metodologia de controle da forma de onda, aplicada à transferência por curto-circuito.

Para atingir este objetivo, tomou-se como ponto de partida a análise dos mecanismos envolvidos na transferência por projeção axial. Neste modo de transferência, um pulso de corrente, de amplitude e de tempo controlados, é aplicado a intervalos periódicos, com o intuito de conduzir à formação e ao destacamento de uma gota metálica de dimensões próximas ao diâmetro do eletrodo. Para tanto, duas condições devem ser atendidas na seleção das variáveis que definem a forma deste pulso de corrente. Como primeira, a amplitude da corrente no pulso deve ser igual ou superior à corrente de transição. Como referência, denomina-se por corrente de transição àquela que, sendo mantida constante ao longo do tempo, permite produzir uma transferência sem curtos-circuitos e com gotas de diâmetro equivalente ao do eletrodo. A segunda condição a ser atendida na seleção das variáveis que definem a forma do pulso de corrente envolve a seleção do seu tempo de

duração. Mantido um valor de corrente constante, caso a duração do pulso seja muito pequena, não ocorrerá o destacamento da gota ao seu término. Caso a duração do pulso se estenda em demasia, o destacamento poderá ocorrer após o seu término ou mesmo a transferência de duas ou mais gotas durante um mesmo pulso de corrente. Desta forma, para que se concretize a transferência de um glóbulo de dimensões constantes, a cada pulso de corrente aplicado, a amplitude e o tempo do pulso devem ser associados de maneira adequada. Via de regra, esta associação é obtida através da expressão

$$Ip^{n}.tp = K_{DEST} \tag{3.7}$$

onde o $\{K_{DEST}\}$ corresponde a uma constante obtida experimentalmente, denominada de constante de destacamento, e {n} um expoente cujo valor, usualmente, se atribui 2. Deve-se observar que podem se encontrados trabalhos que atribuem valores diferentes para o expoente {n}, o que pode estar associado, em parte, a diversidade de equipamentos utilizados nas determinações experimentais. Apesar da literatura não apresentar a origem da expressão (3.7), esta associa uma quantidade de energia, expressa pelo termo $\{Ip^2.tp\}$, a um volume de metal fundido que se forma durante o pulso de corrente. No anexo 1 é proposta uma formulação para esta relação entre o volume de metal fundido e a energia do pulso de corrente.

Uma vez que, em sua forma mais geral, a expressão (3.7) pode ser escrita na forma

$$Ip^{2}.tp = \int Ia^{2}(t).dt \tag{3.8}$$

procurou-se verificar a correlação entre o volume fundido $\{Vf_{tmt}\}$ e a média da integral do valor quadrático da corrente ao longo do período de arco $\{[\int Ia^2(t).dt]_m\}$, com dados extraídos da soldagem com transferência por curto-circuito convencional. Para tanto, assumiu-se a existência de uma correlação do tipo

$$Vf_{tmt} = \alpha.\left[\int Ia^{2}(t).dt\right]_{m} \tag{3.9}$$

onde o símbolo (α) corresponde a uma constante de proporcionalidade que pode ser associada ao rendimento de fusão e $\{Vf_{tmt}\}$, definido como

$$Vf_{tmt} = Ae.Va.tmt \quad (3.10),$$

corresponde ao valor médio do volume do glóbulo destacado ao longo de um número grande de períodos de transferência. Cabe observar que a necessidade de expressar, tanto o volume, quanto a integral do valor quadrático da corrente se deve ao fato de não existir um controle sobre a forma de onda da corrente ou, principalmente, a duração do período de arco na transferência por curto-circuito convencional. Desta forma, torna-se necessário utilizar métodos que permitam, não somente identificar os períodos de arco e de transferência, bem como a energia liberada em cada um destes, mas também, determinar por métodos estatísticos o valor médio destas variáveis.

3.6 - Equipamentos e Métodos

Com o objetivo de identificar a validade das relações propostas nas expressões (3.5), (3.6) e (3.9), foram conduzidos ensaios com o processo MIG/ MAG com transferência por curto-circuito convencional, sendo as condições de realização apresentadas na tabela 3.1.

Os ensaios foram conduzidos com uma fonte de energia INVERSAL 300, operando com curva característica de modulação em tensão, com o ajuste das variáveis do processo sendo feito diretamente no painel do equipamento. Para a condução da pistola de soldagem foi utilizado um sistema de deslocamento SDP-600. Os sinais de tensão e de corrente foram captados diretamente do equipamento, uma vez que este possui saídas analógicas projetadas para esta finalidade. Todos os equipamentos foram projetados e construídos no LABSOLDA. As aquisições destes sinais foram feitas através do programa MIGMAG [92], a uma frequência de aquisição de 5 kHz, por períodos de 10 segundos. Por incorporar funções de análise estatística e saídas gráficas, o programa também foi utilizado para a avaliação da regularidade de formação e destacamento das gotas, avaliação esta feita com base nos histogramas dos períodos de transferência [92,93]. Para extrair dos oscilogramas de tensão e de corrente os parâmetros necessários à identificação da validade das expressões foi utilizado o programa DATSOLTE [94], destinado à análise estatística dos sinais de tensão e de corrente.

Tabela 3.1 - Parâmetros e variáveis ajustados para a execução dos ensaios com transferência por curto-circuito convencional.

Parâmetros e Variáveis [Símbolo: Unidade]	**Valores Ajustados**
Vel. Alim. do Arame [Va: m/min]	2,0 a 8,0
Altura de Tomada de Corrente [h_{TC} : mm]	15
Especificação do Arame	ER70S-6
Diâmetro do Arame [D_E: mm]	1, 2
Gás de Proteção	Ar + 5%O_2
Vazão do Gás de Proteção [Vz: l/ min]	12
Velocidade de Soldagem [Vs: cm/ min]	15 a 34
Especificação do Metal de Base	ABNT 1020
Espessura da Chapa [b: mm]	6

3.7 – Resultados e Análises

3.7.1 - Relação entre Velocidade de Alimentação do Arame e a Corrente de Soldagem

Para verificar a aplicabilidade das expressões (3.5) e (3.6), foram conduzidos 19 ensaios para extrair os dados necessários à determinação dos coeficientes da interpolação numérica. Os valores de corrente referentes a estes ensaios, assim como os respectivos valores de {Va}, são apresentados na tabela 3.2.

Feito o processamento dos dados, ao serem traçados os gráficos de {Va} em função da corrente média (fig. 3.7) e da corrente eficaz (fig. 3.8), duas características foram observadas:

- Os resultados obtidos foram satisfatórios quando interpolado um polinômio de segundo grau, cujos coeficientes são apresentados na tabela 3.3 e 3.4. Entretanto, tanto para a relação baseada em {Im}, quanto àquela em {Ief}, a curva não apresentou uma tendência indicativa de passagem pela origem dos eixos, o que indica a necessidade de modificar as expressões (3.5) e (3.6);

- Os coeficientes que multiplicam o termos {Im} e {Ief}, designados genericamente por (C_2), apresentaram valores próximos de zero, indicando a possibilidade de eliminação deste termo das expressões (3.5) e (3.6).

Tabela 3.2 – Valores de {Ief}, {Im}, {Iefa} e {Ima} extraídos dos ensaios conduzidos com transferência por curto-circuito convencional.

COD	Va	Ief	Im	Iefa	Ima
215	33,3	65	56	62	53
216	33,3	66	58	63	56
217	33,3	62	55	58	53
316	50	135	124	132	120
317	50	132	123	130	120
318	50	132	125	131	122
417	66,6	167	158	164	155
418	66,6	165	159	163	154
419	66,6	166	160	163	155
518	83,3	194	189	191	186
519	83,3	196	191	197	189
520	83,3	199	194	198	191
619	100	223	218	220	213
620	100	227	222	222	216
621	100	230	225	226	220
720	116,6	252	246	249	242
721	116,6	250	244	246	239
722	116,6	253	247	248	241
822	133,3	273	267	267	259

Simbologia: - COD: Código do ensaio: 1º dígito: Va [m/min]/ 2 e 3º dígitos: U_{REF} [V].
Va : Velocidade de alimentação do arame [m/ min];
Ief : Valor eficaz da corrente de soldagem [A];
Im : Valor médio da corrente de soldagem [A];
Iefa: Valor eficaz da corrente de soldagem [A];
Ima: Valor médio da corrente de soldagem [A];

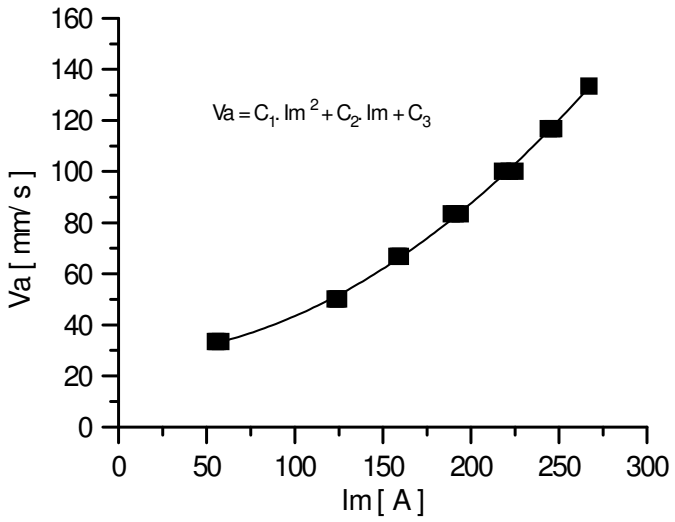


Figura 3.7 - Relação entre a velocidade de alimentação do arame {Va} e a corrente média de soldagem {Im}. Dados extraídos da tabela 3.2.

Tabela 3.3 - Coeficientes obtidos a partir da regressão numérica com base em um polinômio de 2º grau. Dados de {Va } e {Im} extraídos da tabela 3.2.

$Va = C_{1-} Im^2 + C_{2-} Im + C_3$	Resultados Encontrados
Coeficiente C_1 (Erro)	0,00142 (± 0,00008)
Coeficiente C_2 (Erro)	0,01 (± 0,02)
Coeficiente C_3 (Erro)	27 (± 1)

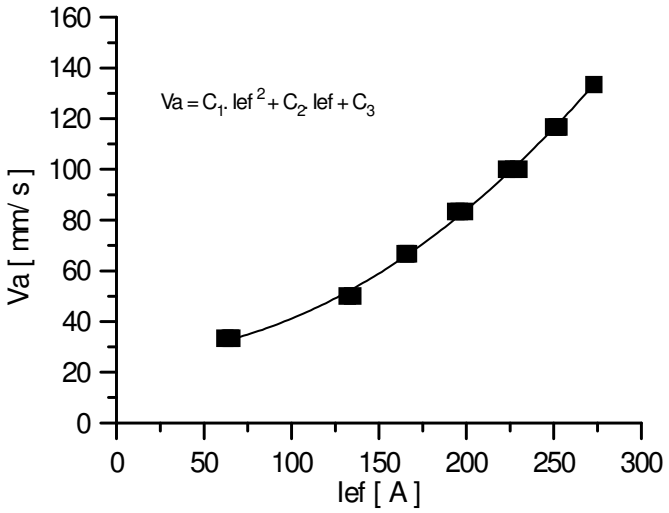


Figura 3.8 - Relação entre a velocidade de alimentação do arame {Va} e a corrente eficaz de soldagem {Ief}. Dados extraídos da tabela 3.3.

Tabela 3.4 - Coeficientes obtidos a partir da regressão numérica com base em um polinômio de 2º grau. Dados de {Va} e {Ief} extraídos da tabela 3.3.

$Va = C_{1-}\ Ief^{2} + C_{2-}\ Ief + C_3$	Resultados Encontrados
Coeficiente C_1 (Erro)	0,00144 (± 0,00009)
Coeficiente C_2 (Erro)	- 0,003 (± 0,03)
Coeficiente C_3 (Erro)	27 (± 2)

Diante da tendência apresentada pelos pontos experimentais, decidiu-se por traçar os gráficos tomando por base expressões do tipo

$$Va = C_1.Im^2 + C_2 \tag{3.11}$$

$$Va = C_1.Ief^2 + C_2$$

(3.12).

Feita a regressão linear (fig. 3.9), encontrou-se para relação baseada na expressão (3.11) um fator de correlação 0,9991% (tabela 3.5). Considerando que, pelo método de regressão por mínimos quadrados, uma reta conduz a um coeficiente de correlação igual a 1, os resultados encontrados indicam que a relação pode ser considerada como linear. Resultados semelhantes foram obtidos para expressão (3.17), sendo o gráfico referente a esta representação apresentado na figura 3.10 e os coeficientes na tabela 3.6.

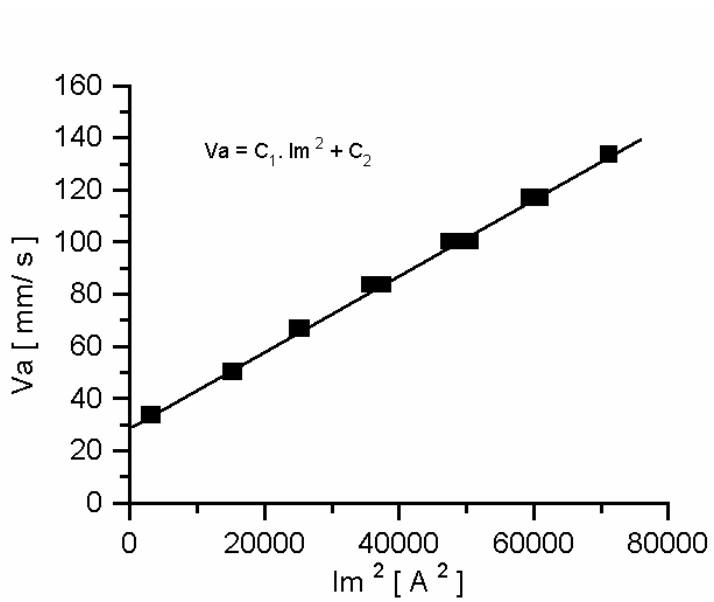


Figura 3.9 - Relação entre a velocidade de alimentação do arame {Va} e o valor quadrático da corrente média de soldagem {Im^2}. Dados extraídos da tabela 3.2.

Tabela 3.5 - Coeficientes referentes a regressão linear dos dados de {Va} e {Im^2}, definida a partir dos dados contidos na tabela 3.2.

$Va = C_1 . Im^2 + C_2$	Resultados Encontrados
C_1 - Coeficiente Angular (Erro)	0,00146 (± 0,00008)
C_2 - Coeficiente Linear (Erro)	28,7 (± 0,5)
Coeficiente de Regressão Linear	0,99917
Soma do Desvio Padrão	1,3

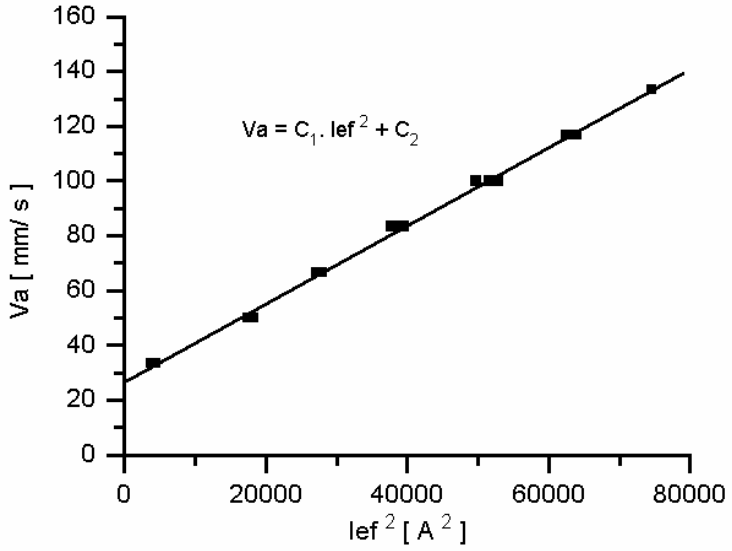


Figura 3.16 - Relação entre a velocidade de alimentação do arame {Va} e o valor quadrático da corrente eficaz de soldagem {Ief^2}. Dados extraídos da tabela 3.2.

Tabela 3.6 - Coeficientes referentes a regressão linear dos dados de {Va} e {Ief^2}, definida a partir dos dados contidos na tabela 3.2.

$Va = C_1 . Ief^2 + C_2$	Resultados Encontrados
C_1 - Coeficiente Angular (Erro)	0,00143 (± 0,00002)
C_2 - Coeficiente Linear (Erro)	26,8 (± 0,7)
Coeficiente de Regressão Linear	0,99986
Soma do Desvio Padrão	1,5

Conforme demonstrado, as expressões (3.5) e (3.6) não estabelecem a associação entre a velocidade de alimentação do arame e a corrente de soldagem, razão pela qual optou-se pelas expressões (3.11) e (3.12), ou seja,

$$Va = C_1.Im^2 + C_2$$

e

$$Va = C_1.Ief^2 + C_2$$

uma vez que ambas conduzem à correlações satisfatórias (tab. 3.3 e 3.4). Considerando não ser possível identificar um fenômeno físico capaz de associar a geração de calor à {Im^2}, o que pode com a variável {Ief^2}, optou-se por utilizar a expressão (3.12).

Como exposto no capítulo 2, quando o arco se encontra em um estado de coluna altamente constrita a magnitude da queda de tensão nas regiões anódica e catódica aumenta em uma proporção constante com corrente de soldagem. Nesta situação, o comportamento elétrico do arco torna-se análogo ao de um condutor metálico, com a tensão do arco aumentando linearmente com a corrente de soldagem.

Na soldagem com transferência por curto-circuito convencional, verifica-se que para uma ampla faixa de corrente o relacionamento entre a tensão {Ua} e a corrente {Ia}, ao longo do período de arco, pode ser descrito, com uma boa margem de aproximação, por uma correlação linear. Na figura 3.13 é apresentado um gráfico extraído de um ensaio conduzido com uma corrente de soldagem relativamente baixa (Ief=135 A) e na figura 3.14 o mesmo tipo de gráfico para um valor de corrente mais elevado {Ief=230 A).

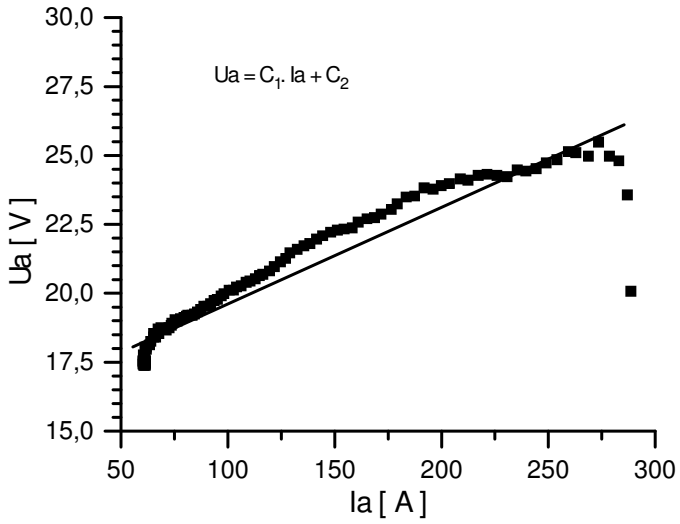


Figura 3.11 - Relação entre tensão {Ua} e corrente {Ia} no período de arco construída a partir dos dados extraídos de um ensaio conduzido com transferência por curto-circuito convencional. Dados: Va: 3 m/min; U_{REF}: 17 V; Efeito Indutivo: 30%; Altura de Tomada de Corrente: 15 mm; Velocidade de Soldagem: 15 cm/ min; Gás: Argônio + 2%O_2. Vazão: 12 l/ min.

Apesar de se constituírem em aproximações da forma real, as regressões lineares dos pontos contidos nas figura 3.11 e 3.12 conduziram à coeficientes de regressão próximos da unidade (tabelas 3.7 e 3.8). Muito embora uma análise visual possa induzir a um questionamento sobre a sua validade, a diferença máxima entre a curva interpolada e os pontos experimentais correspondem a valores inferiores a (± 1,0 V). Ressalvando-se o fato de que os coeficientes não apresentam significado físico, a relação entre {Ua} e {Ia} pode ser considerada, com uma boa margem de aproximação, como linear.

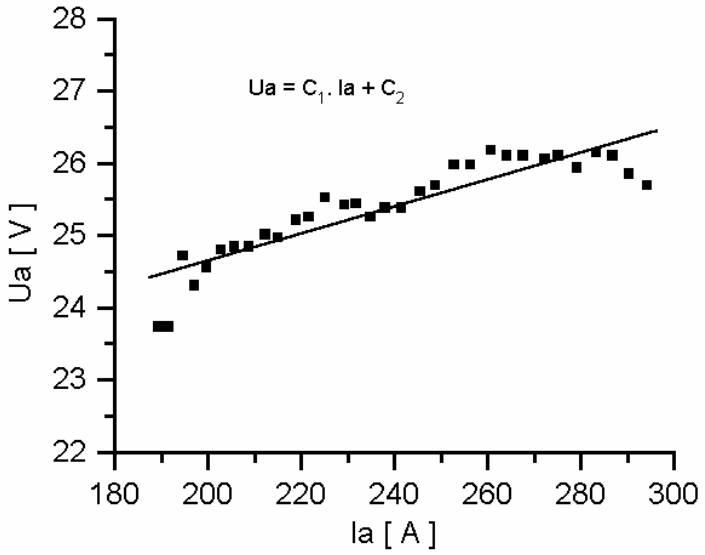


Figura 3.12 - Relação entre tensão {Ua} e corrente {Ia} no período de arco construída a partir dos dados extraídos de um ensaio conduzido com transferência por curto-circuito convencional. Dados: Va: 6 m/min; U_{REF}: 20 V; Efeito Indutivo: 50%; Altura de Tomada de Corrente: 15 mm; Velocidade de Soldagem: 24 cm/ min; Gás: Argônio + 2%O_2. Vazão: 12 l/ min.

Tabela 3.7 - Coeficientes referentes a regressão linear entre {Ua} e {Ia}. Dados referentes ao gráfico da figura 3.11.

$Ua = C_1 . Ia + C_2$	Resultados Encontrados
C_1 - Coeficiente Angular (Erro)	0,0387 (± 0,0007)
C_2 – Coeficiente Linear (Erro)	15,6 (± 0,1)
Coeficiente de Regressão Linear	0,97822
Soma do Desvio Padrão	0,5

Tabela 3.8 - Coeficientes referentes a regressão linear entre {Ua} e {Ia}. Dado referentes aos dados da figura 3.12.

$Ua = C_1 \cdot Ia + C_2$	Resultados Encontrados
C_1 - Coeficiente Angular (Erro)	0,0250 (± 0,001)
C_2 – Coeficiente Linear (Erro)	19,5 (± 0,4)
Coeficiente de Regressão Linear	0,9400
Soma do Desvio Padrão	0,2

Os dados apresentados nas figuras 3.11 e 3.12 são limitados a um período de arco, pode-se observar que a tendência à uma proporcionalidade se mantém quando traçados os valores de tensão e de corrente, para uma sequência de períodos de transferência consecutivos (fig. 3.13).

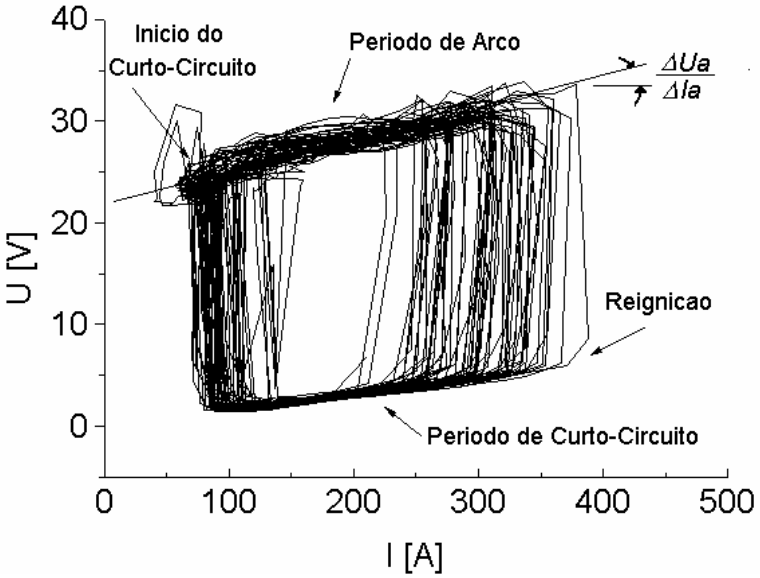


Figura 3.13 – Relação entre tensão {U} e corrente {I} construído a partir de uma sequência de períodos de transferência. Dados: Va: 4 m/min; U_{REF}: 18 V; Efeito Indutivo: 30%; Altura de Tomada de Corrente: 15 mm; Velocidade de Soldagem: 20 cm/ min; Gás: Argônio + 2%O_2. Vazão: 12 l/ min.

Conforme descrito no item 3.1, na transferência por curto-circuito convencional, o circuito elétrico envolvendo a fonte de energia, o eletrodo e o arco voltaico, podem ser bem representados a partir de um circuito equivalente RLE. Muito embora esta representação indique a existência de uma componente indutiva no circuito, conforme apresentado anteriormente, a tensão e a corrente durante o período de arco podem ser associadas, com uma boa margem de aproximação, por uma relação linear. Isto indica que, não somente o eletrodo sólido, mas também o arco voltaico, apresenta uma resistividade elétrica constante. Nesta situação, a soma do calor gerado no arco e no eletrodo $\{Q_{EA}\}$, para uma corrente constante no tempo, pode ser bem representada como

$$Q_{EA} = \left(\frac{\Delta Ua}{\Delta Ia}\right).Ia^2 \qquad (3.18),$$

ou

$$Q_{EA} = \left(\frac{\Delta Ua}{\Delta Ia}\right).Iefa^2 \qquad (3.19),$$

se a corrente apresenta variações temporais. Quando o calor gerado é proporcional ao quadrado da corrente, recebe a denominação de calor gerado por efeito Joule. Desta forma, o calor que dá origem à fusão do eletrodo pode ser bem representado como calor gerado por efeito Joule, tanto na extensão do eletrodo, quanto na interface do arco com a gota.

Deve-se observar que a possibilidade de estabelecer uma representação da velocidade de alimentação do arame como função de $\{Ief^2\}$ está vinculada à condição de existir uma proporcionalidade entre a tensão e a corrente durante o período de arco. Este requisito é fundamental para justificar porque uma associação deste tipo não se aplica a todos os modos de transferência. Com base nas informações fornecidas por Dyatlov [20] e Nemchinsky [23], quando a magnitude da corrente é baixa, tanto a queda de tensão na interface anódica, quanto na catódica apresentam a tendência à uma baixa dependência com a corrente. Como

a tensão se mantém relativamente constante com a corrente, o calor gerado na interface pode ser melhor representado como

$$Q_{EA} = Ua.Im \quad (3.20),$$

e não mais com base na variável {Ief^2}. Deve-se observar que nesta representação assume-se que a corrente é suficientemente baixa para permitir que a parcela de calor gerada na extensão do eletrodo sólido seja desprezada. Para a transferência globular ou projeção axial, que correspondem a modos de transferência que podem se desenvolver com níveis de corrente muito baixos, a relação

$$Va = C_1.Im \quad (3.21),$$

se torna representativa. Se a corrente se mantém em níveis baixos, o arco apresenta a tendência à assumir um estado de coluna constrita. Deve-se observar, contudo, que a aplicação desta expressão se constitui em uma aproximação que se torna válida quando a corrente de soldagem, na transferência globular, e a corrente de base, na transferência por projeção, se mantém em níveis relativamente baixos. Caso estas assumam valores mais elevados, tornam-se representativas as expressões (3.9) ou (3.10).

A princípio, uma associação envolvendo a variável {Im} também deveria ser aplicável para a transferência por curto-circuito convencional, em baixos valores de corrente. Entretanto, acredita-se que alguns fatores contribuam para que isto não venha a ocorrer. Quando a soldagem transcorre com elevadas velocidades de alimentação do arame, a corrente se mantém em níveis relativamente altos, desde o instante da reignição, até o momento em que ocorre o curto-circuito (fig. 3.14, 3.15 e 3.16). Até nos ensaios conduzidos com uma velocidade de alimentação do arame de 3 m/min (fig. 3.17), a corrente durante o período de arco se manteve acima dos 100 A. Já nos ensaios conduzidos com {Va} igual a 2 m/min, observou-se que a corrente assumiu valores relativamente baixos ao final do período de arco (fig. 3.18), o que já poderia caracterizar um início do estado de coluna constrita. Entretanto, como os picos de corrente ainda se mantém em níveis altos, ainda pode ser estabelecida uma relação de proporcionalidade entre a tensão e a corrente de soldagem (fig. 3.19). Este comportamento sugere que uma associação entre {Va} e {Ief^2} pode perder sua validade em

velocidades de alimentação do arame inferiores a 2m/min. Nesta velocidade, surgiram dificuldades para obter uma transferência com glóbulos de tamanho pequeno. Por este motivo, fixou-se o valor de 2 m/ min como o limite inferior para os ensaios conduzidos neste trabalho. Muito embora seja possível conduzir uma soldagem com velocidades de alimentação do arame um pouco inferiores a 2 m/min, fatalmente se chegará à uma combinação de variáveis onde a energia gerada no período de arco assume um valor inferior à necessária a fusão do eletrodo. Por estes motivos, acredita-se que a relação entre {Va} e {Ief^2} se mantenha válida ao longo de toda a faixa operacional do eletrodo de 1,2 mm na soldagem com transferência por curto-circuito convencional. Vale citar que os dados apresentados nas tabelas 3.3 e 3.4 fornecem indícios que a parcela associada a {Im} é inexpressiva.

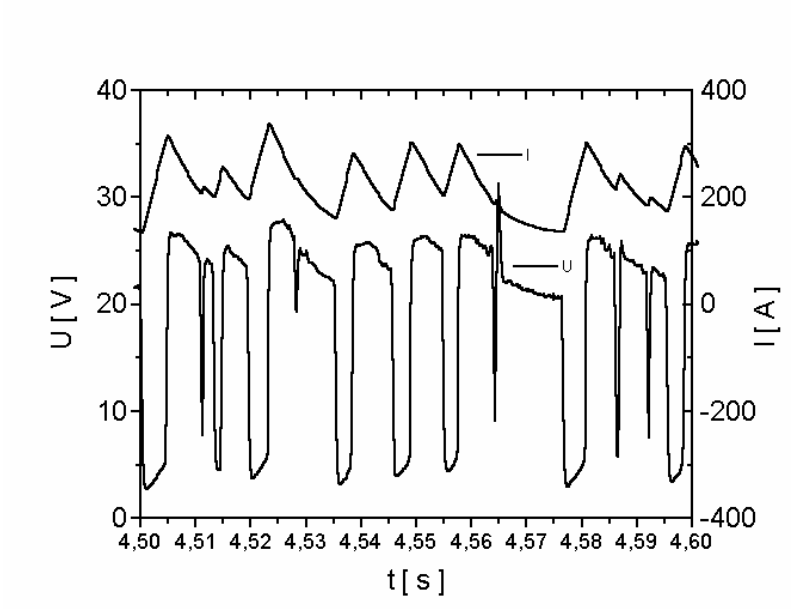


Figura 3.14 – Oscilogramas de tensão {U} e corrente {I} que permitem identificar a variação da corrente desde a reignição até a ocorrência do curto-circuito. Dados: Va: 6 m/min; U_{REF}:20V; Efeito Indutivo: 50%; Altura de Tomada de Corrente: 15 mm; Velocidade de Soldagem: 28cm/min; Gás: Argônio + 2%O_2. Vazão: 12 l/ min.

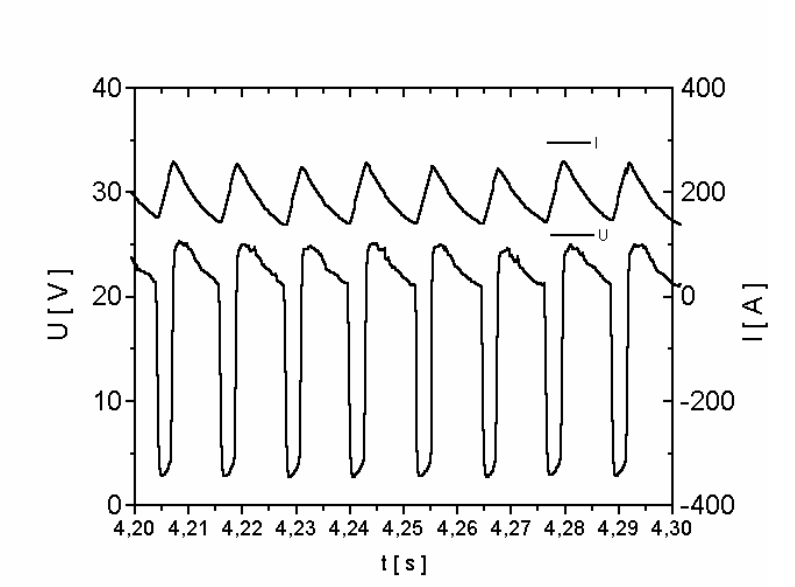


Figura 3.15 – Oscilogramas de tensão {U} e corrente {I} que permitem identificar a variação da corrente desde a reignição até a ocorrência do curto-circuito. Dados: Va: 5 m/min; U_{REF}:19V; Efeito Indutivo: 50%; Altura de Tomada de Corrente: 15 mm; Velocidade de Soldagem: 24cm/min; Gás: Argônio + 2%O_2. Vazão: 12 l/ min.

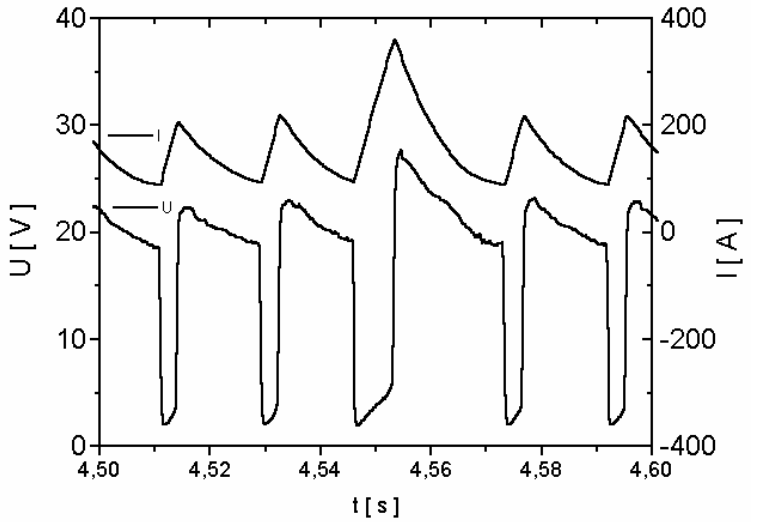


Figura 3.16 – Oscilogramas de tensão {U} e corrente {I} que permitem identificar a variação da corrente desde a reignição até a ocorrência do curto-circuito. Dados: Va: 4 m/min; U_{REF}:18V; Efeito Indutivo: 30%; Altura de Tomada de Corrente: 15 mm; Velocidade de Soldagem: 20cm/min; Gás: Argônio + 2%O_2. Vazão: 12 l/ min.

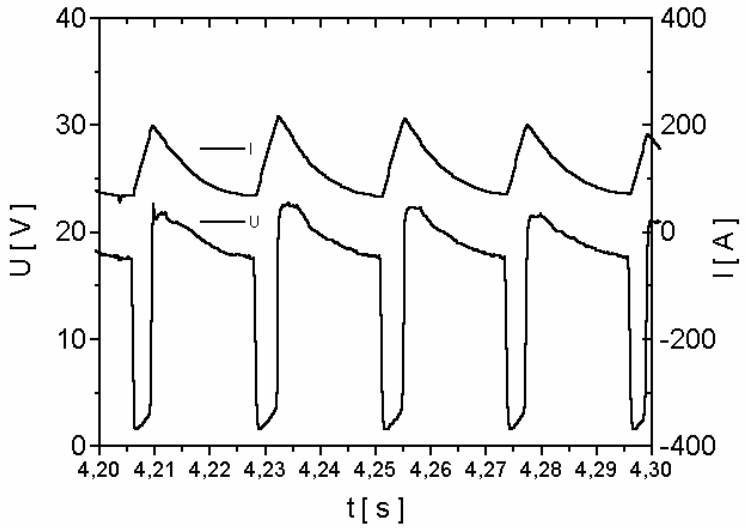


Figura 3.17 – Oscilogramas de tensão {U} e corrente {I} que permitem identificar a variação da corrente desde a reignição até a ocorrência do curto-circuito. Dados: Va: 3 m/min; U_{REF}:17V; Efeito Indutivo: 30%; Altura de Tomada de Corrente: 15 mm; Velocidade de Soldagem: 17cm/min; Gás: Argônio + 2%O_2. Vazão: 12 l/ min.

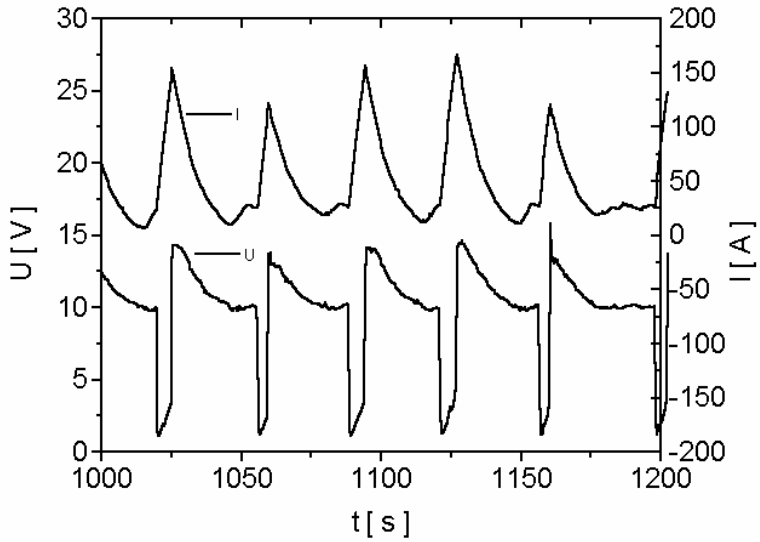


Figura 3.18 – Oscilogramas de tensão {U} e corrente {I} que permitem identificar a variação da corrente desde a reignição até a ocorrência do curto-circuito. Dados: Va: 2 m/min; U_{REF}:16V; Efeito Indutivo: 30%; Altura de Tomada de Corrente: 15 mm; Velocidade de Soldagem:15cm/min; Gás: Argônio + 2%O_2. Vazão: 12 l/ min.

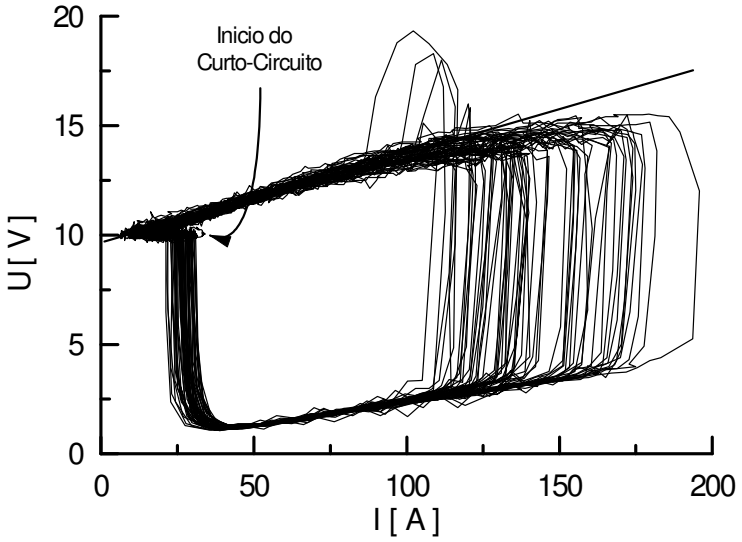


Figura 3.19 – Relação entre tensão {U} e corrente {I} construído a partir de uma sequência de períodos de transferência. Dados: Va: 2 m/min; U_{REF}: 16 V; Efeito Indutivo: 50%; Altura de Tomada de Corrente: 15 mm; Velocidade de Soldagem: 15 cm/ min; Gás: Argônio + 2%O_2. Vazão: 12 l/ min.

Para identificar a validade da expressão

$$Va = C_1.Ief^2 + C_2$$

em outras condições de soldagem, foram conduzidos ensaios com diferentes alturas de tomada de corrente e diâmetros de eletrodos. Os resultados são apresentados na tabela 3.9 e na figura 3.20.

Os resultados indicaram que, para um mesmo diâmetro de eletrodo, {C_2} apresentou uma tendência à se manter constante para todos valores de altura de tomada de corrente ajustados nestes ensaios. Entretanto, o coeficiente mostrou-se sensível à mudanças no diâmetro do eletrodo, sendo maior seu valor quanto menor a área da seção transversal do arame consumível (fig. 3.21).

Tabela 3.9 – Coeficientes referentes a regressão linear dos dados de {Va} e {Ief^2} referentes aos ensaios para identificar o feito do diâmetro do eletrodo (D_E) e da altura de tomada de corrente {t_{HC}} sobre o posicionamento da curva {$Va = C_1.Ief^2 + C_2$}.

D_E (t_{HC})	$Va = C_1 . Ief^2 + C_2$	Resultados Encontrados
1,0 mm (15 mm)	C_1 - Coeficiente Angular (Erro)	$9,9 \times 10^{-5}$ ($\pm 5 \times 10^{-6}$)
	C_2 – Coeficiente Linear (Erro)	1,9 (± 0,3)
	Coefic. de Regressão Linear (Desvio Padrão)	0,9 (± 0,4)
1,2 mm (15 mm)	C_1 - Coeficiente Angular (Erro)	$6,44 \times 10^{-5}$ ($\pm 6 \times 10^{-7}$)
	C_2 – Coeficiente Linear (Erro)	1,75 (± 0,03)
	Coefic. de Regressão Linear (Desvio Padrão)	0,99 (± 0,08)
1,2 mm (17 mm)	C_1 - Coeficiente Angular (Erro)	$8,5 \times 10^{-5}$ ($\pm 1 \times 10^{-5}$)
	C_2 – Coeficiente Linear (Erro)	1,611 (± 0,001)
	Coeficiente de Regressão Linear	0,998 (± 0,001)
1,2 mm (25 mm)	C_1 - Coeficiente Angular (Erro)	10×10^{-5} ($\pm 6 \times 10^{-6}$)
	C_2 – Coeficiente Linear (Erro)	1,63 (± 0,19)
	Coefic. de Regressão Linear (Desvio Padrão)	0,9 (± 0,4)
1,6 mm (15 mm)	C_1 - Coeficiente Angular (Erro)	$3,9 \times 10^{-5}$ ($\pm 1 \times 10^{-6}$)
	C_2 – Coeficiente Linear (Erro)	0,93 (± 0,05)
	Coefic. de Regressão Linear (Desvio Padrão)	0,9 (± 0,2)
1,6 mm (25 mm)	C_1 - Coeficiente Angular (Erro)	$4,54 \times 10^{-5}$ ($\pm 5 \times 10^{-7}$)
	C_2 – Coeficiente Linear (Erro)	0,89 (± 0,01)
	Coefic. de Regressão Linear (Desvio Padrão)	0,99 (± 0,01)

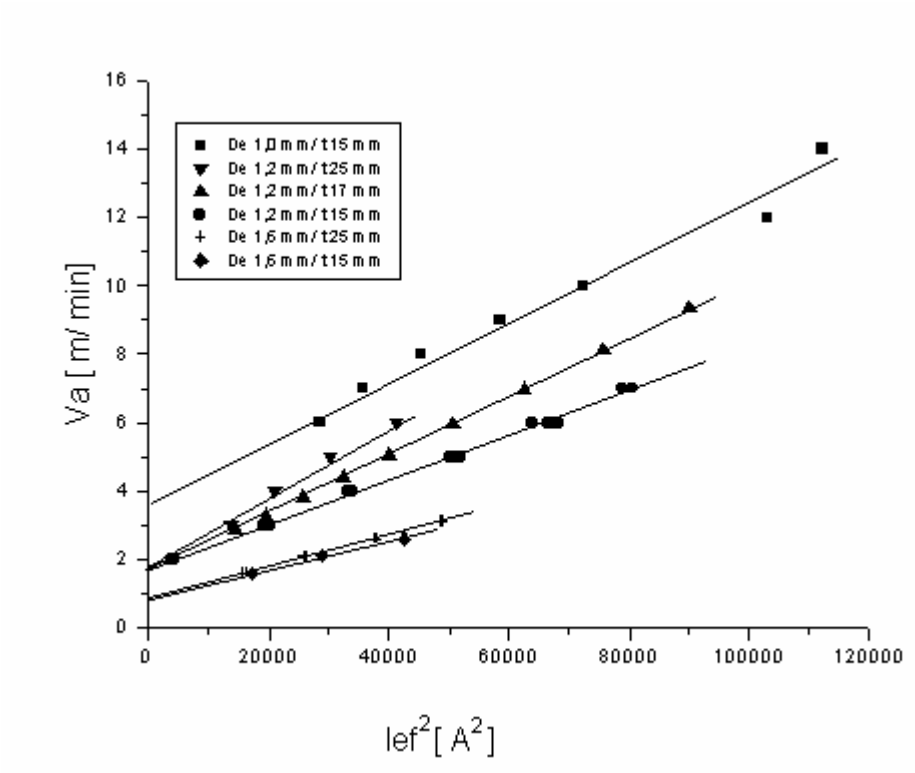


Figura 3.20 – Efeito da altura de tomada de corrente {t_{HC}} e do diâmetro do eletrodo sobre {D_E} sobre o posicionamento da curva {$Va = C_1.Ief^2 + C_2$}. Coeficientes apresentados na tabela 3.9.

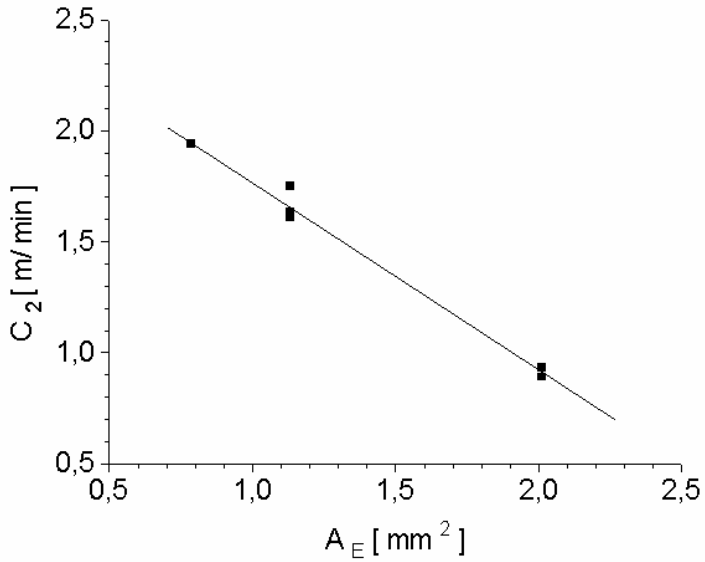


Figura 3.21 – Relação entre o coeficiente {C_2} e a área da seção do eletrodo. Dados extraídos da tabela 3.17. Coeficientes da relação linear apresentados na tabela 3.10.

Tabela 3.10 – Coeficientes referentes a regressão linear dos dados entre o coeficiente {C_1} e a altura de tomada de corrente {h_{TC}} dividida pela área da seção do eletrodo {A_E}.

$Va = C_{1-} (h_{TC} / A_E)$	Resultados Encontrados
C_{1-} Coeficiente Angular (Erro)	-0,84 (± 0,04)
C_{2-} Coeficiente Linear (Erro)	2,61 (± 0,06)
Coeficiente de Regressão Linear	- 0,99
Soma do Desvio Padrão	0,05

Com relação ao coeficiente {C_1}, este apresentou uma tendência de aumento para valores crescentes na altura de tomada de corrente, sendo este incremento menos significativo para eletrodos de 1,6 mm, em relação aos de 1,2 mm de diâmetro. Este comportamento retrata o fato do coeficiente {C_1} estar relacionado com a resistência elétrica imposta pela extensão do eletrodo, cuja magnitude é diretamente proporcional à extensão do condutor e inversamente proporcional à sua área (fig. 3.22).

O fato de {C_1} ser dependente da altura de tomada de corrente pode induzir à idéia que existe uma incoerência, pois a expressão aponta para uma velocidade de alimentação constante caso a altura de tomada de corrente seja extrapolada à zero, independente do valor da corrente. Contudo, ao se definir a origem da expressão (3.17) observou-se que o coeficiente {C_1} embute, tanto o calor gerado na extensão do eletrodo, quanto o calor transferido através da interface do arco com a gota fundida. Desta forma, a parcela referente ao calor transferido pela interface mantém {C_1} diferente de zero mesmo na hipótese da extensão do eletrodo ser zero. Esta extrapolação pode ser obtida a partir de ensaios conduzidos com diversas combinações entre {Va} e a altura de tomada de corrente. Este procedimento permite determinar a parcela de calor quando a extensão do eletrodo tende à zero, não significando, no entanto, a possibilidade de conduzir a soldagem com uma extensão de eletrodo igual a zero.

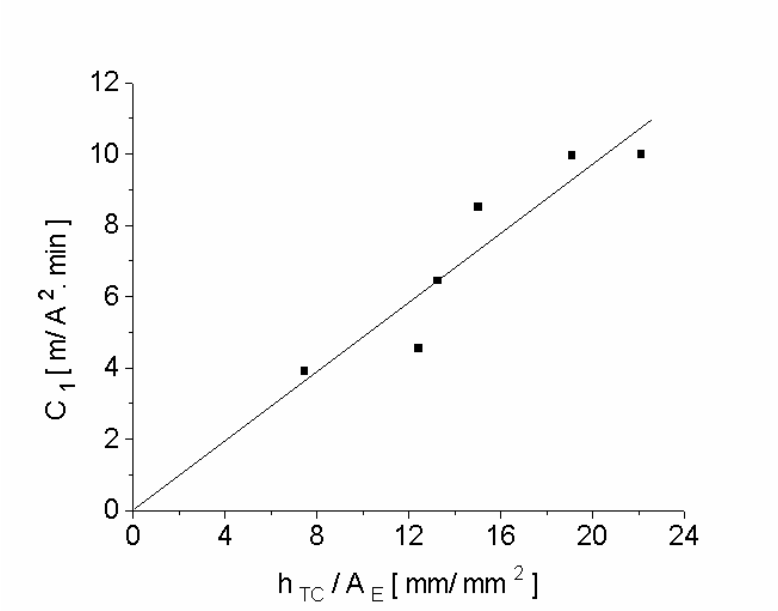


Figura 3.22 – Relação entre o coeficiente {C_1} e a altura de tomada de corrente dividida pela área da seção do eletrodo. Dados extraídos da tabela 3.9 e coeficientes apresentados na tabela 3.11.

Tabela 3.11 – Coeficientes referentes a regressão linear dos dados entre o coeficiente {C_1} e a altura de tomada de corrente {h_{TC}} dividida pela área da seção do eletrodo {A_E}.

$Va = C_{1-} (h_{TC} / A_E)$	Resultados Encontrados
C_{1-} Coeficiente Angular (Erro)	0,47 (0,09)
Coeficiente de Regressão Linear	0,9
Soma do Desvio Padrão	0,1

A expressão

$$Va = C_1.Ief^2 + C_2$$

induz a possibilidade da geração de calor mesmo quando a extensão de eletrodo tende à zero. Isto indica que a mesma pode ser rescrita na forma

$$Va = (\chi + \omega.\ell_E).Ief^2 + C_2 \tag{3.22}$$

com o termo {χ} estando associado somente à parcela de calor que se transfere do arco para o eletrodo e o termo {ω} com a parcela de calor gerado por efeito Joule na extensão do eletrodo. Numa interpretação física, a constante {C_2} pode estar associada à capacidade da gota absorver e transferir calor à frente de fusão, uma vez que o coeficiente apresentou um valor inversamente proporcional ao diâmetro do eletrodo. Desta forma, quanto maior o diâmetro do eletrodo, maior a área da interface entre a gota e o arco, o que eleva a capacidade de absorção de calor. Este mecanismo explicaria porque diâmetros menores conduziram à valores de {C_2} mais elevados. Deve-se observar que o valor definido por {C_2} pode ser tomado apenas como estimativa da velocidade mínima de alimentação do arame que permite manter uma transferência por curto-circuito convencional estável. Embora o valor expresso pelo coeficiente esteja próximo ao real, este não possui um significado físico, sendo possível identificar sua origem somente a partir da extrapolação da reta até a origem dos eixos coordenados (fig. 3.23). Por fim, deve-se observar que a expressão (3.17) foi determinada para um conjunto de variáveis, incluindo-se aí a composição química do arame e uma faixa de valores de altura de tomada de corrente. Ensaios adicionais tornam-se necessários para verificar sua aplicabilidade à outras combinações de parâmetros e variáveis, em especial do diâmetro do eletrodo e composição do gás de proteção.

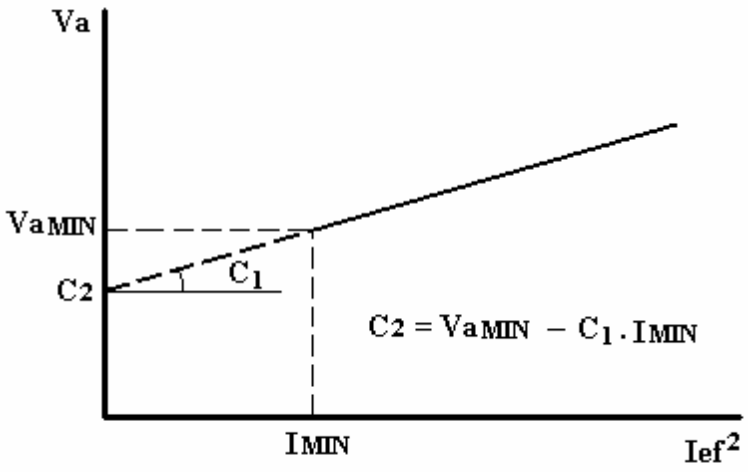


Figura 3.23 – Determinação do coeficiente {C_2} apresentado na expressão 3.22.

3.7.2 - Relação entre o Volume Fundido e a Energia no Período de Arco

Para permitir a determinação da relação entre {Vf_{tmt}} e {$[\int Ia^2(t).dt]_m$}, apresentada na expressão (3.14), os sinais de tensão e de corrente adquiridos em cada ensaio foram processados para extrair destes os valores de {tmt} e de {$[\int Ia^2(t).dt]_m$}. Estes dados, assim como aqueles referentes aos períodos médios de arco {tma} e de curto-circuito {tmc}, são apresentados na tabela 3.11.

Construído o gráfico de {Vf_{tmt}} como função de {$[\int Ia^2(t)dt]_m$}, apresentado na figura 3.24, verificou-se que a proposta de uma relação linear para o relacionamento destas variáveis pode ser considerada como correta. Entretanto, como característica adicional, identificou-se que a constante de proporcionalidade {α} não se manteve constante ao longo de toda a faixa de corrente analisada. Para valores crescentes de {Va}, a constante passou a apresentar um comportamento decrescente, a uma taxa de variação também decrescente (tabela 3.12). Em função da dependência da velocidade de alimentação do arame com a corrente eficaz avaliada durante o período de arco, foi traçado um gráfico (fig. 3.25) relacionando o valor da constante {α como função da corrente eficaz (Iefa}. A partir da análise da tendência apresentada pelos pontos experimentais para esta relação, decidiu-se por interpolar uma curva do tipo

$$\alpha = \frac{Vf_{tmt}}{[\int Ia^2(t).dt]} = C_1 + C_2.\frac{1}{Iefa^2}$$

(3.23),

sendo os valores de (C_1) e (C_2) apresentados na tabela 3.12.

Tabela 3.13 - Parâmetros extraídos dos ensaios conduzidos com o processo MIG/ MAG no modo curto-circuito convencional.

COD	Va	Iefa	$\{[\int Ia^2(t)dt]_m\}$	Tmt	tma	Tmc
215	33,3	62	81	0,0402	0,0360	0,0042
216	33,3	63	94	0,0507	0,0468	0,0039
217	33,3	58	242	0,2480	0,2423	0,0063
316	50	132	279	0,0223	0,0172	0,0051
317	50	130	288	0,0230	0,0188	0,0042
318	50	131	345	0,0254	0,0215	0,0037
417	66,6	168	355	0,0177	0,0131	0,0047
418	66,6	166	346	0,0165	0,0129	0,0036
419	66,6	166	440	0,0201	0,0166	0,0035
518	83,3	197	353	0,0129	0,0093	0,0036
519	83,3	198	376	0,0130	0,0098	0,0031
520	83,3	201	445	0,0145	0,0114	0,0031
619	100	230	406	0,0118	0,0082	0,0036
620	100	232	467	0,0125	0,0092	0,0033
621	100	236	524	0,0133	0,0102	0,0031
720	116,6	259	526	0,0121	0,0084	0,0037
721	116,6	256	578	0,0126	0,0094	0,0033
722	116,6	258	696	0,0144	0,0112	0,0032
822	133,3	277	798	0,0150	0,0111	0,0038

Simbologia:

COD : Código do ensaio: 1º dígito: Va [m/min]/ 2 e 3º dígitos: Uref [V].
Va : Velocidade de alimentação do arame [mm/ s];
Iefa : Valor da corrente eficaz, avaliada ao longo do período de arco [A];
$[\int Ia^2(t)dt]_m$: Valor médio da Integral de $\{Ia^2\}$, avaliada ao longo do período de arco [A.s];
tmt : Valor médio do período de transferência [s];
tma : Valor médio do período de arco [s];
tmc : Valor médio do período de curto-circuito [s];

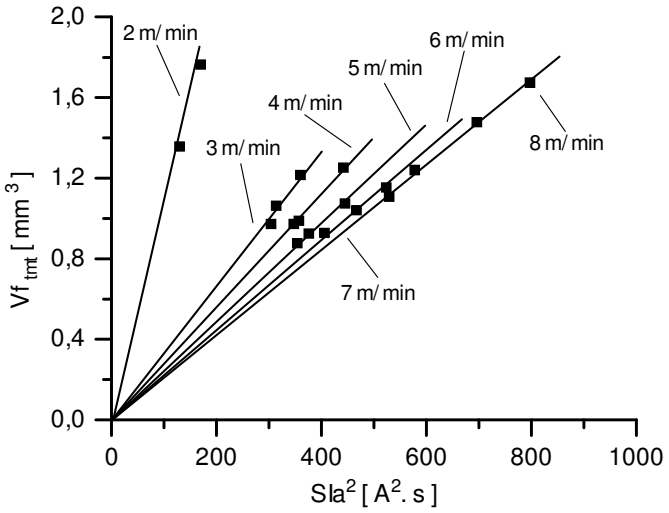


Figura 3.24 - Relação entre o volume do glóbulo fundido $\{Vf_{tmt}\}$ e o valor da integral da corrente na fase de arco $[\int Ia^2(t).dt]_m$, representado no gráfico por (SIa^2) Dados extraídos da tabela 3.11.

Tabela 3.14 - Coeficientes da regressão linear $\{Vf_{tma}= C_1. [\int Ia^2(t).dt]_m\}$ para os diferentes valores de {Va} analisados. Dados extraídos da tabela 3.11.

Va [m/ min]	C_1 [mm^3]	Desvios-Padrões (C_1)
2	0,0112	0,0001
3	0,00333	0,00006
4	0,00280	0,00002
5	0,00244	0,00002
6	0,00223	0,00002
7	0,00211	0,00001

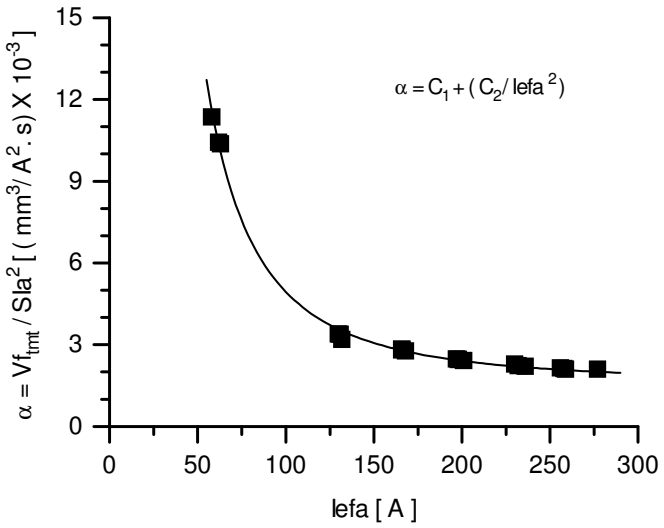


Figura 3.25 - Relação entre a constante de proporcionalidade {α} e o valor da corrente eficaz avaliada durante o período de arco {Iefa}. Ensaios conduzidos com transferência por curto-circuito convencional. Os coeficientes da expressão são apresentados na tabela 3.11.

Tabela 3.13 - Coeficientes da relação entre a constante de proporcionalidade {α}, onde {$\alpha = Vft_{tma} / [\int Ia^2(t).dt]_m$}, e {Ia}. Dados extraídos das tabela 3.11 e 3.12.

$\alpha = Vftmt/ [\int Ia^2(t).dt]_m = C_1 + (C_2/ Iefa^2)$	Resultados Encontrados
Coeficiente C_1 (Erro)	0,0023 (± 0,0007)
Coeficiente C_2 (Erro)	34,4 (± 0,5)
Soma dos Erros	0,05

Apesar da boa correlação encontrada para a associação entre {Vft_{tmt}} e {$\int Ia^2(t).dt$}, pelo fato dos resultados terem sido obtidos a partir de ensaios em que a corrente não se manteve constante durante o período de arco, ficou a dúvida sobre sua aplicabilidade para o dimensionamento do pulso de corrente. Para dirimi-la, fez-se um novo conjunto de ensaios, mantendo a corrente constante durante o período de arco de forma a verificar a possibilidade de obter uma relação do tipo

$$Vf_{tmt} = \alpha.[\int Ia^2(t).dt]_m = \alpha.Ia^2.tma \tag{3.24}$$

Para tanto, modificou-se o ajuste da fonte de energia para esta operar segundo uma característica estática em imposição de corrente, recurso este já disponível no equipamento utilizado ao longo de todos estes ensaios. Na figura 3.26 são apresentados oscilogramas que permitem identificar a forma assumida pelos sinais de tensão {U} e de corrente {I} ao longo dos períodos de transferência. O princípio aplicado se baseia no ajuste de dois níveis de corrente, sendo um aplicado durante o período de arco {Ia} e o outro durante o curto-circuito {Icc}, este último com o objetivo promover a constrição da ponte de ligação. Para a escolha dos valores de corrente aplicados durante o período de arco {Ia}, nestes ensaios utilizou-se como referência uma expressão na forma

$$Va = C_1.Iefa^2 + C_2 \tag{3.19}$$

com (C_1) e (C_2) obtidos a partir dos dados de {Iefa} apresentados na tabela 3.8 e {Icc} constante em 300 A. Ensaios adicionais foram conduzidos, com modificações nos valores de {Ia} calculados, com o objetivo de identificar desta variável sobre a transferência metálica.

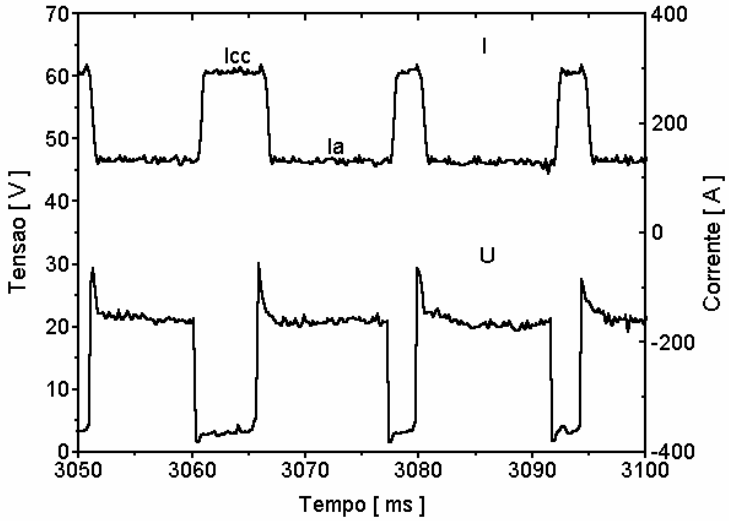


Figura 3.26 - Oscilogramas de tensão (U) e de corrente (I) característicos da transferência por curto-circuito com controle em dois níveis de corrente. Simbologia: Ia: Corrente no período de arco; Icc: corrente no período de curto-circuito.

Tabela 3.14 - Parâmetros extraídos dos ensaios conduzidos com o processo MIG/ MAG no modo curto-circuito com controle em dois níveis de corrente.

Va	tmt	tma	Im	Ief	Ia
56,6	0,0373	0,0344	159	151	144
56,6	0,0608	0,0571	165	157	147
56,6	0,0516	0,0484	158	151	145
56,6	0,0314	0,0285	161	151	143
68,3	0,0610	0,0572	183	177	168
68,3	0,0241	0,0182	218	203	165
68,3	0,0272	0,0242	179	170	162
68,3	0,0649	0,0611	188	182	173
81,6	0,0592	0,0566	204	198	194
81,6	0,0317	0,0287	202	196	191
81,6	0,0184	0,0155	197	189	184
81,6	0,0191	0,0160	201	192	184
81,6	0,0188	0,0152	206	195	179
95,0	0,0194	0,0169	228	226	225
95,0	0,0231	0,0216	231	228	228
115,0	0,023	0,0181	252	248	248
115,0	0,0165	0,0134	255	252	245
115,0	0,0170	0,0147	256	254	253
115,0	0,0208	0,020	258	256	256

Simbologia:

Va : Velocidade de alimentação do arame [mm/ s];

tmt : Valor médio do período de transferência [s];

tma : Valor médio do período de arco [s];

Im : Corrente Média [A];

Ief : Corrente Eficaz [A];

Ia : Valor da corrente, avaliada ao longo do período de arco [A];

Conduzidos os ensaios e extraídos os parâmetros de interesse (tabela 3.14), verificou-se que se manteve uma relação de proporcionalidade entre $\{Vft_{tmt}\}$ e o termo $\{[Ia^2.tma]_m\}$. Esta relação é apresentada na figura 3.27, sendo os coeficientes das curvas apresentados na tabela 3.15.

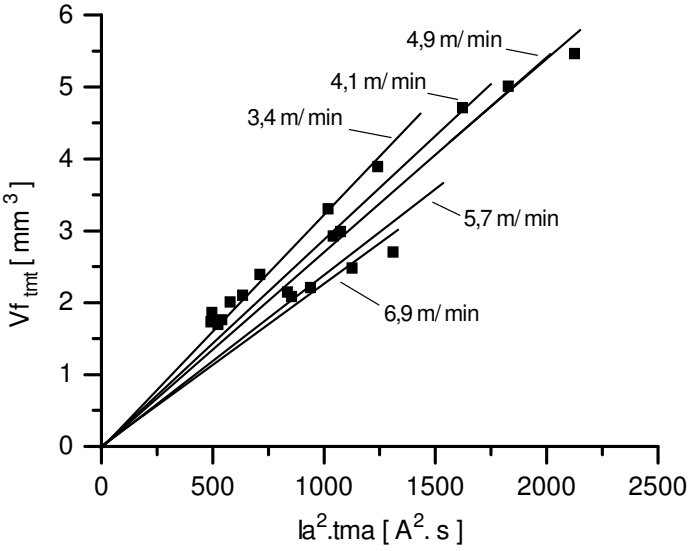


Figura 3.27 - Relação entre o volume do glóbulo fundido $\{Vf_{tmt}\}$ valor da integral da corrente na fase de arco $[Ia^2.tma]_m$.

Tabela 3.15 - Coeficientes da regressão linear $\{Vf_{tma}\}= C_1. [\int Ia^2(t).dt]_m$ para os diferentes valores de {Va} analisados. Dados extraídos da tabela 3.14.

Va [m/ min]	C_1 [mm^3]	Desvio-Padrão (C_1)
3,4	0,032	0,0001
4,1	0,0028	0,0001
4,9	0,0027	0,0001
5,7	0,0022	0,0001
6,9	0,0023	0,0001

Com respeito à relação entre o coeficiente de proporcionalidade $\{\alpha\}$ e a corrente no período de arco, apresentada na figura 3.28 (tabela 3.16), o comportamento encontrado foi semelhante àquele obtido na soldagem com transferência por curto-circuito convencional (fig. 3.25). Entretanto, o gráfico demonstra que os dados apresentaram uma dispersão superior àquelas encontradas nas análises envolvendo a transferência por curto-circuito convencional. Este

comportamento reflete uma característica observada na soldagem com imposição de dois níveis de corrente (Ia e Icc), onde pequenas variações na corrente {Ia} conduziram ao aparecimento de uma transferência irregular.

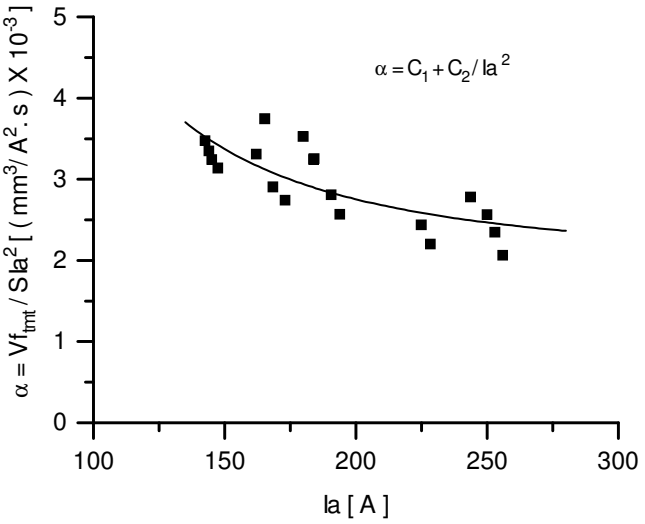


Figura 3.28 - Relação entre a constante de proporcionalidade {α} e o valor da corrente do período de arco {Ia}. Ensaios conduzidos com transferência por curto-circuito com controle da forma de onda em dois níveis de corrente. Coeficientes (C_1) e (C_2) são apresentados na tabela 3.16.

Tabela 3.18 - Coeficientes da relação entre a constante de proporcionalidade {α}, onde {$\alpha = Vft_{tma} / [\int Ia^2(t).dt]_m$}, e {Ia}. Dados extraídos da tabela 3.14.

$\alpha = Vftmt/ [\int Ia^2(t)dt]_m = C_1 + (C_2/ Ia^2)$	Resultados Encontrados
Coeficiente C_1 (Erro)	0,0019 (± 0,0002)
Coeficiente C_2 (Erro)	31 (± 6)
Soma dos Erros	0,05

3.7.2 - Relação entre o Volume e a Energia no Período de Arco

A análise dos dados apresentados na figura 3.25 indica que, na transferência por curto-circuito convencional, o volume fundido e a energia, gerada ao longo do período de arco, podem ser associados por uma expressão na forma

$$\frac{Vf_{tmt}}{\int Ia^2(t).dt} = C_1 + C_2.\frac{1}{Ia^2} \tag{3.25}$$

Apesar dos ensaios em que se manteve a corrente constante, ao longo do período de arco, terem produzido dados mais dispersos, a tendência dos pontos sugere que a expressão (3.25) mantém sua validade para estas condições de ensaio (fig. 3.28). Esta maior dispersão foi relacionada à maior instabilidade da transferência metálica com este tipo de modulação da corrente. Entretanto, ao se comparar a localização dos pontos no gráfico com a magnitude da corrente durante o período de arco {Ia}, observou-se que os pontos mais afastados da curva corresponderam àqueles em que a corrente no período de arco {Ia} foi ajustada muito abaixo do valor de corrente tomado como referência. Nestes ensaios, a transferência se caracterizou pela formação de gotas de diâmetro muito pequeno e a ocorrência de curtos-circuitos de maior duração. Este comportamento afeta o cálculo do parâmetro {α}, uma vez que a maior dispersão nos períodos de transferência se reflete no cálculo do volume fundido. Se tomado como referência somente o volume do glóbulo gerado durante o período de arco {Vf_{tma}} ocorre uma redução significativa na dispersão dos dados (fig. 3.29).

Uma característica da transferência por curto-circuito, com controle em dois níveis de corrente, reside no fato desta ser estável, quando as variáveis do processo conduzem à um destacamento com glóbulos de volume superior àqueles normalmente observados na transferência convencional. Para as condições de ensaio com ajuste dos valores de corrente com base na expressão (3.17), na transferência convencional o volume dos glóbulos se manteve na faixa de 1 a 1,5 mm^3. Já na transferência com controle da forma de onda em dois níveis, o volume atingiu valores superiores a 5 mm^3. Além desta característica, nesta modulação de corrente a transferência apresentou uma elevada sensibilidade à mudanças na corrente de arco {Ia}.

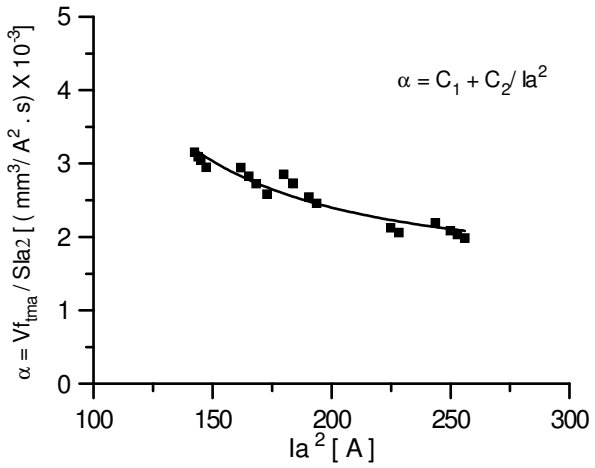


Figura 3.29 - Relação entre {α}, calculada com base no volume fundido no período de arco e o valor da corrente do período de arco {Ia}. Coeficientes (C_1) e (C_2) são apresentados na tabela 3.17.

Tabela 3.17 - Coeficientes da relação entre a constante de proporcionalidade {α}, onde {$\alpha = Vft_{tma} / [\int Ia^2(t).dt]_m$}, e {Ia}. Dados extraídos da tabela 3.11.

$\alpha = Vftma/ [\int Ia^2(t)dt]_m = C_1 + (C_2/ Ia^2)$	Resultados Encontrados
Coeficiente C_1 (Erro)	0,0017 (± 0,0001)
Coeficiente C_2 (Erro)	32 (± 3)
Soma dos Erros	0,02

Mantida uma velocidade de alimentação do arame constante, pequenos incrementos na corrente de arco conduziram à aumentos significativos no volume do glóbulo fundido (fig.3.30). Apesar de se obter resultados acima do inicialmente esperado, esta sensibilidade limita a faixa de valores de {Ia} que permite conduzir uma transferência com glóbulos de tamanho adequado (1 a 1,5 mm^3).

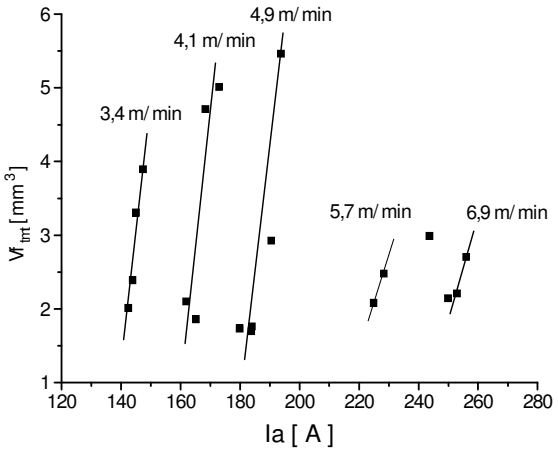


Figura 3.30 - Variações no volume fundido transferido {Vftmt} como decorrência de mudanças da corrente na fase de arco {Ia}. Transferência por curto-circuito com controle em dois níveis de corrente. Valores indicados no gráfico correspondem a {Va}.

3.8 - Dimensionamento do Pulso de Corrente

Para determinar expressões aplicáveis ao dimensionamento do pulso de corrente tomou-se por base a expressão (3.25).

Se a corrente for mantida constante ao longo do período de pulso, então a integral do valor quadrático da corrente pode ser representada pela expressão (3.11)

$$\int Ia^2(t).dt = Iap^2.tap$$

,

onde {Iap} e {tap} representam, respectivamente, a amplitude e o tempo de pulso aplicados na forma de onda da figura 3.1, de forma que a expressão (3.25) pode ser rescrita na forma

$$VF = C_1.Iap^2.tap + C_2 \tag{3.28}$$

Considerando que a transferência deve se dar com um volume constante {VF}, a expressão (3.26) assume a forma

$$tap = \frac{VF}{C_1.Iap^2 + C_2} = \frac{1}{K_1.Iap^2 + K_2} \tag{3.27}$$

Caso o valor a ser escolhido para a corrente de pulso seja suficientemente elevado para atingir a região onde a curva se torna praticamente constante, o segundo termo da expressão (3.28) pode ser desconsiderado e a expressão reduzida à forma

$$VF = C_1.Iap^2.tap \tag{3.28}$$

Considerando que o volume destacado a cada período de transferência deve se manter constante, a expressão assume a forma

$$tap = \frac{VF}{C_1.Iap^2} = K.\frac{1}{Iap^2} \tag{3.29}$$

Muito embora tenha sido desenvolvida a partir de ensaios conduzidos com uma transferência metálica por curto-circuito, a forma assumida pela expressão (3.29) se assemelha àquela utilizada para o dimensionamento do pulso de corrente na soldagem com transferência por projeção axial (expressão 3.7). A rigor, uma semelhança desta natureza pode ser esperada uma vez que mecanismos comuns atuam em ambos os modos de transferência.

Conforme descrito no capítulo 2, a extremidade do eletrodo deve se encontrar no estado fundido para que as forças de origem eletromagnética promovam o destacamento das gotas. Somente neste estado surgem as condições que permitem à componente radial da força promover a constrição da região de ligação, condição fundamental para o aparecimento da componente axial da força. Desta forma, na transferência em vôo livre o destacamento é fortemente influenciado, tanto pela magnitude das forças de origem eletromagnética, quanto pelo fluxo de calor que atinge a linha de fusão. Uma vez que ambos os fenômenos podem ser bem descritos como função do valor quadrático da corrente, a expressão (3.7) traduz uma sobreposição de mecanismos. Apesar de existir uma tendência a se analisar o mecanismo de transferência metálica levando em conta, por um lado, somente a ação das forças sobre a

gota, por outro a taxa de fusão do eletrodo à quantidade de calor que atinge a linha de fusão, o modo de transferência deverá ser definido pela associação dos dois mecanismos.

Na transferência por curto-circuito, uma expressão associando o volume do glóbulo fundido ao termo $\{[\int Ia^2(t).dt]_m\}$ deve ser relacionada somente com o calor gerado no período de arco. Muito embora as forças de origem eletromagnética desempenhem sua atuação ao longo do eletrodo e do arco, devido ao pequeno espaço entre a gota e a superfície da poça de fusão, o contato entre os eletrodos ocorre antes que a gota se separe da extremidade do mesmo. Caso esta situação não venha a acontecer, a transferência não poderá ser caracterizada como uma transferência por curto-circuito.

Diante das características da transferência por curto-circuito, torna-se importante incluir uma observação acerca da utilização desta expressão para dimensionar o pulso de corrente a ser aplicado à forma de onda apresentada na figura 3.1. Devido ao pequeno espaço para o crescimento da gota, o período de transferência pode ser influenciado pelas oscilações do banho metálico que forma a poça de fusão. Desta forma, na transferência por curto-circuito não existem condições para um controle direto sobre a duração dos períodos de curto-circuito e de arco, tal qual encontrado na soldagem com corrente pulsada. Por este motivo, as expressões (3.27) e (3.29) devem ser encaradas como ferramentas a serem utilizadas como referência ao dimensionamento do pulso de corrente.

3.9 - Associação entre {Iap} e {Ief}

Conhecida a expressão base para a associação entre o período e a amplitude da corrente, tornou-se necessário definir, dentre as variáveis {Iap} e {tap}, qual destas deva ser usada como a variável de entrada na expressão (3.25). Uma vez que foi identificada uma forte dependência do volume fundido com a grandeza da corrente, decidiu-se tomar esta como a variável de entrada, ficando {tap} como a variável a ser determinada pela expressão.

Uma vez definida a estratégia, tornou-se necessário estabelecer uma associação entre os valores mais adequados de {Iap} para cada velocidade de alimentação do arame. Para esta determinação usou-se de valores de $\{\alpha\}$ extraídos da tabela 3.16 e dos coeficientes da tabela 3.8 para a estimativa inicial destes. Fixada uma velocidade de alimentação do arame, os valores de {Iap} e {VF} foram sendo progressivamente elevados até a obtenção de uma transferência considerada estável (fig. 3.31).

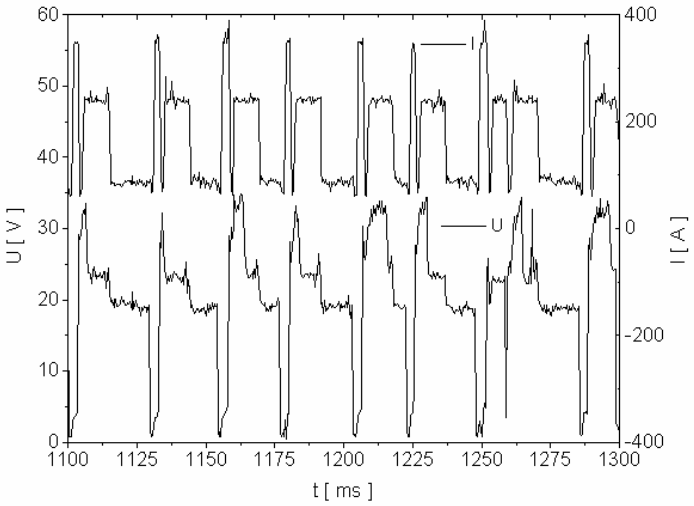


Figura 3.31 – Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representativo de uma soldagem estável na transferência por curto-circuito com controle da forma de onda em três níveis de corrente. Iap: 244 A; tap: 9,63 ms; Iab: 92 A; Va: 5 m/ min; h_{TC}: 15 mm (Ief: 203 A).

Como critérios de avaliação foram considerados a produção de salpicos e valores de corrente que não resultassem na descaracterização da forma de onda. Isto porque, em todas as velocidades de alimentação do arame observou-se que valores de corrente muito elevados conduziram ao aparecimento de múltiplos pulso de corrente e curtos-circuitos logo após a reignição do arco. Nas figuras 3.32 e 3.33 são apresentados oscilogramas de tensão e de corrente que permitem identificar o distúrbio ocorrido na forma de onda. Amplitudes menores e períodos de pulso muito longos descaracterizaram a forma de onda corrente (fig. 3.34). Deve-se observar que a corrente de 285 A se situa próximo da corrente de transição para eletrodos de aço carbono com 1,2 mm de diâmetro [95]. Desta forma os efeitos observados na figuras 3.32 e 3.33 podem estar associados à um destacamento prematuro das gotas metálicas.

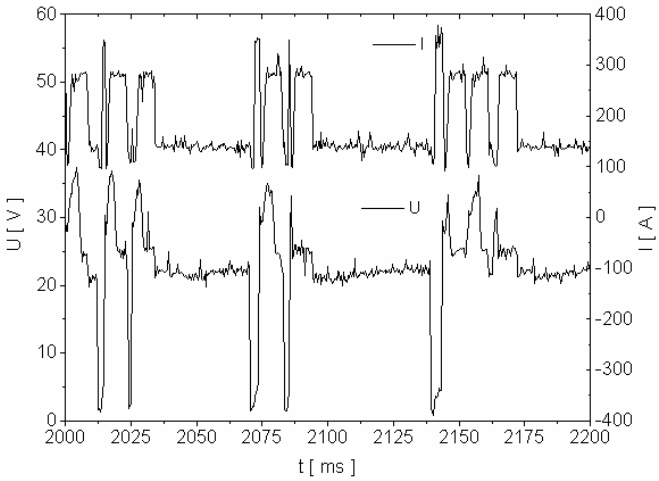


Figura 3.32 – Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representativo de uma soldagem estável na transferência por curto-circuito com controle da forma de onda em três níveis de corrente. Iap: 285 A; tap: 7,1 ms; Iab: 142 A; Imin: 82 A; Va: 5 m/ min; h_{TC}: 15 mm (Ief:193 A/ Uef: 24,1 V)

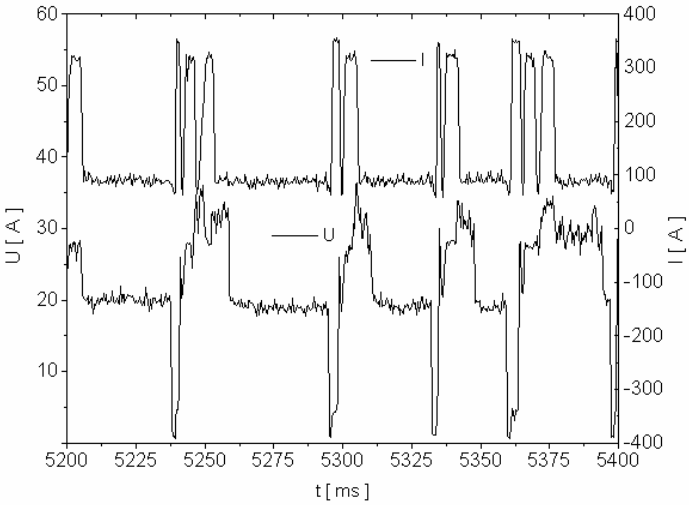


Figura 3.33 – Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representativo de uma soldagem estável na transferência por curto-circuito com controle da forma de onda em três níveis de corrente. Iap: 324 A; tap: 5,2 ms; Iab: 92 A; Imin: 106 A; Va: 5 m/ min; t: 15 mm (Ief: 190 A/ Uef: 23,6 V)

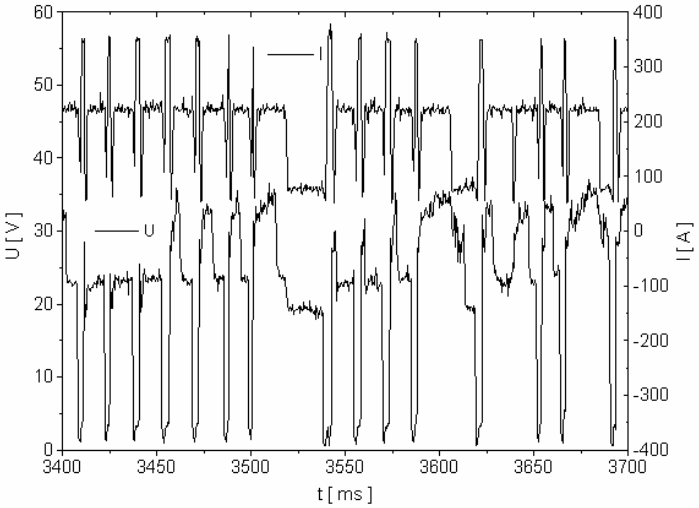


Figura 3.42 – Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representativo de uma soldagem estável na transferência por curto-circuito com controle da forma de onda em três níveis de corrente. Variáveis: Iap: 224 A; tap: 14,3 ms; Iab: 92 A; Imin: 106 A; Va: 5m/ min (Ief: 205 A/ Uef: 24,1 V)

Conhecidos os valores de {Iap} mais adequados para cada {Va}, estes foram interpolados de forma a produzir uma associação com o valor de (Ief^2), de forma a produzir uma relação na forma

$$Iap^2 = C_1.Ief^2 + C_2 \tag{3.32}$$

Os valores obtidos a partir desta expressão não conduziram àqueles obtidos experimentalmente, mas as diferenças que surgidas não trouxeram consequências à regularidade do processo.

3.6 - Implementação das Estratégias de Controle Propostas

3.6.1 - Configuração do Sistema Utilizado para a Condução dos Ensaios

Para produzir as formas de onda da corrente, tanto na transferência por curto-circuito, quanto por projeção axial, acoplou-se um microcomputador à uma fonte de soldagem, para permitir ao primeiro comandar a forma de onda da corrente através de um algorítimo de controle. O

princípio de funcionamento do sistema se baseia no envio, pelo microcomputador, de um sinal de referência (0-9 V) à fonte de energia, que irá ajustar um valor de corrente proporcional a este sinal (-400/+400 A). Para viabilizar a comunicação entre o micro e a fonte, foi instalado no primeiro a placa de aquisição e de controle. Tanto esta placa (INTERDATA 30 [92]), quanto a fonte de energia (INVERSAL 300), foram desenvolvidas no LABSOLDA. Na figura 3.43 é apresentado um esquema representativo da montagem dos equipamentos para a condução dos ensaios com controle sobre a forma de onda da corrente.

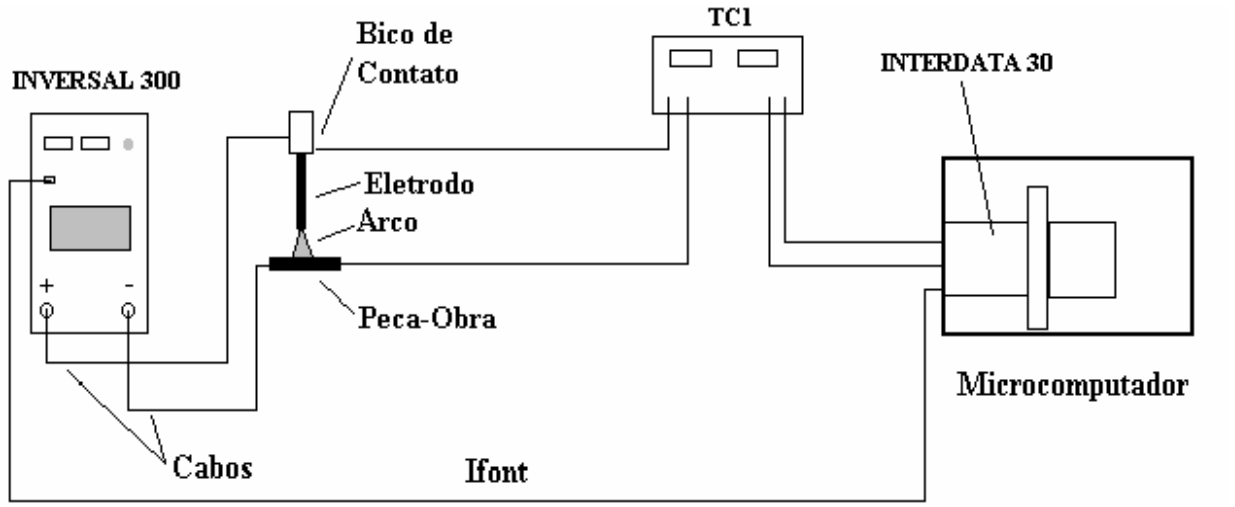


Figura 3.43 - Esquema representativo da montagem dos equipamentos para a condução dos ensaios com controle sobre a forma de onda da corrente.

Por ser imprescindível à estabilidade da transferência, a identificação dos períodos de arco e de curto-circuito, foi conectado à uma das entradas analógicas da placa INTERDATA 30 um sinal referente a queda de tensão medida entre o bico de contato e a peça-obra. Para viabilizar esta conexão, este sinal de tensão foi adquirido a partir de instrumento de medição de corrente e de tensão (TC1 [92]), também desenvolvido no LABSOLDA. Cabe observar que este sinal de tensão serviu, tanto para identificar o início e o fim do período de curto-circuito, quanto para permitir ao algorítimo de controle emular o efeito de fonte com uma curva característica tombante.

3.6.2 - Estrutura Básica dos Algorítimos

Diante da possibilidade de conduzir a transferência por curto-circuito com um controle baseado em três níveis de corrente (fig. 3.1) e com apenas dois níveis (fig. 3.34) foram desenvolvidos algorítimos dedicados à cada uma das metodologias de controle.

Os algorítimos foram divididos em duas partes. A primeira foi destinada à seleção automática das variáveis que definem a forma de onda da corrente, sendo por isto executada antes da soldagem. A sequência de organização das expressões paramétricas para o controle em três e dois níveis de corrente são apresentadas nas figuras 3.44 e 3.45, respectivamente.

A segunda parte do algorítimo consistiu naquela executada durante a soldagem para gerar a forma de onda a partir da identificação dos períodos de arco e de curto-circuito. Além desta, a tem a função de emular a característica estática da fonte de energia. Nas figuras 3.46 e 3.47 são apresentados fluxogramas da sequência de instruções dos algorítimos de controle, executados a uma frequência de 5kHz.

Para emular as curvas características em imposição de corrente (CCIC) e tombante (CCTB), foram utilizadas as expressões (3.6) e (3.7), respectivamente. Para a metodologia baseada em três níveis de corrente, os valores de corrente de referência enviados à fonte {I_{fonte}} compreenderam as variáveis {Iap, Iab, Icc e Imínima}, enquanto para aquela baseada em dois níveis, as variáveis corresponderam a {Ia, Icc e Imínima}.Desta forma, durante a execução dos ensaios com curva característica em imposição de corrente (CCIC) foi inserida uma linha de código com a expressão (3.1)

$$I(t) = I_{REF}$$

Para os ensaios conduzidos com fonte operando segundo uma curva característica tombante (CCTB), foi inseridas uma linha de código com o objetivo de converter os valores de corrente de referência enviados à fonte {I_{fonte}} segundo a expressão (3.2)

$$I(t) = I_{REF} - \left(\frac{1}{K_A}\right).[U(t) - U_{REF}],$$

onde {U(t)} representa o sinal de tensão do arco adquirido por intermédio do instrumento TC1.

Para determinar a relação entre a tensão de referência {U_{REF}} e a corrente de referência {I_{REF}} foi adotado um procedimento puramente experimental envolvendo tentativa e erro. A partir dos oscilogramas obtidos nos ensaios conduzidos com transferência por curto-circuito com controle em dois níveis de corrente foram extraídos pares de valores de tensão e de corrente. Definida uma relação, foram feitos novos ensaios para verificar a validade da relação estabelecida. Através de ensaios sucessivos os coeficientes angular e linear da relação foram sendo corrigidos de forma a produzirem durante a soldagem o valor de corrente desejado.

4 - Ensaios Preliminares à Soldagem em Ambiente Hiperbárico

4.1 - Condições de Realização dos Ensaios

Para verificar a influência dos parâmetros e variáveis sobre a geometria dos depósitos na soldagem MIG em atmosfera de argônio puro foram realizados dois conjuntos de ensaios, ambos conduzidos, tanto com arames de 1,2 mm, quanto de 1,6 mm de diâmetro. No primeiro, os ensaios foram realizados com transferência por curto-circuito, enquanto no segundo conjunto adotou-se uma transferência por projeção axial (corrente pulsada). Na figura 4.1 é apresentado um diagrama esquemático do conjunto de ensaios realizados com ambos os arames.

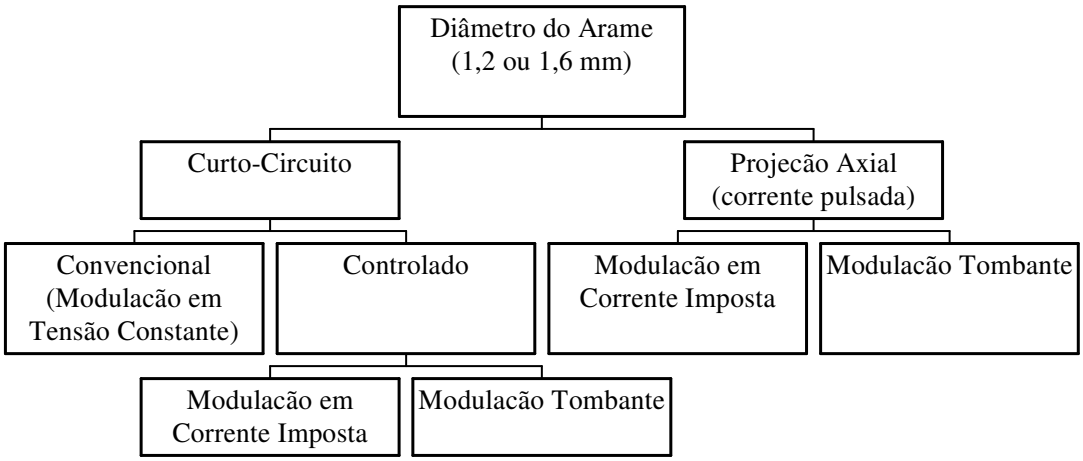


Figura 4.1 - Diagrama esquemático indicando os ensaios conduzidos com arames de 1,2 e 1,6 mm de diâmetro.

Conforme apresentado neste diagrama esquemático, para a transferência por curto-circuito os ensaios foram subdivididos em dois grupos. No primeiro, utilizou-se fonte de soldagem ajustada para operação com modulação em tensão constante, de forma a produzir uma transferência por curto-circuito convencional. Para estes ensaios, foram considerados como parâmetros de análise a tensão de referência {U_{REF}}, o efeito indutivo do circuito para os períodos de curto-circuito {Ks} e de arco {Kd}, a altura de tomada de corrente {h_{TC}} e a velocidade de soldagem {Vs}. Na tabela 4.1 são apresentadas as condições aplicadas à condução deste conjunto de ensaios.

No segundo grupo de ensaios, ainda envolvendo a transferência por curto-circuito, foram analisadas, tanto a metodologia de controle envolvendo três níveis de corrente, quanto aquela com controle somente para dois níveis de corrente. Os parâmetros de soldagem empregados na execução destes ensaios são apresentados na tabela 4.2. Cabe observar que, apesar de ter-se incluído relações paramétricas no algoritmo de controle para a seleção das variáveis da forma de onda da corrente, foram conduzidos ensaios com modificações nos valores calculados pelo programa. A execução destes ensaios e tornou necessária para verificar a influência destas variáveis sobre as características geométricas dos depósitos.

Tabela 4.1 - Parâmetros e variáveis ajustados para a execução dos ensaios com transferência por curto-circuito convencional.

Parâmetros e Variáveis [Símbolo: Unidade]	Valores Ajustados
Vel. Alim. Do Arame [Va: m/ min]	4,0 a 6,0
Altura de Tomada de Corrente [h_{TC}: mm]	10 a 17
Especificação do Metal de Adição	ER70S-6
Gás de Proteção	Ar
Vazão do Gás de Proteção [Vz: l/ min]	12
Velocidade de Soldagem [Vs: cm/ min]	10 a 22
Espessura da Chapa [b: mm]	6 e 10

Para o conjunto de ensaios envolvendo corrente pulsada, os parâmetros e as variáveis foram ajustadas de maneira a produzir um comprimento de arco visível de aproximadamente 5 mm. Os ensaios foram conduzidos com uma altura de tomada de corrente de 18 mm, de forma a manter a extensão de eletrodo {ℓ_E} na mesma ordem de grandeza daquela utilizada nos ensaios com transferência por curto-circuito (aproximadamente 12 mm). Na tabela 4.3 são

apresentados os demais parâmetros e variáveis ajustados na condução dos ensaios com corrente pulsada.

Tabela 4.2 - Parâmetros e variáveis ajustados para a execução dos ensaios com transferência por curto-circuito controlado.

Parâmetros e Variáveis [Símbolo: Unidade]	Valores Ajustados
Corrente de Referência [Iref : A]	150, 175 e 200
Altura de Tomada de Corrente [h_{TC}: mm]	15
Especificação do Metal de Adição	ER70S-6
Gás de Proteção	Ar
Vazão do Gás de Proteção [Vz: l/ min]	12
Espessura da Chapa [b: mm]	6 e 10

Tabela 4.3 - Parâmetros e variáveis ajustados para a execução dos ensaios com transferência por projeção axial.

Parâmetros e Variáveis [Símbolo: Unidade]	Valores Ajustados
Corrente Média [Im: A]	150 e 175
Corrente de Pulso [Iap: A]	300
Tempo de Pulso [tap: ms]	4,0
Altura de Tomada de Corrente [h_{TC}: mm]	18
Especificação do Metal de Adição]	ER70S-6
Gás de Proteção	Ar
Vazão do Gás de Proteção [Vz: l/ min]	12
Espessura da Chapa [[b: mm]	6

Para permitir a caracterização das grandezas elétricas, durante os ensaios foram feitas aquisições dos sinais de tensão {U} e de corrente {I}, por 10 segundos, a uma taxa de aquisição de 5 kHz. Para tanto, foi utilizado o programa OSCILOS2, instalado em um microcomputador, operando em conjunto com um medidor de tensão e de corrente (TC1). A velocidade de alimentação do arame {Va} foi monitorada com o auxílio do Medidor de Velocidade de Alimentação do Arame (MVA), com transdutor instalado no interior do cabeçote de soldagem. Para o processamento das informações adquiridas durante a soldagem foram

utilizados os programas MIGMAG e DATSOLTE. Todos os ensaios foram conduzidos na célula de soldagem hiperbárica (cap. 5).

4.2 - Critérios de Avaliação da Geometria dos Depósitos

Em virtude de não haver normas aplicáveis à avaliação da geometria dos cordões produzidos por simples deposição sobre chapa, procurou-se verificar a possibilidade de utilizar os requisitos especificados pelas normas para juntas de topo.

Por serem deletérios à sanidade das soldas, as normas que regem a qualificação de procedimentos de soldagem estabelecem limites, tanto para a altura do reforço do cordão {H_R}, quanto para o ângulo de molhamento dos depósitos {θ}. Na figura 4.2 é apresentada a nomenclatura utilizada neste trabalho para caracterizar as dimensões básicas dos depósitos.

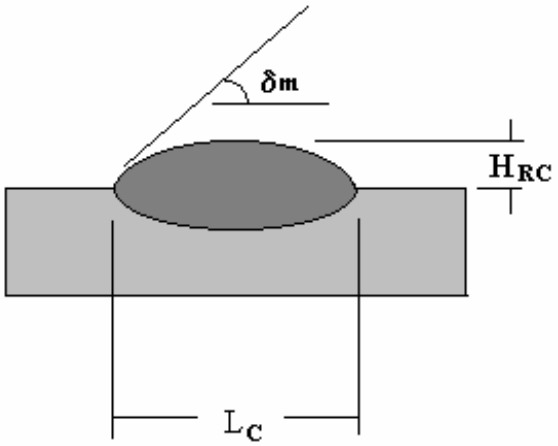


Figura 4.2 - Definições utilizadas neste trabalho para caracterizar as dimensões básicas dos depósitos. Legenda: H_{RC} - Altura do Reforço; L_C - Largura do Cordão; θ - Ângulo de Molhamento.

Como regra comum a todas as normas, enquanto a altura do reforço {H_{RC}} deve ser quantificada, através da medição da altura dos cordões, o ângulo de molhamento {θ} tem sua aprovação definida somente por inspeção visual. A partir da observação da geometria da solda, e baseado em seu treinamento e experiência, o inspetor de soldagem decide pela aprovação ou pela rejeição de uma solda. Além deste critério, as soldas devem apresentar

uma transição suave entre o contorno do depósito e a superfície da peça que forma a junta. Uma vez que somente a altura do reforço {H_{RC}} tem sua análise baseada em valores numéricos, apresenta-se a seguir os limites definidos para este parâmetro por várias normas internacionais.

A norma IIW 751 A (Tolerâncias de Montagens e Descontinuidades de Soldas Permissíveis em Carregamentos Estáticos) define a altura do reforço {H_{RC}} levando em consideração a largura do cordão {L_C}, mas também estabelece um valor máximo a ser atendido. Na tabela 4.4 são apresentadas as dimensões máximas aceitáveis para a altura do reforço para juntas da classe A, que se aplica à soldagem de componentes estruturais de grande responsabilidade, da classe B e da classe C, esta para aplicações de menor exigência estrutural. Como referência, a norma DIN EN 25 817/ 92 aplica estes mesmos requisitos às dimensões de altura do reforço.

Tabela 4.4 - Limites para a altura do reforço dos cordões de solda segundo as normas IIW 751 A e DIN EN 25 817/ 92.

Classe da Junta	Altura do Reforço [mm]	Altura Máxima do Reforço [mm]
A	$H_{RC} < 1,0 + 0,10.\ L_C$	3
B	$H_{RC} < 1,0 + 0,15.\ L_C$	4
C	$H_{RC} < 1,0 + 0,25.\ L_C$	5

A norma IIW 778 / 83 (Classe de Requisitos para Defeitos Geométricos em Juntas de Aço Soldadas a Arco) define a altura máxima aceitável para o reforço em função da posição de soldagem em que se produzem os depósitos. Na tabela 4.5 são apresentadas as dimensões limites para todas as posições de soldagem segundo esta norma. Um critério diferente é adotado pela norma ASME - SESSÃO VIII - DIVISÃO 1, que define a altura máxima aceitável para o reforço em função da espessura do material que compõe o metal de base {b}. Na tabela 4.6 são apresentadas as dimensões limites definidos para faixas de espessuras do metal de base.

Tabela 4.5 - Limites para a altura do reforço dos cordões de solda segundo a norma IIW 778/ 83.

Posição de Soldagem	Altura Máxima Aceitável do Reforço [mm]
Plana	2
Horizontal -Vertical	3
Vertical e Sobre-Cabeça	4

Tabela 4.6 - Limites para a altura do reforço dos cordões de solda segundo a norma ASME - SESSÃO VIII - DIVISÃO 1. Legenda: b: Espessura da material que compõe o metal de base.

Espessura do Metal de Base [mm]	Altura Máxima Aceitável do Reforço [mm]
$b < 2,4$	0,8
$2,4 < b \leq 4,8$	1,6
$4,8 < b \leq 25,4$	2,4
$25,4 < b \leq 50,8$	3,2
$50,8 < b \leq 76,2$	4,0
$76,2 < b \leq 101,6$	5,6
$101,6 < b \leq 127$	6,4
$b > 127$	8,0

A norma AWS D1.1-80 (Código para Soldagem de Estruturas - Aços) estabelece o valor de 3,2 mm como o máximo admissível para a altura do reforço em juntas de topo, independente da espessura do material, posição de soldagem ou largura do cordão. Critério semelhante adota a norma API 1104 (Soldagem de Tubulações e Facilidades Correlatas). Entretanto, esta norma apresenta valores mais conservativos, limitando $\{H_{RC}\}$ a 1,59 mm, independente da espessura do material, posição de soldagem ou largura do cordão.

No presente trabalho foram consideradas como dimensões representativas a altura do reforço $\{H_{RC}\}$ e a largura do depósito $\{L_C\}$. Utilizou-se como instrumento de medição um paquímetro. Como o objetivo foi de apenas caracterizar as dimensões básicas dos depósitos, adotou-se como procedimento a realização de 5 medições por cordão, distribuídas ao longo de depósitos de 200 mm de comprimento. Por não existirem valores numéricos para referência, o ângulo de molhamento $\{\theta\}$ foi analisado com base em critérios qualitativos.

Como informação adicional, em alguns ensaios foram feitas estimativas acerca do comprimento visível do arco. As avaliações foram feitas por comparação, posicionando blocos de dimensões conhecidas próximo aos pontos onde se executava a deposição. Por embutirem uma margem grande de erro, os valores de comprimento de arco visível apresentados devém ser considerados como estimativas da dimensão real do arco.

4.3 - Resultados Obtidos na Soldagem com Arames de 1,2 mm

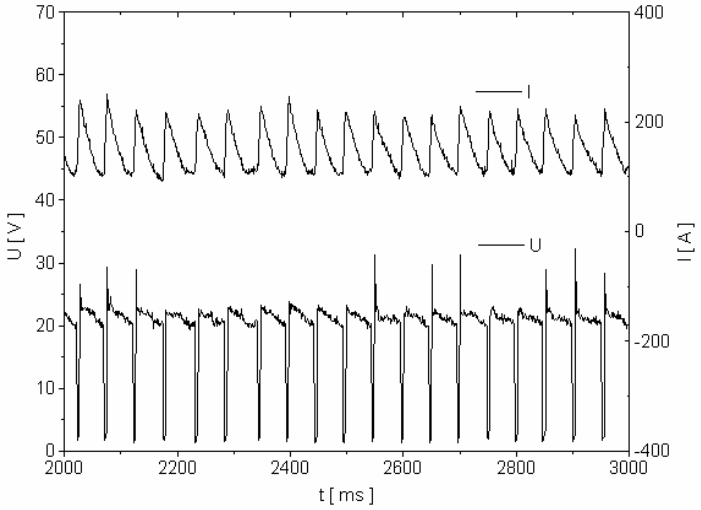
4.3.1 - Curto-Circuito Convencional: Característica da Transferência

Ao se iniciarem os ensaios na célula de soldagem hiperbárica, verificou-se que os valores usuais de {Ks} e {Kd}, na faixa de 20 a 30% do fundo de escala da fonte, conduziram ao aparecimento de uma instabilidade devido a ocorrência de extinções do arco. Para corrigir este problema, o qual foi associado a extensão dos cabos de solda, tornou-se necessário alterar estas variáveis para valores da ordem de 50 a 70% do fundo de escala da fonte. Esta elevação permitiu conduzir o processo de soldagem com uma transferência regular (fig. 4.3). Cabe observar que estes valores de {Ks} e {Kd} são inerentes ao equipamento de soldagem empregado na execução dos ensaios.

Mantidos os demais parâmetros constantes, mudanças na tensão de referência {U_{REF}}, ao longo de uma faixa de valores, produziram uma transferência com grande regularidade na formação e no destacamento das gotas, sem alterações significativas na corrente média {Im} ou eficaz {Ief}. Entretanto, os cordões apresentaram menor largura e um aspecto de convexidade excessiva. Por outro lado, aumentos na tensão conduziram a uma redução significativa na frequência de transferência. Apesar de uma transferência menos regular, os cordões apresentaram uma largura superior àquela obtida em valores de tensão mais baixos. Como esperado, reduções na altura de tomada de corrente {h_{TC}} promoveram aumentos na corrente de soldagem. Na tabela 4.7 são apresentados resultados obtidos a partir de ensaios conduzidos com uma velocidade de alimentação do arame de 5,0 m/min. Este aumento na corrente pode ser associado a uma diminuição na resistência elétrica imposta pela menor extensão de eletrodo {ℓ_E}. Como efeito resultante deste aumento na corrente de soldagem, os depósitos passaram a apresentar maior largura e uma menor altura do reforço. Um aumento na corrente de soldagem, porém bem menos expressivo, também foi observado quando procedidas reduções na velocidade de soldagem {Vs}. Neste caso, o efeito também foi

associado a uma redução na extensão de eletrodo como decorrência do aumento da espessura da camada de almofada imediatamente abaixo do arco.

Figura 4.3 - Oscilogramas de tensão (U) e de corrente (I) característicos da transferência por curto-circuito convencional com o processo transcorrendo de forma regular. Dados: U_{REF}: 20V;



Va: 4,0 m/ min; Ks = Kd: 50%; h_{TC}: 15 mm; Vs: 15 cm/ min.

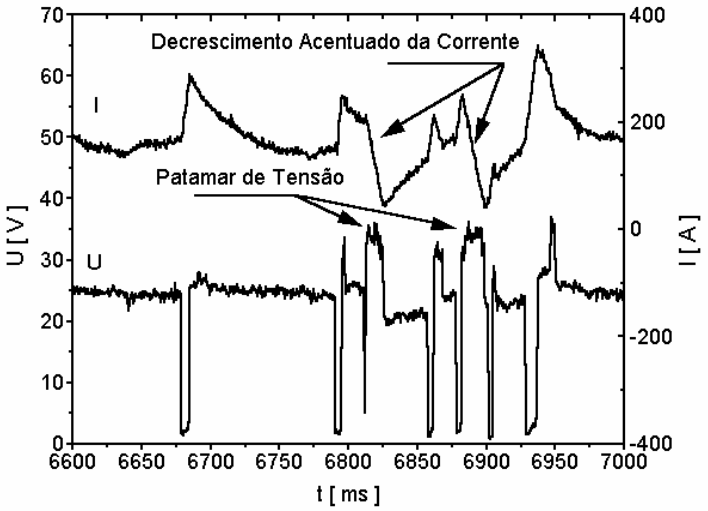
Tabela 4.7 - Influência da altura de tomada de corrente {h_{TC}} nos valores da corrente {Ief} e da tensão {Uef} eficazes. Dados: U_{REF}: 24 V; Va: 5,0 m/ min; Vs: 17 cm/ min; Ks = Kd = 70 %

H_{TC} [mm]	10	15	20	25
Ief [A]	227	210	193	174
Uef [V]	25,7	25,7	25,7	25,8

A partir de um determinado ponto ao longo da condução dos ensaios, tornou-se impossível evitar, de forma plena, a ocorrência de um instabilidade na transferência metálica. A origem da instabilidade foi associada a ocorrência de um fenômeno que se denominou de patamar de tensão, caracterizado pela elevação súbita e a manutenção da tensão de soldagem, em algumas situações, por períodos relativamente longos (fig. 4.4). Sob o ponto de vista elétrico, a formação dos patamares de tensão se traduziu em uma mudança na relação entre a tensão e corrente de soldagem, sendo que fenômeno foi observado, tanto na transferência por curto-circuito, quanto projeção axial (fig. 4.5). A origem do fenômeno foi associada a uma presença

maciça de inclusões de óxidos em um conjunto de chapas utilizadas para os ensaios. Deu-se atenção à sua ocorrência pelo fato serem similares às descrições envolvendo a formação de arcos anódicos/ catódicos ou jatos de plasma. Uma vez que não se esperava encontrar um fenômeno desta natureza em chapas de aço carbono, aproveitou-se a oportunidade para verificar o comportamento das curvas características estáticas diante de fenômenos que envolvem a mudança nas características elétricas do arco.

Figura 4.4 - Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} registrando o fenômeno de formação dos patamares de tensão e sua influência sobre a dinâmica da transferência por



curto-circuito.

A formação dos patamares de tensão trouxe consequências deletérias à transferência por curto-circuito convencional, pela influência exercida sobre a magnitude da corrente de soldagem. Por ser conduzida com fonte com modulação em tensão constante (CCTC), diante da manutenção da tensão em níveis altos, em resposta a fonte de energia promoveu um decrescimento rápido da corrente de soldagem. Sem uma limitação de valor mínimo de corrente, este decrescimento acelerado reduziu a duração dos períodos de arco, dando origem ao aparecimento de curtos-circuitos de longa duração e a ocorrência de extinção do arco (fig. 4.6).

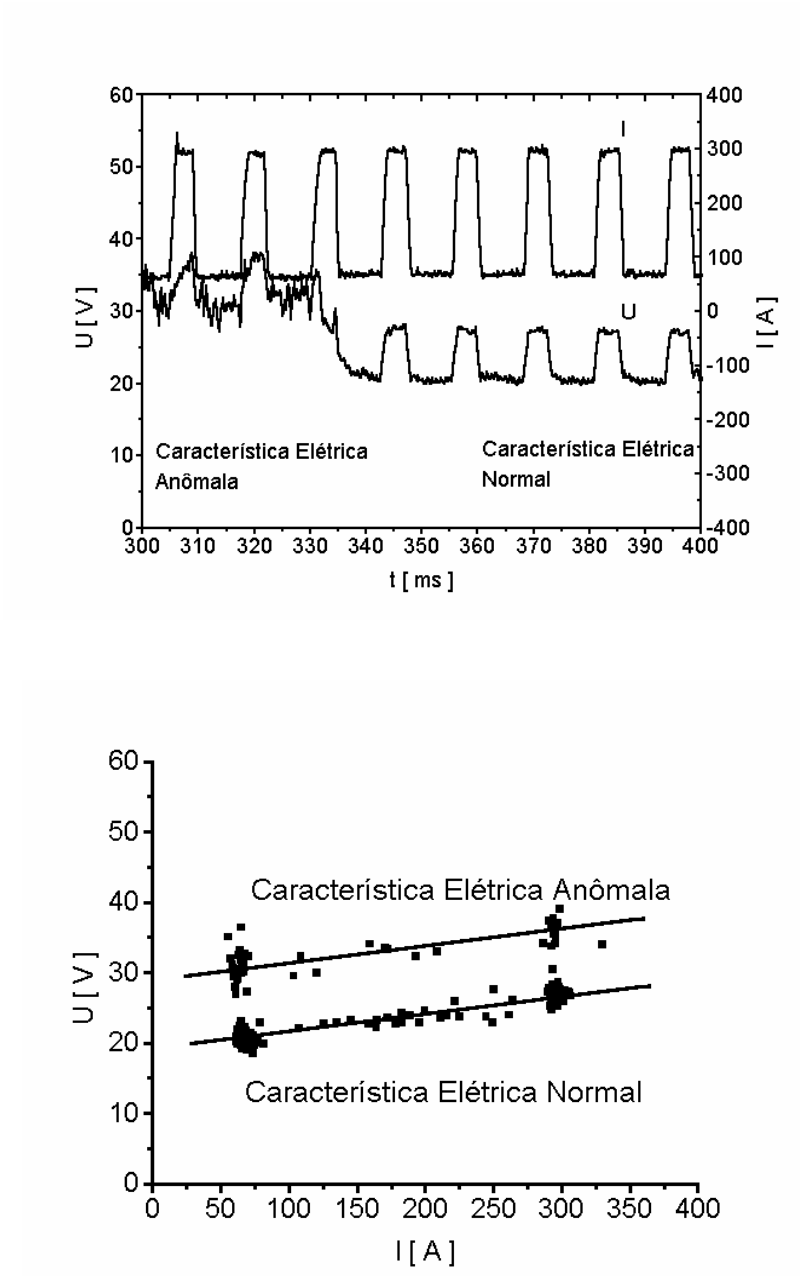


Figura 4.5 – A) Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} obtidos a partir de ensaios conduzidos com corrente pulsada. B) Mudança no posicionamento da curva característica de tensão-corrente do arco quando da ocorrência do fenômeno dos patamares de tensão.

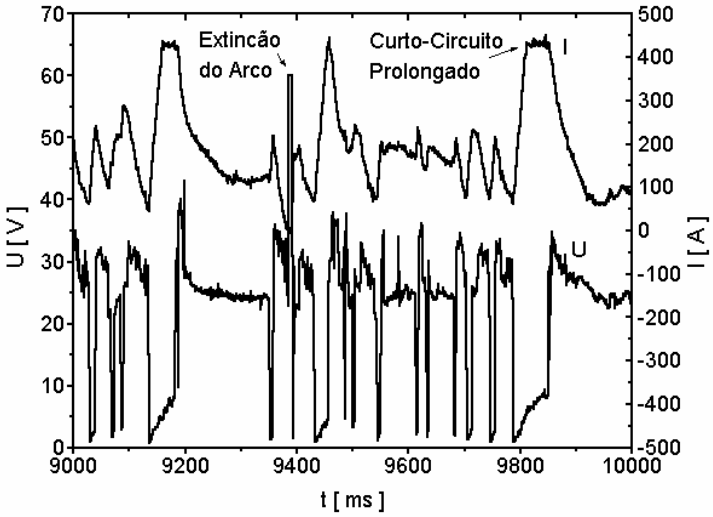


Figura 4.6 - Oscilogramas de tensão (U) e de corrente (I) caracterizando a instabilidade encontrada na transferência por curto-circuito convencional com {Ief} de 180 A.
Dados: U_{REF}: 24 V; Va: 5,0 m/ min; Ks = Kd: 90%; h_{TC}: 17 mm; Vs: 20 cm/ min.

Tentativas de eliminar a queda acentuada da corrente, via elevação da magnitude do efeito indutivo pelo painel da fonte ou pela incorporação de uma segunda bobina ao circuito elétrico, não permitiram evitar a instabilidade da transferência. Muito embora tenha produzido cordões com geometria aceitável, a soldagem com transferência por curto-circuito convencional se caracterizou pela irregularidade nos sinais de tensão e de corrente e, em alguma situações, a produção de salpicos

Além dos problemas associados ao aparecimento de uma irregularidade na duração dos períodos de arco e de curto-circuito, para os ensaios conduzidos com altura de tomada de corrente {h_{TC}} na faixa de 10 mm observou-se o aparecimento de um comportamento similar ao de uma mudança no modo de transferência (fig. 4.7). Para esta combinação de parâmetros e variáveis, que conduziram a uma corrente eficaz {Ief} da ordem de 230 A, verificou-se que, com certa regularidade, o arco deixou de emitir o estampido característico da transferência por curto-circuito, passando a produzir um som sibilar, característico da transferência em vôo livre. Simultaneamente a esta mudança no som emitido durante a soldagem, verificou-se o aparecimento de uma arco mais longo, de comprimento estimado de

4 mm, e que se manteve constante por períodos longos o suficiente para a identificação visual. Uma vez que este mesmo efeito foi observado em outros ensaios, conduzidos com diferentes valores de {Va}, acredita-se que o fenômeno esteja associado a uma redução na capacidade do arco se auto regular, devido a menor extensão do eletrodo. Muito embora a redução na altura de tomada de corrente permita melhorar o aspecto geométrico dos depósitos, este procedimento pode promover alterações na estabilidade da transferência metálica.

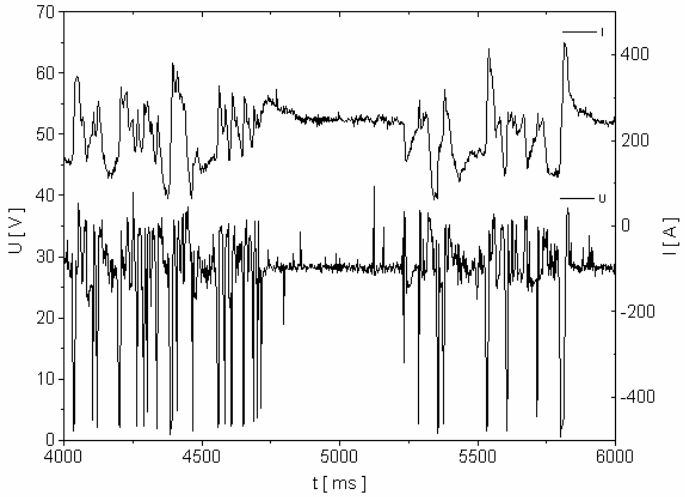


Figura 4.7 - Oscilogramas de tensão (U) e de corrente (I) caracterizando a mudança no modo de transferência de curto-circuito para fluxo goticular. Dados: U_{REF}: 28 V; Va: 6,0 m/ min; Ks = Kd: 70%; h_{TC}: 15 mm; Vs: 22 cm/ min.

4.3.2 - Curto-Circuito Convencional: Característica dos Depósitos

Quanto a característica geométrica dos depósitos, uma inspeção visual reprovou uma grande parte dos ensaios produzidos com corrente na faixa eficaz de 150 A, por estes apresentarem uma relação entre altura e largura desfavorável. Nesta faixa de corrente as combinações que resultaram nos depósitos com ângulos de molhamento mais favoráveis envolveram velocidades de soldagem da ordem de 15 cm/ min. Velocidades da ordem de 25 cm/ min conduziram à formação de cordões muito estreitos, ao passo que velocidades mais baixas, da

ordem de 10 cm/ min, conduziram a reforços excessivamente altos. Como referência, na figura 4.8 são apresentadas macrografias que permitem avaliar a geometria de depósitos produzidos. Na tabela 4.8 são apresentadas dimensões de largura {Lc} e altura do reforço do cordão {H_{RC}} em depósitos produzidos com corrente eficaz na faixa de 150 A.

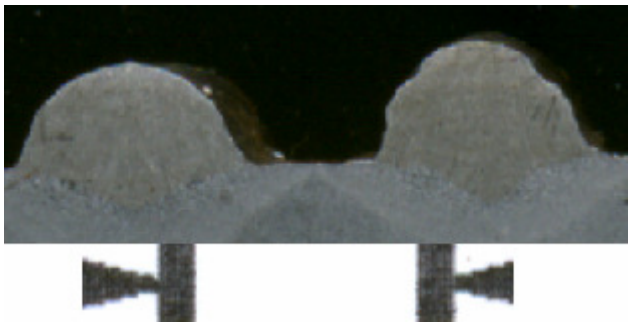


Figura 4.8 - Macrografias de depósitos produzidos com transferência por curto-circuito convencional com corrente eficaz na faixa de 150 A. Depósito da Esquerda: Vs: 15 cm/min; Depósito da Direita: Vs: 22 cm/min (Distância entre setas: 10 mm).

Tabela 4.8 - Largura {L_C} e altura do reforço {H_{RC}} dos depósitos produzidos com {Ief} na faixa de 150 A. Dados complementares: Va: 4,0 m/ min; ℓ_E: 15 mm.

CP	4.1	4.2	4.3	4.4	4.5	4.6	4.7	4.8	4.9
Vs [cm/min]	22	22	22	22	22	22	22	15	15
U_{REF} [V]	20,4	20,3	20,2	22,1	22,2	22,1	20,2	23,1	24,6
Ief [A]	154	151	148	156	154	155	151	184	175
L_C [mm]	7,2	7,2	7,2	8,0	7,9	8,0	7,6	9,0	10,2
H_{RC} [mm]	3,8	3,8	3,8	3,8	3,8	3,8	3,8	4,0	3,4

Configurações geométricas mais aceitáveis foram obtidas nos ensaios conduzidos com valores de corrente eficaz na faixa de 175 A (fig. 4.9) e de 200A (fig. 4.10). Para estas condições, foi possível garantir uma molhamento dos cordões sem a necessidade de operar com velocidades de soldagem baixas. A maior instabilidade encontrada nesta faixa de corrente não trouxe consequências deletérias à formação geométrica dos cordões, que pese o fato de alguns depósitos terem apresentado uma maior quantidade de salpicos grosseiros. Nas tabelas 4.9 e 4.10 são apresentadas dimensões de largura {Lc} e altura do reforço do

cordão {H_{RC}} em depósitos produzidos com corrente eficaz na faixa de 175 e 200 A, respectivamente.

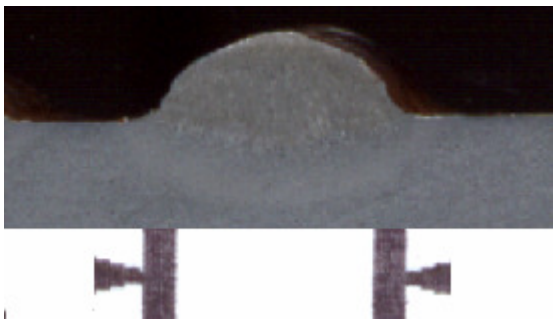


Figura 4.9 - Macrografia de depósito produzido com transferência por curto-circuito convencional com corrente eficaz na faixa de 175 A (Distância entre setas: 10 mm).

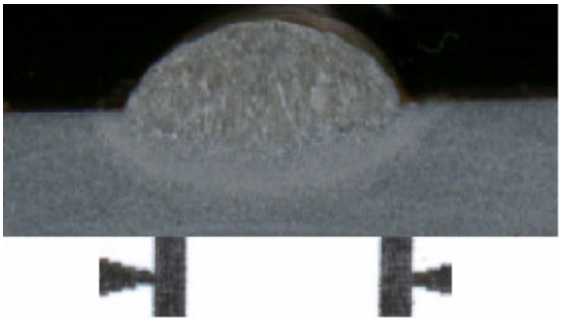


Figura 4.10 - Macrografia de depósito produzido com transferência por curto-circuito convencional com corrente eficaz na faixa de 200 A (Distância entre setas: 10 mm).

Tabela 4.9 - Largura {L} e altura do reforço {R} dos depósitos produzidos com {Ief} na faixa de 200 A. Dados complementares: Va: 5,0 m.min^{-1}; Vs: 20 cm/min.

CP	1	2	3	4	5	6
h_{TC} [mm]	17	17	17	17	12	12
U_{REF} [V]	24,6	24,1	25,3	25,5	26,4	23,4
Ief [A]	201	209	203	200	200	237
L [mm]	9,3	9,2	9,6	10,2	10,2	9,3
H_{RC} [mm]	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0

Tabela 4.10 - Largura {L_C} e altura do reforço {H_{RC}} dos depósitos produzidos com {Ief} na faixa de 200 A. Dados complementares: Va: 6,0 m/min; ℓ_E: 15 mm.

CP	5.1	5.2	5.3
Vs[cm/min]	23	25	25
U_{REF} [V]	28,3	28,2	26,7
Ief [A]	231	238	241
Lc[mm]	13,3	12,8	11,4
H_{RC} [mm]	3,1	3,1	3,0

4.4- Curto-Circuito Controlado: Características da Transferência e dos Depósitos

4.4.1 - Controle Baseado em Três Níveis de Corrente

Por permitir um controle mais apurado sobre a energia entregue durante a fase de arco, a metodologia baseada no ajuste de três níveis de corrente se caracterizou pela regularidade na transferência (fig. 4.11) e a reprodutitividade dos depósitos. Apesar deste comportamento, para valores de corrente {Ief} da ordem de 150 A, tal qual os ensaios com transferência por curto-circuito convencional, devido ao baixo aporte de calor algumas combinações acabaram por produzir depósitos com ângulo de molhamento elevado. Esta característica se tornou menos visível para os ensaios conduzidos com maior velocidade de soldagem {Vs}, quando a geometria assumiu contornos mais apropriados devido ao menor acúmulo de material. Para valores de corrente mais elevados (Iref 175 e 200 A), os depósitos assumiram geometrias mais aceitáveis (fig. 4.12 e 4.13). Entretanto, observou-se que em alguns depósitos a região adjacente à superfície da peça, de aproximadamente 1 mm de altura, apresentou bordos muito retos. Na expectativa de eliminar a ocorrência deste efeito, que se manifestou de forma aleatória ao longo dos ensaios, foram conduzidos ensaios onde se modificou as variáveis que definem a forma de onda da corrente. Estes ensaios foram limitados à {Ief} na faixa de 200 A, uma vez que neste valor de corrente obteve-se o que se considerou como a melhor geometria para os depósitos. Dadas as características da metodologia de controle, procurou-se atuar sobre a energia do pulso de corrente, ou seja, através de modificações, tanto na magnitude da corrente de pulso {Iap}, quanto no tempo de pulso {tap}. Posteriormente, novos ensaios

foram conduzidos para identificar o efeito da corrente de base {Iab} sobre a formação geométrica dos depósitos.

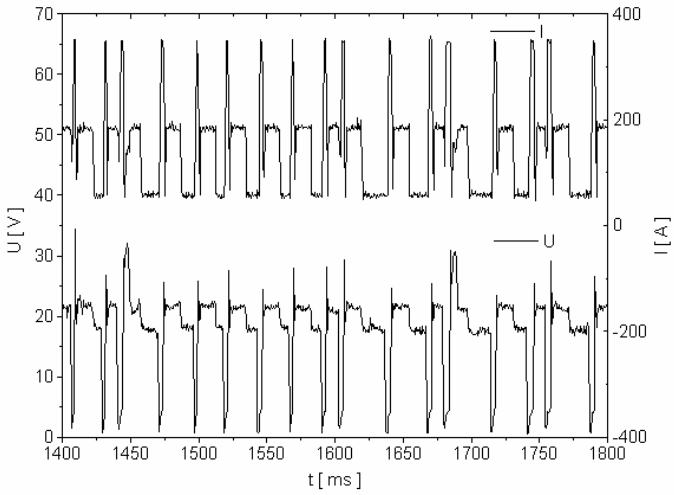


Figura 4.11 - Oscilogramas de tensão (U) e de corrente (I) característicos da soldagem com controle em três níveis de corrente. Dados: Iap: 184 A; tap: 10,9 ms; Iab: 60 A; Va: 3,8 m/ min; Icc: 350A; h_{TC}: 15 mm; Vs: 15 cm/ min.

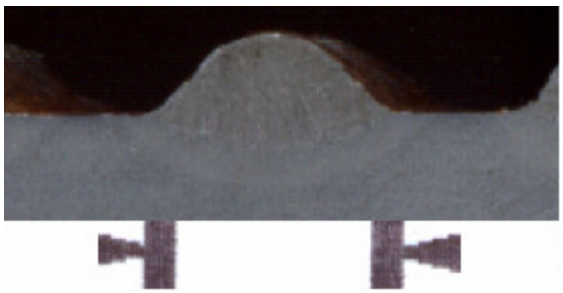


Figura 4.12 - Macrografia de depósito produzido com transferência por curto-circuito com controle em três níveis da forma de onda da corrente. Dados: Ief: 175 A; (Distância entre setas: 10 mm).

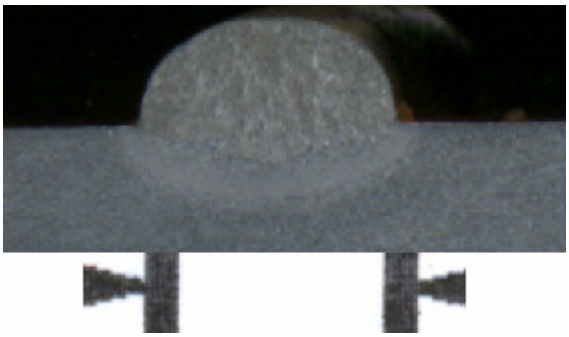


Figura 4.13 - Macrografia de depósito produzido com transferência por curto- circuito com controle em três níveis da forma de onda da corrente. Dados: Ief: 200A; (Distância entre setas: 10 mm).

As condições de realização do primeiro conjunto de ensaios são apresentadas na tabela 4.11. Para estes, o algoritmo de controle da forma de onda da corrente foi modificado para permitir a entrada dos valores da amplitude do pulso de corrente {Iap} via teclado. Definido este valor, determinou a duração do pulso de corrente {tap}. Conduzidos os ensaios, verificou-se que não surgiram mudanças significativas nas dimensões dos depósitos (tabela 4.12).

Tabela 4.11 - Condições de realização dos ensaios para a identificação do efeito combinado da amplitude {Iap} e do tempo de pulso {tap} sobre a largura dos depósitos {Lc}.

Iap [A]	Iab [A]	tap [ms]	Icc [A]	Va [m/min]
224	92	14,57	350	5
244		12		
264		10		
284		8		

Tabela 4.12 - Efeito combinado da amplitude {Iap} e do tempo de pulso {tap} sobre a largura dos depósitos {Lc} produzidos com transferência MIG por curto-circuito com controle da forma de onda da corrente em três níveis.

Iap [A]	224	244	264	284
tap [s]	0,0107	0,0105	0,0090	0,0078
Lc [mm]	9,7	7,8	9,3	8,7

Em um segundo conjunto de ensaios (tabela 4.13), a amplitude do pulso foi mantida constante (Iap=224 A), sendo modificado somente a largura do pulso {tap}. Para tanto, uma nova modificação foi introduzida no programa de controle para permitir a entrada via teclado, tanto de {Iap}, quanto {tap}. A análise dos resultados indicou que o volume de metal transferido {Vf_{tmt}} apresentou uma relação direta de proporcionalidade com {tap}. Entretanto, apesar desta influência (fig. 4.14), não se observou o aparecimento de mudanças significativas nas dimensões dos depósitos (tabela 4.14)

Tabela 4.13 - Condições de realização dos ensaios para a identificação do efeito do tempo de pulso {tap} sobre a largura dos depósitos {Lc}. Referência: Iap: 224 A; Iab: 92 A.

Iap [A]	Iab [A]	tap [s]	Icc [A]	Va [m/min]
224	92	0,0107	350	5
		0,0125		
		0,0143		
		0,0161		

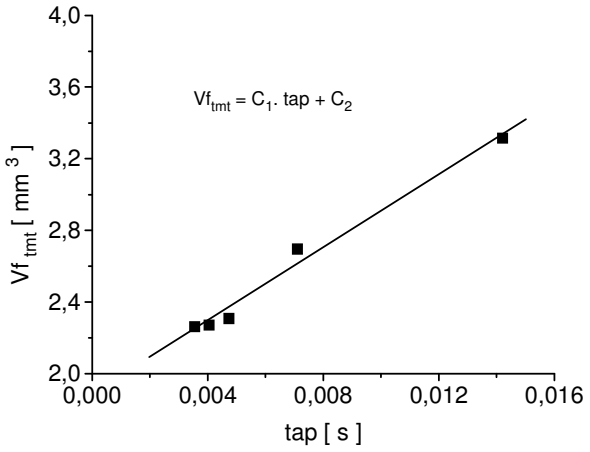


Figura 4.14 - Efeito do tempo de pulso {tap} sobre o volume do glóbulo fundido {Vf_{tmt}} na transferência MIG por curto-circuito com controle da forma de onda da corrente em três níveis.

Tabela 4.14 - Efeito do tempo de pulso {tap} sobre a largura dos depósitos {Lc} produzidos com transferência MIG por curto-circuito com controle da forma de onda da corrente em três níveis.

tap [s]	0,0107	0,0125	0,0143	0,0161
Lc [mm]	9,7	9,5	9.8	9,5

Mantendo a mesma estratégia de condução dos ensaios, experimentos adicionais foram conduzidos, tanto com valores de {Iap}, quanto {tap} mais elevados. Na tabela 4.15 são apresentadas as condições empregadas para a execução destes ensaios. Por explorarem uma faixa mais ampla de valores de {tap}, estes ensaios permitiram produzir mudanças na geometria dos depósitos, observadas tanto para valores de {Iap} iguais a 285 A quanto 324 A. Inicialmente produzindo cordões muito estreitos, em especial com (Iap = 324 A), observou-se que o aumento do período de pulso {tap} conduziu à formação de depósitos mais largos (fig. 4.15). Devido a este comportamento na razão de crescimento, para ajustes mais altos em {tap} a largura dos depósitos se manteve constante, com a característica adicional de ter-se mantido equivalente àquela obtida sob ajustes de (Iap = 224 A).

Tabela 4.15 - Condições de realização dos ensaios para a identificação do efeito combinado da amplitude {Iap: 285 e 324 A} e do tempo de pulso {tap} sobre a largura dos depósitos {Lc}. Referência: Iab: 92 A.

Iap [A]	Iab [A]	tap [ms]	Icc [A]	$I_{MÍNIMA}$ [A]	Va [m/min]
285	92	0,0035	350	50	5
		0,0040			
		0,0047			
		0,0071			
		0,0142			
324	92	0,0018	350	50	5
		0,0027			
		0,0031			
		0,0054			
		0,0066			

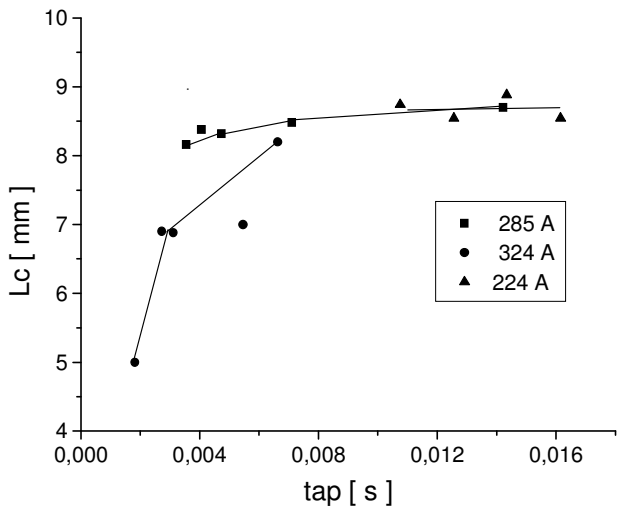


Figura 4.15 - Efeito combinado da amplitude {Iap} e do tempo de pulso {tap} sobre a largura dos depósitos {Lc} produzidos com transferência MIG por curto-circuito com controle da forma de onda da corrente em três níveis.

Um efeito significativo sobre a geometria foi obtido quando introduzidas variações na amplitude da corrente de base {Iab}. Variações crescentes no valor de {Iab} conduziram à formação de depósitos com larguras crescentes (fig. 4.16).

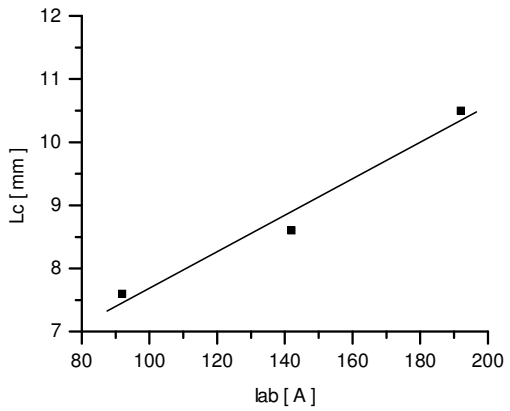


Figura 4.16 - Efeito da corrente de base {Iap} sobre a largura dos depósitos {Lc} produzidos com transferência MIG por curto-circuito com controle da forma de onda da corrente em três níveis. Dados: Iap: 285 A; tap: 7,11 ms; Icc: 350 A; Va: 5 m/min; Vs: 24 cm/min; h_{TC}: 15 mm; Gás: Ar; Vazão: 12l/ min.

Os resultados indicaram que as combinações de amplitude e de duração do pulso de corrente, que permitem uma transferência por projeção estável (Iap: 300 A e tap: 4 ms), conduziram à formação de depósitos de elevada convexidade na transferência por curto-circuito com controle em três níveis decorrente. Esta característica indica que a formação geométrica dos depósitos está muito mais associada ao tempo de duração do período de arco do que a magnitude do pulso de corrente. Em seu aspecto mais geral, as melhores combinações corresponderam àquelas onde o pulso apresentou menor amplitude e maior largura, com uma corrente de base mais elevada

4.4.2 - Controle Baseado em Dois Níveis de Corrente

O controle baseado em apenas dois níveis de corrente produziu resultados bastante satisfatórios. Como característica marcante, em uma faixa estreita de valores de corrente, a transferência se caracterizou por uma regularidade dos períodos de arco e de curto-circuito (fig. 4.17). Nesta região, os depósitos apresentaram uma boa largura e convexidade para soldas conduzidas com {Ief} da ordem de 175 e 200 A, sendo equivalentes aos depósitos

produzidos com transferência por curto-circuito convencional. A inexistência de salpicos ao longo dos depósitos favoreceu, em muito, à boa avaliação dos cordões. Na figura 4.18 são apresentadas macrografias dos depósitos obtidos nos ensaios com este controle baseado em dois níveis de corrente.

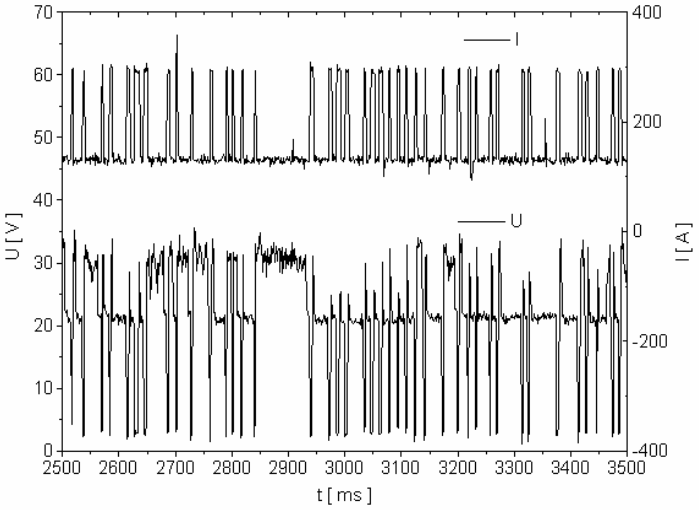


Figura 4.17 - Oscilograma de tensão (U) e de corrente (I) característico da soldagem com controle em dois níveis de corrente. Dados: Ia: 135 A; Icc: 300 A; Va: 4 m/min; Vs: 17 cm/min; h_{TC}: 15 mm; Gás: Ar; Vazão: 12l/ min.

Muito embora tenha produzido cordões com boa formação geométrica, em especial junto a superfície da poça de fusão, a metodologia mostrou-se bastante sensível à mudanças na magnitude da corrente durante a fase de arco {Ia}. Partindo dos valores definidos com base nas relações paramétricas de controle, aumentos em {Ia} da ordem de 10 A produziram reduções na frequência de transferência da ordem de 40 a 60%, dependendo do ajuste da velocidade de alimentação do arame (fig. 4.19). Devido ao aumento expressivo na duração dos períodos de arco, a redução na frequência de transferência conduziu à aumentos significativos na largura dos depósitos (fig. 4.20).

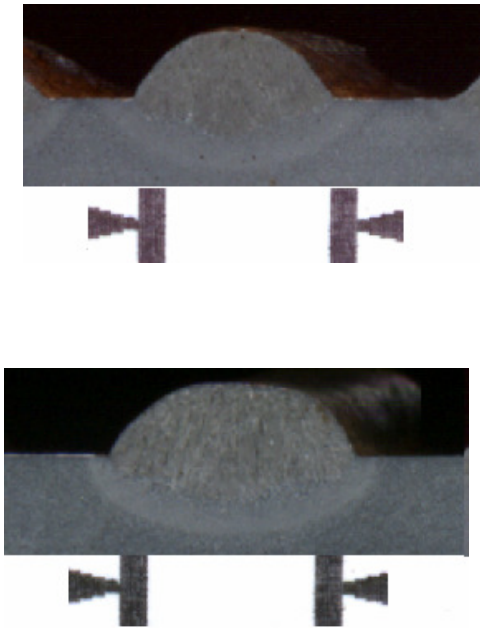


Figura 4.18 - Macrografia de depósito produzido com transferência por curto-circuito em que se utilizou a metodologia baseada em dois níveis de corrente. Superior: Ief 175A; Inferior: 200 A (Distância entre setas: 10 mm).

Fazendo uma comparação, verificou-se um desempenho mais satisfatório com o controle baseado em dois níveis de corrente. Isto pelo fato da metodologia ter permitido introduzir modificações na geometria dos cordões mediante mudanças na corrente de arco {Ia}. Apesar da metodologia baseada em três níveis de corrente ter produzido uma transferência caracterizada pela maior regularidade, as tentativas de modificar o ângulo de molhamento dos depósitos, mantendo {Iab}, baixo mostraram-se infrutíferas.

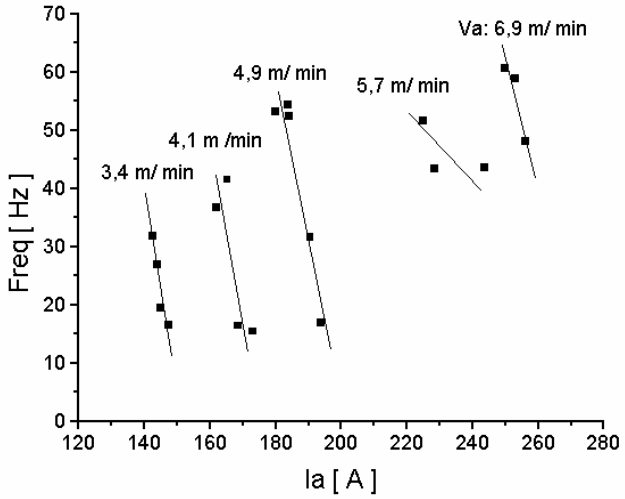


Figura 4.19 - Variações na frequência de transferência (Freq) como decorrência de mudanças no valor da corrente na fase de arco (Ia). Transferência por curto-circuito com controle em dois níveis de corrente. Os valores indicados no gráfico correspondem a {Va}.

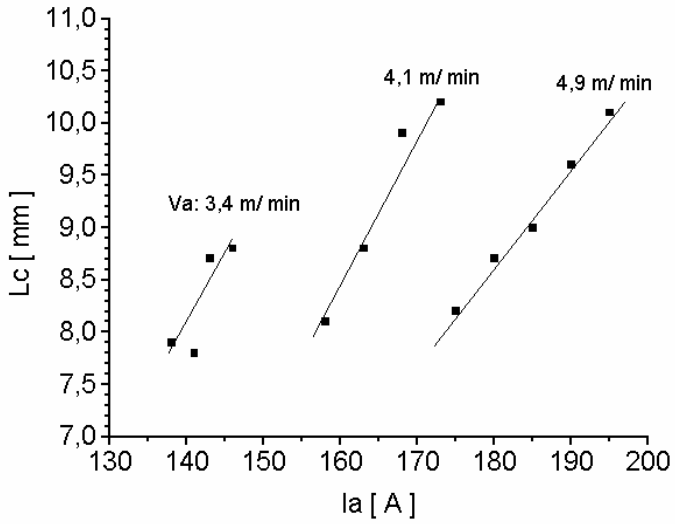


Figura 4.20 - Efeito da corrente de arco {Ia} sobre a largura dos depósitos {Lc} produzidos com transferência MIG por curto-circuito com controle da forma de onda da corrente em dois níveis.

4.4.3 - Influência da Curva Característica Estática da Fonte na Estabilidade da Transferência e Formação Geométrica dos Depósitos

A condução da soldagem com fonte operando segundo uma característica em imposição de corrente não trouxe consequências deletérias à estabilidade da transferência ou à formação geométrica dos depósitos. Esta situação se manteve, mesmo quando introduzidas pequenas mudanças na altura de tomada de corrente ou diante da ocorrência dos patamares de tensão.

Quanto à característica tombante (CCTB), esta mostrou-se sensível à ocorrência do fenômeno dos patamares de tensão quando ajustado à curva uma menor inclinação (15V/ 100A). Nesta situação, observou-se o aparecimento de uma instabilidade na transferência devido a um decrescimento acentuado na corrente (fig. 4.21).

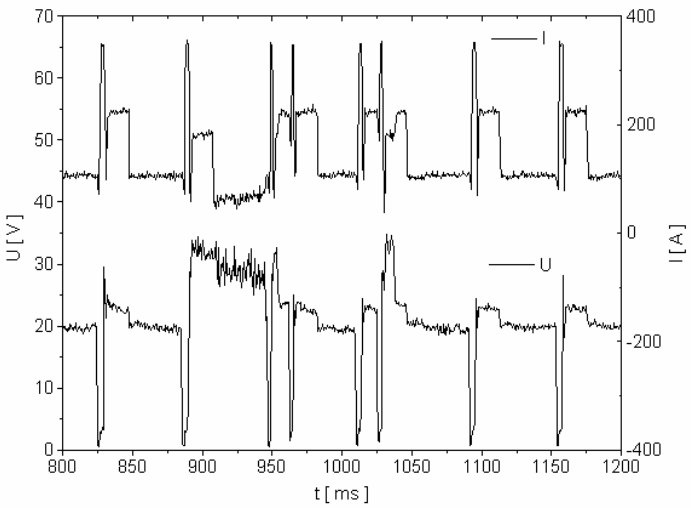


Figura 4.21 - Osilogramas de tensão (U) e de corrente (I) caracterizando o efeito dos patamares de tensão sobre a forma de onda corrente na soldagem no controle operando com modulação tombante. Dados: Iap: 224 A; tap: 14,5 ms; Iab: 92 A; Va: 5 m/ min; Icc: 350A; h_{TC}: 15 mm; Vs: 20 cm/ min.

Além de influir na estabilidade da transferência, pois propiciou o aparecimento de salpicos grosseiros, as flutuações na corrente se refletiram na geometria dos depósitos, que passaram a apresentar variações na altura do reforço ao longo da extensão do cordão. Muito embora os ensaios tenham sido conduzidos em um sistema mecanizado, as variações na altura do reforço levaram à cordões que apresentaram um aspecto semelhante àquele produzido em uma soldagem manual em que o soldador tem dificuldade em manter um afastamento constante entre a pistola e a peça-obra.A curva característica tombante mostrou-se, também, menos tolerante à mudanças na altura de tomada de corrente. Apesar da redução neste parâmetro, de 15 para 12 mm, ter-se mostrado suficiente para interferir na estabilidade da transferência, esta não produziu mudanças significativas na geometria dos depósitos. Uma mudança desta natureza era esperada, uma vez que a característica tombante guarda semelhança com a curva característica em tensão constante.

4.5 - Transferência por Projeção Axial: Características da Transferência e dos Depósitos

Durante os ensaios não foram observados problemas de extinções ou de produção de salpicos, com o processo de transferência transcorrendo de forma estável em todos os ensaios (fig. 4.22). Com relação a geometria dos cordões, ajustados os parâmetros e as variáveis para produzir um comprimento de arco visível de aproximadamente 5 mm, conduziram à formação de depósitos com pequena largura (fig. 4.23). Tentativas de conduzir os ensaios em valores de corrente mais elevados, implicando em um aumento de aporte de calor, não permitiram modificar a geometria dos depósitos. Sob estas condições de correntes mais elevadas, a redução na velocidade de soldagem produziu um cordão com geometria mais triangular, mas com aspecto de grande robustez. A análise dos resultados conduziu à rejeição de todos os cordões produzidos com transferência por projeção axial e arco com comprimento visível de 5 mm.

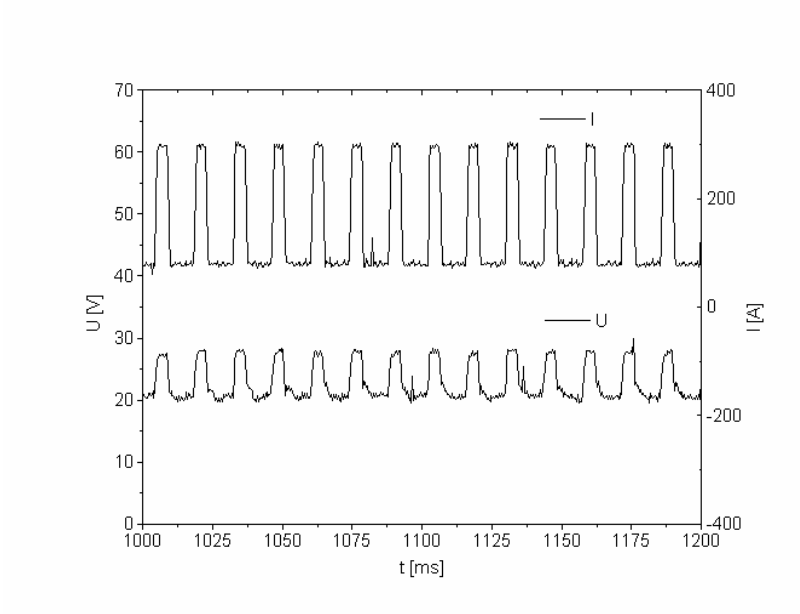


Figura 4.22 - Oscilogramas de tensão e de corrente característicos da transferência por projeção axial com comprimento de arco visível de 5 mm. Dados: Iap: 300 A; tap: 4,0 ms; Iab: 84 A; tab: 9,09 ms; Va: 3,5 m/min; h_{TC}: 18 mm; Vs: 15 cm/min.

Figura 4.23 - Macrografia de depósitos produzidos com transferência por projeção axial e arco com comprimento visível de 5 mm. Dados: Ief: 175 A. (Distância entre setas: 10 mm).

4.6 - Resultados Obtidos com Arames de 1,6 mm de Diâmetro

4.5.1 - Transferência por Curto-Circuito: Características da Transferência e dos Depósitos

Com relação à transferência no modo curto-circuito convencional, verificou-se, durante os primeiros ensaios, a necessidade de elevar a magnitude do efeito indutivo, ajustado na fonte, para evitar, tal qual observado com arames de 1,2 mm, problemas de extinção do arco. Sob condições de estabilidade, os ensaios permitiram produzir depósitos com baixa produção de salpicos, que se limitaram à forma de salpicos finos (fagulhas). Somente nos depósitos produzidos sob valores de tensão de referência mais elevados verificou-se o aparecimento de salpicos grosseiros, estes caracterizados por gotas ejetadas para fora da poça de fusão. Na figura 4.24 são apresentados oscilogramas de tensão e de corrente, característicos da transferência por curto-circuito convencional, com arames de 1,6 mm de diâmetro.

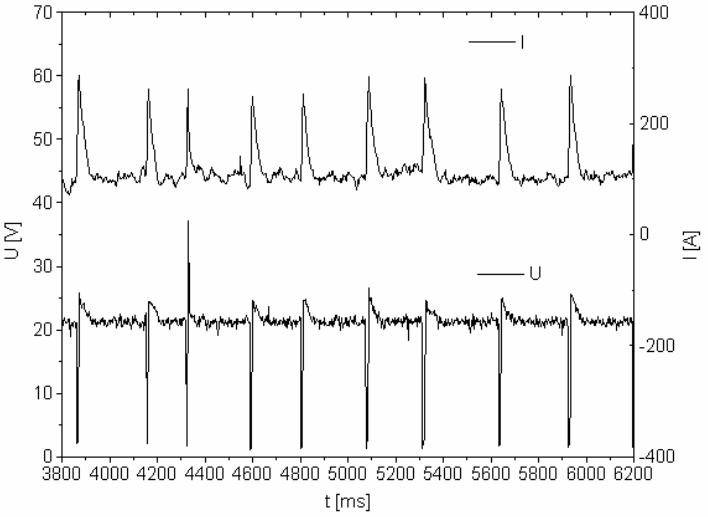


Figura 4.24 - Oscilogramas de tensão e corrente caracterizando a transferência por curto-circuito convencional com arames de 1,6 mm de diâmetro. Dados: U_{REF}: 21 V; Va: 1,6 m/ min; h_{TC}: 25 mm; Ks = Kd = 70 % e Vs: 15 cm.min^{-1}.

Com relação aos depósitos, estes apresentaram boa largura e, principalmente, ângulos de molhamento considerados aceitáveis. Na figura 4.25 são apresentadas macrografias dos depósitos produzidos com arames de 1,6 mm e transferência por curto-circuito convencional.

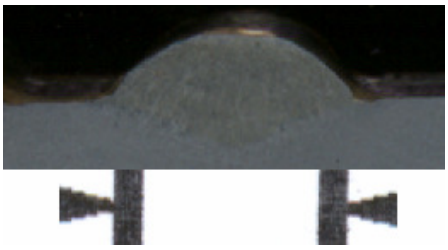


Figura 4.25 - Macrografia de depósito produzido com transferência por curto-circuito convencional e eletrodos de 1,6 mm de diâmetro (Distância entre setas: 10 mm).

Para os ensaios conduzidos com transferência com curto-circuito controlado, os resultados encontrados foram semelhantes àqueles observados na soldagem com arames de 1,2 mm de diâmetro. Quanto a soldagem conduzida com modulação em imposição de corrente (CCIC), esta mostrou-se imune à formação dos patamares. Por sua vez, a modulação tombante (CCTB) conduziu a flutuações na taxa de fusão do eletrodo, em especial, sob ajustes de maior sensibilidade (13 V/ 100 A). Sob condições de um ajuste de menor sensibilidade (23 V/ 100 A), as flutuações na corrente se tornaram menos sensíveis, permitindo desta forma, a produção de uma transferência estável (fig.4.26). Na figura 4.27 são apresentadas macrografias de depósitos produzidos com arames de 1,6 mm de diâmetro e transferência por curto-circuito controlado.

4.5.2 - Transferência por Projeção Axial: Características da Transferência e dos Depósitos

Durante a execução dos ensaios com corrente pulsada observou-se a ocorrência de flutuações no comprimento do arco que foram identificadas através dos oscilogramas de tensão (fig. 4.28). A análise visual indicou o aparecimento de uma irregularidade na largura dos depósitos, com a característica das regiões de menor largura corresponderem aquelas onde se observou um maior comprimento do arco. Numa tentativa de investigar este efeito,

foram introduzidas modificações nas relações de controle com o intuito de produzir depósitos sob diferentes valores de comprimento do arco.

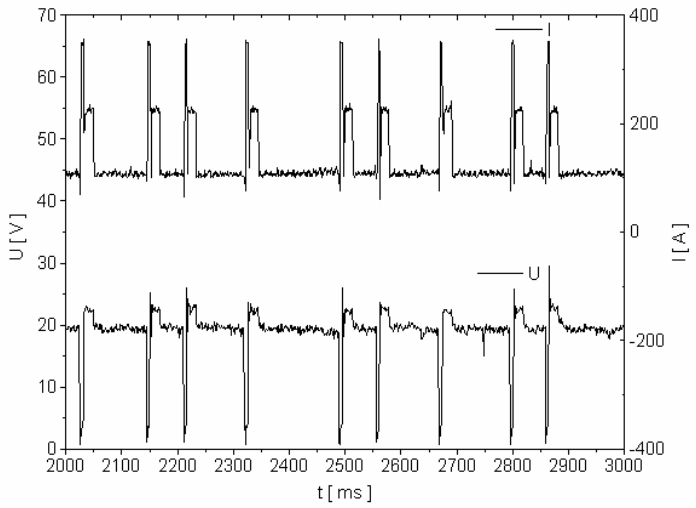


Figura 4.26 - Oscilogramas de tensão e corrente caracterizando a transferência por curto-circuito controlado com arames de 1,6 mm de diâmetro. Dados: Iap: 225 A; tap: 4,0 ms; Iab: 94 A; Va: 3,5 m/min; h_{TC}: 15 mm; Vs: 17 cm/min.

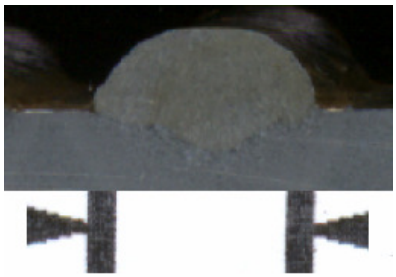


Figura 4.27 - Macrografia do depósito produzido com transferência por curto-circuito controlado e eletrodos de 1,6 mm de diâmetro (Distância entre setas: 10 mm).

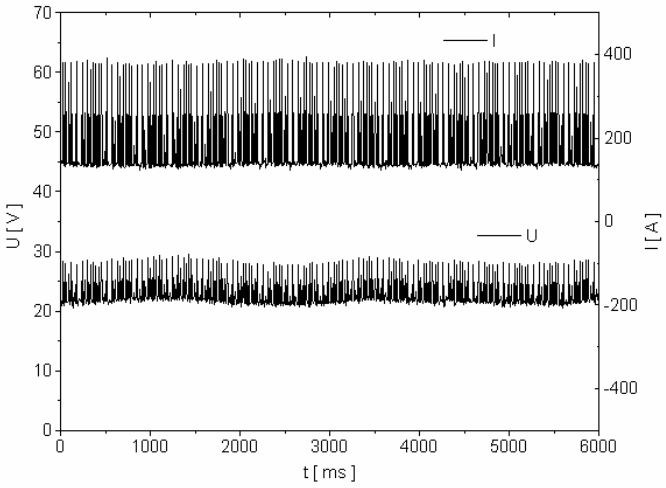


Figura 4.28 - Oscilação no tensão (U) como decorrência de variações na velocidade de alimentação do arame {Va} na soldagem com eletrodo de 1,6 mm de diâmetro.
Dados: Ip: 380 A; tp: 5 ms; Ib: 136 A; tb: 26,4 ms, Va: 2,1 m/min, h_{TC}: 18 mm e Vs: 20 cm/ min.

Sob as combinações de parâmetros e variáveis que resultaram em um comprimento de arco curto, as flutuações em {Va} conduziram à ocorrência de curtos-circuitos (fig. 4.29). Muito embora indesejáveis, pois propiciam à produção de salpicos, sob estas condição de soldagem foram produzidos cordões com boa relação entre a largura e a altura de reforço. Combinações de parâmetros e variáveis que resultaram em um comprimento de arco visível longo (la>5 mm) a ocorrência de curtos-circuitos não foi observada. Entretanto, esta situação conduziu à formação de uma geometria estreita e irregular ao longo da extensão do cordão. Na figura 4.30 são apresentadas macrografias que permitem identificar o efeito do tamanho da coluna do arco sobre a geometria dos depósitos.

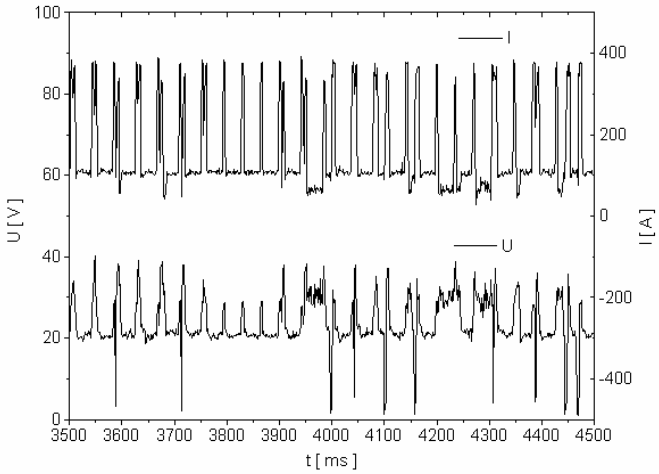


Figura 4.29 - Ocorrência de curtos-circuitos na soldagem com corrente pulsada conduzida com arame de 1,6 mm de diâmetro e parâmetros de soldagem modificados para produzir arco curto. Dados: Ip: 380 A; tp: 5 ms; Ib: 131 A; tb: 23,3 ms, Va: 2,3 m/ min, Vs: 20 cm/min e h_{TC}: 18 mm.

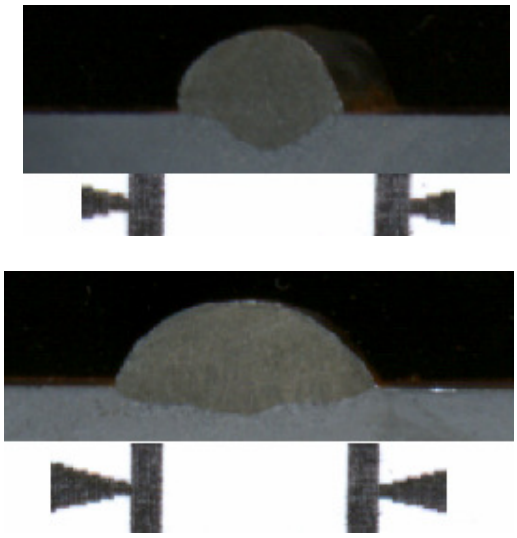


Figura 4.30 - Influência do comprimento do arco sobre a geometria dos depósitos produzidos com transferência por projeção axial e eletrodos de 1,6 mm de diâmetro. Figura superior: soldagem com arco visível de aproximadamente 5 mm. Figura inferior: transferência com arco curto, caracterizada pela ocorrência de curtos-circuitos (Distância entre setas: 10 mm).

O aparecimento de uma formação irregular ao longo do cordão se deu, basicamente, pela mudança na geometria da coluna do arco voltaico com a variação do afastamento entre os eletrodos. Mantida uma corrente média constante, com uma coluna de pequenas dimensões o arco assumiu uma geometria cônica, de brilho intenso e homogêneo, e com uma interface anódica de dimensões relativamente grandes (fig. 4.31). Com o aumento da distância entre os eletrodos, a coluna do arco assumiu uma geometria em forma de pé de taça, caracterizada por um núcleo composto por uma coluna fina, de brilho intenso, rodeada por uma coroa de menor intensidade luminosa, e uma região anódica de dimensões reduzidas e de grande mobilidade. Como resultado desta mudança nas dimensões e mobilidade da região anódica, os depósitos apresentaram menor largura e variações ao longo da extensão do cordão. Em situações em que se induziu um comprimento de arco “muito longo”, da ordem de 8 mm, o resultado foi o aparecimento de depósitos estreitos e com ângulos de molhamento elevados.

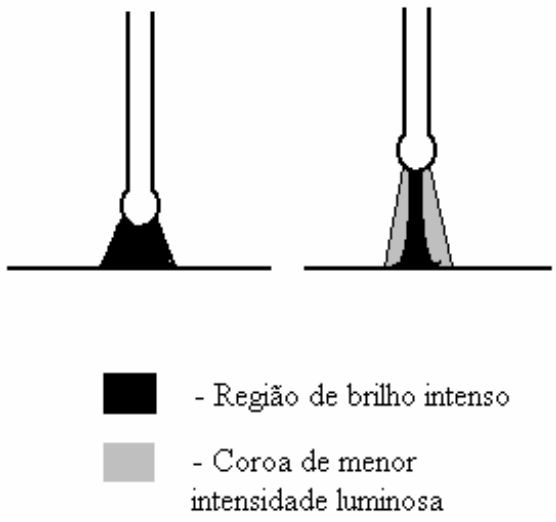


Figura 4.31 - Mudanças na estrutura do arco a partir das variações no afastamento entre o eletrodo e a poça de fusão.

Apesar de terem produzido depósitos com boa formação geométrica favorável, tanto na transferência por curto-circuito, quanto projeção axial, os arames de 1,6 mm apresentam uma elevada sensibilidade à variações na velocidade de alimentação do arame. Como ordem de grandeza, variações de 0,1 m/min na {Va} provocaram alterações no comprimento do arco da ordem de 4 mm, mas apenas 1,5 V na queda de tensão medida entre os eletrodos. Como estes arames criam uma maior dificuldade de tracionamento, devido a menor flexíbilidade, e apresentam baixa resistividade, devido ao maior diâmetro, considerou-se impossível evitar a

ocorrência de flutuações no comprimento do arco. Desta forma, decidiu-se retornar à utilização do eletrodo de 1,2 mm, modificando as variáveis do processo para permitir uma deposição com arco curto, de forma a produzir depósitos com geometria mais favorável.

4.7 - Avaliação da Geometria dos Depósitos com Base nas Normas

Confrontados os resultados encontrados com os critérios estabelecidos pelas normas DIN EN 25 817/ 92 ou IIW 751-A, os depósitos obtidos podem ser aprovados no critério altura do reforço, por terem apresentado magnitude inferior a 5 mm, máximo permitido para juntas classe C. Alguns depósitos, devido a menor altura de reforço, poderiam ser aprovados pelos critérios aplicados para juntas da classe B. Tomando por base as normas IIW 778/83 e ASME, os depósitos deveriam ser reprovados por terem apresentado alturas de reforço superiores a 2,0 e 2,4 mm, respectivamente, que corresponde a máxima permitida para a soldagem na posição plana ou chapas de até 25,4 mm de espessura. Por estabelecerem limites muito pequenos, o uso das normas IIW 778/83 e ASME não se aplicam para a avaliação de depósitos produzidos por deposição sobre chapa.

Com base na avaliação dos resultados obtidos o longo dos ensaios, fato dos ensaios terem demonstrado ser impossível produzir depósitos com alturas de reforço nos limites estabelecidos por estas normas. Muito embora se apliquem à soldagem de juntas de topo, as normas DIN EN 25 817/92 ou IIW 751-A estabelecem limites factíveis para a altura do reforço, podendo, por isto, serem utilizadas para a avaliação da geometria de cordões produzidos por deposição sobre chapa. Mesmo que este procedimento não permita assegurar a aprovação de soldas na situação de preenchimento de junta, uma vez que esta depende também da sequência de passes utilizados, ao menos cria um padrão de referência para a análise de cordões produzidos por deposição sobre chapa.

5 - Ensaios em Ambiente Hiperbárico

5.1 - Montagem da Bancada de Ensaios

Para a execução dos ensaios em ambiente hiperbárico foi montada uma bancada denominada de célula de soldagem hiperbárica. Na figura 5.1 é apresentada uma vista panorâmica do equipamento montado. Pela sua complexidade, as partes integrantes do equipamento foram divididas em sistemas e subsistemas.

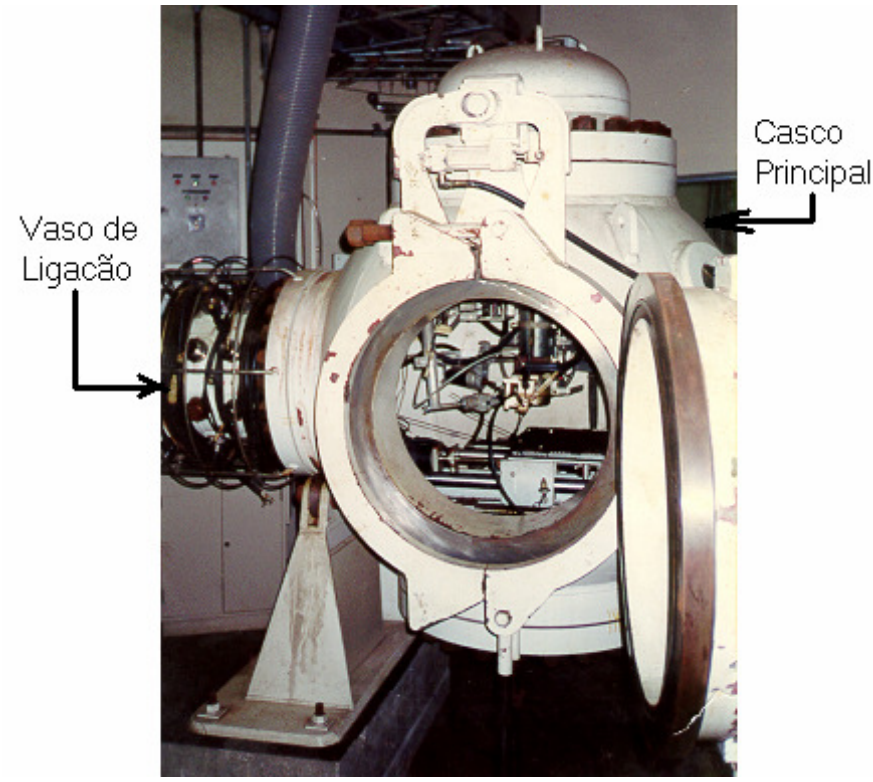


Figura 5.1 - Vista panorâmica do vaso hiperbárico.

5.1.1 - Sistema Vaso Hiperbárico

a - Montagem do Subsistema Casco

O equipamento base desta célula consiste de um vaso hiperbárico, composto por um casco de forma esférica, ao qual foi acoplado um segundo vaso (vaso de interligação) para acomodar os elementos para a comunicação entre o interior da câmara hiperbárica e o ambiente externo. Pelas suas especificações, fornecidas pelo fabricante, o equipamento pode operar à pressões até 50 bar.

b - Montagem do Subsistema de Rotação do Vaso Hiperbárico

Para permitir a condução de ensaios em diferentes posições de soldagem, o vaso foi dotado de um conjunto moto redutor para permitir uma rotação de 180° , em torno do eixo longitudinal, de todo o conjunto.

c - Montagem do Subsistema de Pressão

Para criar o ambiente hiperbárico na câmara foram instaladas 4 linhas de suprimento, conectando um conjunto de cilindros de gás ao vaso de ligação. Em cada uma destas linhas foram instaladas válvulas e manômetros para permitir o controle individual da vazão de entrada do gás. Foram incorporados ao painel de controle um manômento para permitir o controle da pressão no interior da câmara hiperbárica e uma válvula de alívio de pressão com o objetivo de proteger o sistema contra uma sobrecarga de pressão.

d - Montagem do Subsistema de Vácuo

Visando reduzir a quantidade de oxigênio residual no ambiente hiperbárico foi instalado um equipamento para reduzir a pressão no interior da câmara a aproximadamente 160 mm Hg antes da criação do ambiente hiperbárico. Dada a necessidade de uma grande vazão de sucção foi utilizada uma bomba com selo d'água, o que exigiu a instalação um reservatório de 1,5 m^3 para permitir um suprimento contínuo de água em circuito fechado.

5.1.2 - Sistema de Movimentação e Posicionamento da Pistola de Soldagem

Para produzir o movimento relativo entre a pistola de soldagem e a peça foi montado um sistema de deslocamento com 4 graus de liberdade. O sistema foi configurado de tal forma que a pistola permanece estacionária na soldagem, sendo a movimentação feita pela peça-obra. Para efeito de montagem, este sistema foi dividido em dois subsistemas.

a - Subsistema Peça

O subsistema responsável pela movimentação da peça foi composto por uma mesa de coordenadas com dois graus de liberdade (mesa X-Y), com acionamento por fusos de esferas, aos quais foram acoplados motores de passo, permitindo uma velocidade de deslocamento até 60 cm/min. Cada eixo possui um curso total de 300 mm, protegidos com chaves de fim de curso (2 em paralelo) em cada extremidade. Para o controle do sentido e da velocidade de rotação dos motores foram utilizados circuitos eletrônicos especialmente projetados (drivers), sendo ambas as variáveis comandadas através de sinais elétricos enviados a este circuito.

b - Subsistema Pistola

Para permitir posicionamento da pistola de soldagem, em relação à peça, esta foi montada sobre um eixo acionado por um fuso simples, ao qual foi acoplado um motor de passo. As maiores diferenças deste eixo, denominado por Z, em relação aos eixos X e Y residem no curso de movimentação (100 mm) e na velocidade de máxima deslocamento (0 - 10 cm/ min).

Este conjunto responsável pelo movimento de deslocamento vertical foi montado sobre um conjunto de mancais de rolamento, de forma a permitir ao eixo Z executar um movimento de pêndulo. Por ser considerado um eixo adicional, o conjunto responsável por este movimento foi denominado como eixo Zo. Para o acionamento deste eixo foram instalados um motor de corrente contínua (0-24 V) acoplado a um conjunto redutor, sendo o controle de posição executado através de um potenciômetro acoplado no eixo de rotação. Assim como nos eixos X e Y, tanto no eixo Z, quanto no eixo Zo foram instaladas chaves de fim de curso para proteger os motores de sobrecargas.

5.1.3 - Sistema de Soldagem

Visando atender à necessidade da soldagem em um ambiente hiperbárico foi desenvolvido um cabeçote alimentador do arame especialmente para esta aplicação. Partindo do projeto de um equipamento projetado no LABSOLDA, a adaptação foi direcionada para a segmentação do cabeçote em dois módulos. O primeiro, instalado no interior da câmara, abrigou o módulo tracionador e o segundo, instalado fora do ambiente hipebárico, a unidade de controle do tracionador. Optou-se por esta configuração para evitar a exposição dos componentes eletrônicos às pressões elevadas do interior da câmara.

Para o suprimento de energia à operação de soldagem foi utilizada uma fonte de soldagem INVERSAL 300 [92] sem quaisquer modificações adicionais.

5.1.4 - Sistema de Aquisição de Sinais

Para a aquisição dos sinais de tensão e de corrente de soldagem foi instalado um instrumento de medição denominado por TC1 [92]. A velocidade de alimentação do arame {Va} foi monitorada com o auxílio do instrumento denominado de Medidor de Velocidade de Alimentação do Arame (MVA) [92], com transdutor instalado no interior do cabeçote de soldagem.

5.2 - Condições de Realização dos Ensaios

Para a realização dos ensaios em ambiente hiperbárico com transferência metálica por curto-circuito foram utilizadas, tanto a metodologia com controle baseado em três níveis de corrente, quanto aquela mais simples, empregando somente dois níveis. Além destes, foram conduzidos ensaios com transferência por projeção axial. Na tabela 5.1 são apresentadas as condições empregadas nos ensaios.

Para o registro dos sinais elétricos foram feitas aquisições dos sinais de tensão {U} e de corrente {I}, por 10 segundos, a uma taxa de aquisição de 5 kHz. Para tanto, foi utilizado o programa OSCILOS2 e, para o processamento das informações, foram utilizados os programas MIGMAG e DATSOLTE. Para minimizar a concentração de oxigênio no ambiente hiperbárico, a etapa de pressurização com argônio foi precedida por uma operação para reduzir a pressão no interior da

câmara para 160 mm de coluna de mercúrio, sendo este valor definido pela capacidade da bomba de vácuo disponível.

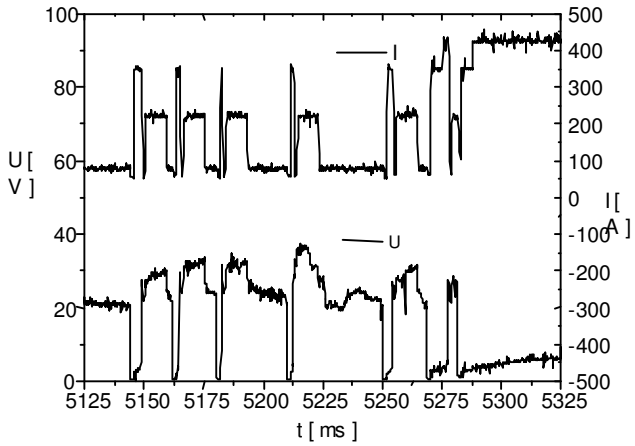
Tabela 5.1 - Parâmetros e variáveis de soldagem empregadas para a execução dos ensaios por deposição sobre chapa em ambiente hiperbárico.

Parâmetros e Variáveis [Símbolo: Unidade]	Valores Ajustados
Altura de Tomada de Corrente [h_{TC}: mm]	15
Especificação do Metal de Adição	ER70S-6
Diâmetro do Arame [D_E: mm]	1, 2
Gás de Proteção	Ar
Velocidade de Soldagem [Vs: cm/ min]	24
Espessura da Chapa [b: mm]	12,5
Pressão Ambiente [bar]	2,0, 4,1 e 6,4

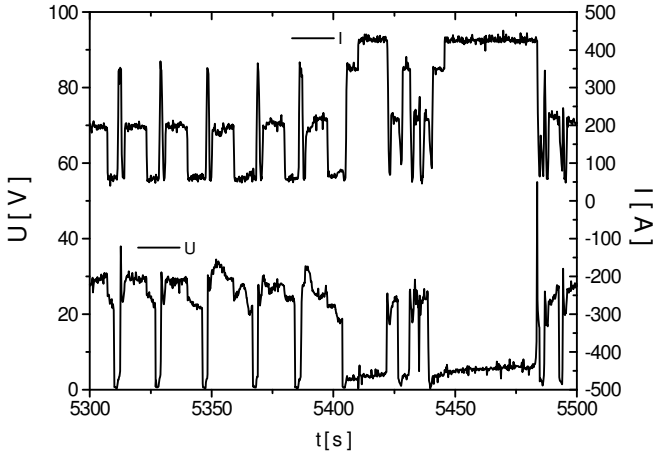
5.3 - Resultados Encontrados

5.3.1 - Transferência por Curto-Circuito

Mantidos os mesmos parâmetros e variáveis que conduziram a bons resultados na soldagem a 1,02 bar, com o aumento da pressão identificou-se um aumento na frequência da transferência metálica e na duração dos curtos-circuitos, quando muitos se prolongaram por mais de 5 ms. Apesar de inseridas linhas de código no algorítimo de controle para elevar a corrente à 450 A quando identificado curtos-circuitos com duração do superior a 5 ms, em muitas situações, este procedimento não permitiu uma reignição imediata do arco. Nas figuras 5.2 e 5.3 são apresentados oscilogramas extraídos de ensaios conduzidos numa pressão ambiente de 2,0 bar com ambas as metodologias de controle da forma de onda da corrente.

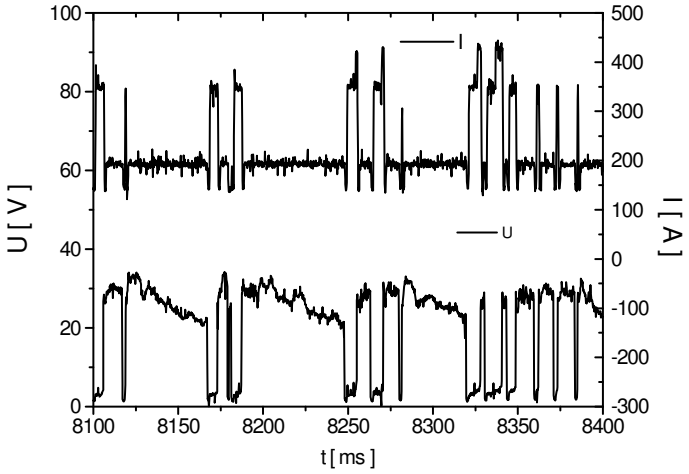


A)

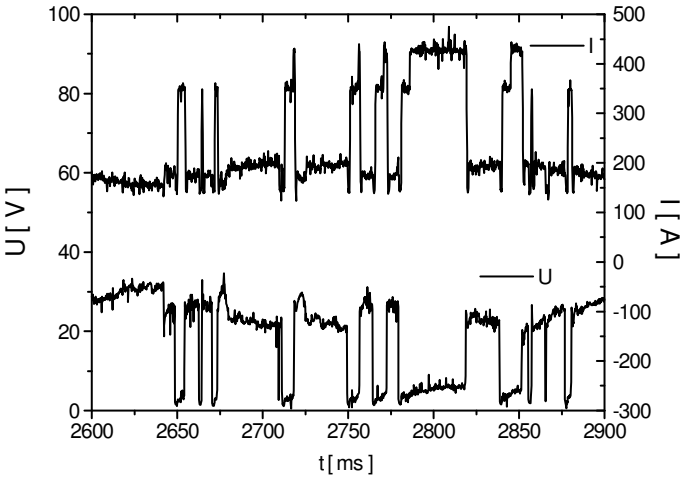


B)

Figura 5.2 - Oscilogramas de tensão {U} e de {I} mostrando o efeito da pressão sobre a estabilidade da transferência metálica com controle em três níveis de corrente. Variáveis da forma da onda da corrente: Iap.: 224 A; tap: 8,9 ms; Iab: 92 A; Icc: 350 A; Va: 5 m/ min; Pressão: 2,0 bar. Fig. A: Curva característica em imposição de corrente (Ief: 247 A); Fig. B - Curva característica tombante (Ief: 261 A)



A)



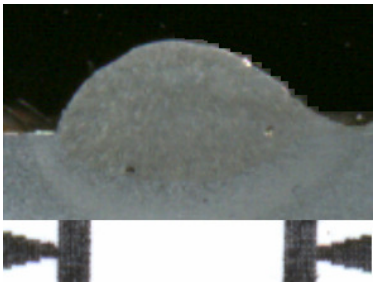
B)

Figura 5.3 - Oscilogramas de tensão {U} e de {I} mostrando o efeito da pressão sobre a estabilidade da transferência metálica com controle da corrente em dois níveis. Variáveis da forma da onda da corrente: Iab: 184 A; Icc: 350 A; Va: 5 m/min. Pressão: 2,0 bar. Fig. A: Curva característica em imposição de corrente (Ief: 214 A); Fig. B - Curva característica tombante (Ief: 223 A)

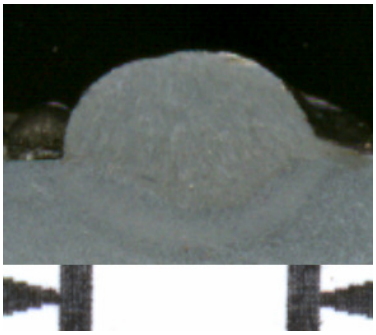
Devido a estes valores de corrente mais elevados, e ao aumento na frequência de transferência, a soldagem em ambiente hiperbárico resultou em valores de corrente eficaz mais elevados, em relação a soldagem a 1 atmosfera, apesar de inalterados os parâmetros e variáveis. O surgimento de curtos-circuitos de duração prolongada se manifestou em todos os modos de transferência, mas com maior intensidade na transferência por curto-circuito com controle baseado em três níveis de corrente.

Apesar dos curtos-circuitos de maior duração serem um indício de instabilidade, que indica a existência de um período curto de crescimento da gota, sua ocorrência não se manifestou a ponto de alterar, de forma drástica, a formação geométrica dos depósitos. Em comparação aos depósitos produzidos a 1,02 bar, o aumento da pressão conduziu à uma pequena redução na largura dos cordões, sem interferir, com isto, no ângulo de molhamento, que permaneceu praticamente inalterado. Este comportamento se manteve, independente da forma de onda da corrente ou da característica estática da fonte de energia em imposição de corrente ou tombante. Nas figuras 5.4 e 5.5 são apresentadas macrografias de depósitos produzidos a 1,02 e a 6,4 bar com ambas as metodologias de controle da forma de onda da corrente de soldagem.

Na expectativa de minimizar a ocorrência dos curtos-circuitos muito longos, foram introduzidas modificações nas variáveis que definem a forma de onda da corrente. Como a ocorrência de curtos-circuitos de longa duração está associado a existência de um período de arco muito pequeno, no controle baseado em três níveis de corrente decidiu-se por conduzir ensaios com valores de corrente de pulso mais elevados (Iap = 280A) . Adotou-se esta medida com o objetivo de elevar a taxa de fusão durante este período, na expectativa de aumentar a duração do período de arco. Este procedimento permitiu produzir uma transferência regular e com baixa incidência de curtos-circuitos de longa duração (fig. 5.6). Deve-se observar que este comportamento foi diferente daquele observado na soldagem a 1,02 bar. Nestes, o aumento da amplitude do pulso conduziu à descaracterização da forma de onda da corrente, devido a ocorrência de curtos-circuitos indesejáveis. Na figura 5.7 é apresentada macrografia de um depósito obtido com ajustes de 280 A de amplitude e 7,3 ms no tempo de pulso da corrente.

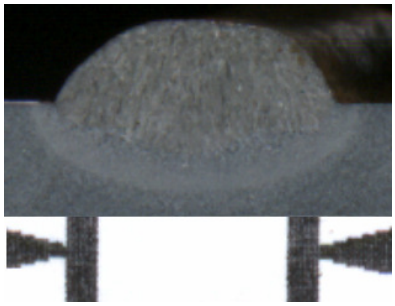


A)

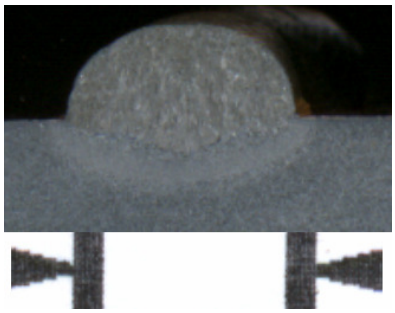


B)

Figura 5.4 - Macrografias mostrando o efeito da pressão sobre a formação geométrica dos depósitos produzidos na transferência por curto-circuito com controle em três níveis de corrente (Distância entre setas: 10 mm). Variáveis da forma da onda da corrente: Iap.: 224 A; tap: 8,9 ms; Iab: 92 A; Icc: 350 A; Va: 5 m/ min; Curva característica em imposição de corrente; Fig. A: 1,02 bar (Ief: 198 A) ; Fig. B: 6,4 bar (249 A).



A)



B)

Figura 5.5 - Macrografias mostrando o efeito da pressão sobre a formação geométrica dos depósitos produzidos na transferência por curto-circuito com controle em dois níveis de corrente (Distância entre setas: 10 mm). Variáveis da forma da onda da corrente: Ia.: 184 A; Icc: 350 A; Va: 5 m/ min; Curva característica em imposição de corrente; Fig. A: 1,02 bar (Ief: 203 A); Fig. B: 6,4 bar (Ief: 227 A).

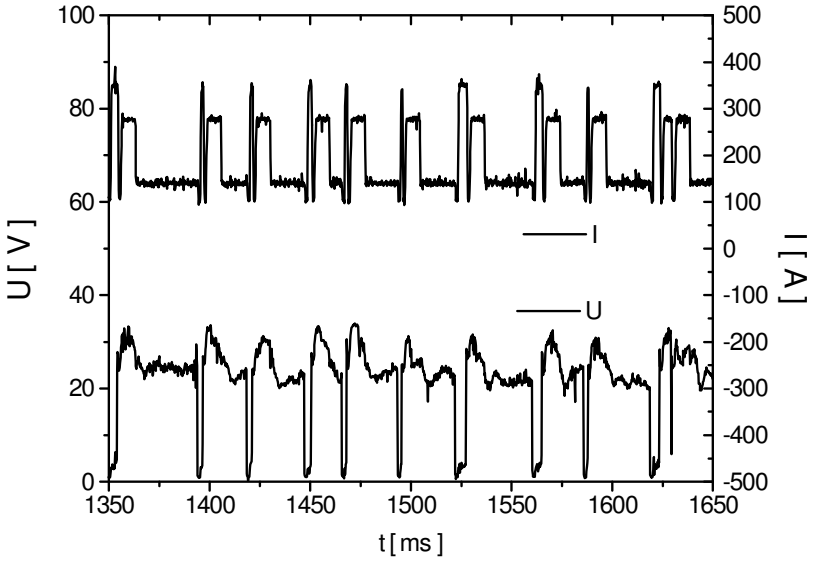


Figura 5.6 - Oscilogramas de tensão {U} e de {I} mostrando o efeito do aumento da corrente de pulso sobre a estabilidade da transferência metálica com controle da corrente em três níveis. Pressão: 2,0 bar. Variáveis da forma da onda da corrente: Iap: 285 A; tap: 7,3 ms; Iab: 142 A; Imin: 100 A; Icc: 350 A; Ief: 198 A. Curva característica da fonte: CCIC.

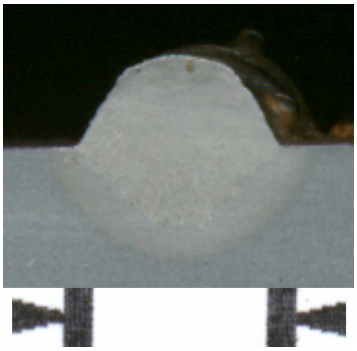


Figura 5.7 - Macrografia de depósito produzido na transferência por curto-circuito com controle em três níveis de corrente (Distância entre setas: 10 mm). Pressão: 2 bar. Variáveis da forma da onda da corrente: Iap: 285 A; tap: 7,3 ms; Iab: 142 A; Imin: 100 A; Ief: 198 A. Curva característica da fonte: CCIC.

Para este novo patamar de amplitude de corrente, observou-se que a transferência ainda se manteve estável para um período de pulso {tap} de 8,2 ms (fig. 5.8). Entretanto, um incremento adicional de 1 ms em {tap} levou a um aumento na incidência de curtos-circuitos de maior duração. Este comportamento foi considerado como indício de um destacamento da gota, devido ao contato entre o glóbulo fundido e a poça de fusão, durante ou logo após o pulso de corrente (fig. 5.9).

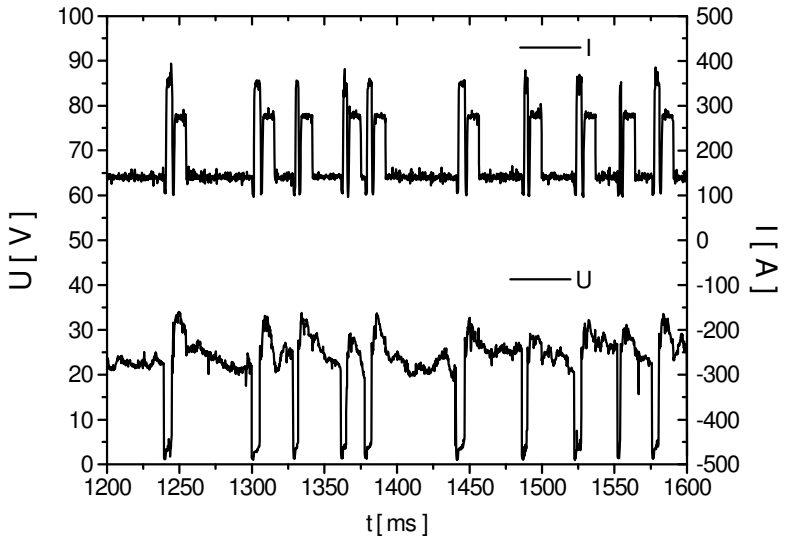


Figura 5.8 - Oscilogramas de tensão {U} e de {I} mostrando o efeito da pressão sobre a estabilidade da transferência metálica com controle da corrente em três níveis. Pressão: 2 bar. Variáveis da forma da onda da corrente: corrente: Iap: 285 A; tap: 8,2 ms; Iab: 142 A; Imin: 100 A; Icc: 350 A; Ief: 197 A. Curva característica da fonte: CCIC.

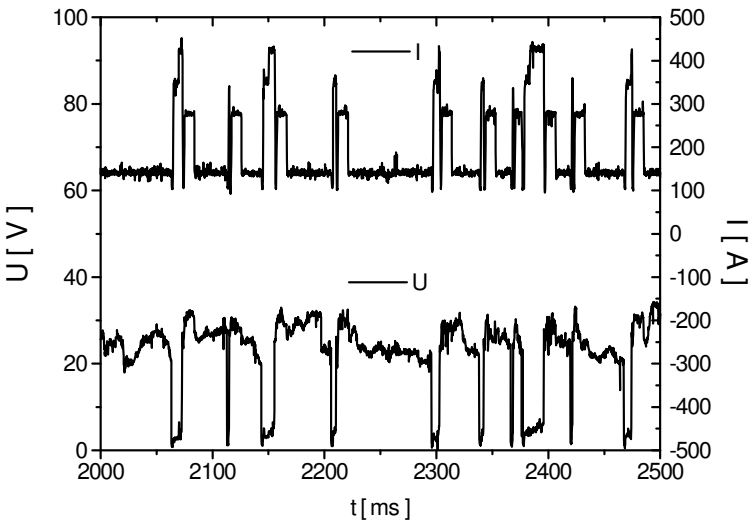


Figura 5.9 - Oscilogramas de tensão {U} e de {I} mostrando o efeito da pressão sobre a estabilidade da transferência metálica com controle da corrente em três níveis. Pressão: 2 bar. Variáveis da forma da onda da corrente: corrente: Iap: 285 A; tap: 9,2 ms; Iab: 142 A; Imin: 100 A; Icc: 350 A; Ief 200 A. Curva característica da fonte: CCIC.

No controle baseado em dois níveis de corrente, para minimizar a ocorrência de curtos-circuitos de duração mais prolongada, promoveu-se a elevação da corrente aplicada durante o período de arco de 184 para 189 A. Este procedimento permitiu reconduzir a corrente eficaz para 196 A, indicando a redução no aparecimento de curtos-circuitos de duração superior a 5 ms, e produzir um depósito com boa formação geométrica (fig. 5.10). Tentativas de ajustes ainda maiores da corrente no período de arco {Ia} eliminaram os curtos-circuitos de duração mais prolongada (fig. 5.11), mas trouxe como consequências o prolongamento excessivo do período do arco e o aumento na corrente eficaz de soldagem (Ief: 213 A). Apesar deste aumento em 5 A em {Ia} ter produzido depósitos com largura e um ângulo de molhamento aceitáveis (fig. 5.12), a transferência atingiu o limiar que caracteriza a transição para o modo globular. Estes resultados indicam que, em ambiente hiperbárico, é limitada a possibilidade de alterar a largura dos depósitos produzidos com controle em dois níveis de corrente mediante a elevação de {Ia}. Diante da necessidade de impor limites a esta variável, os depósitos acabaram apresentando uma largura equivalente àqueles produzidos com controle em três níveis de corrente.

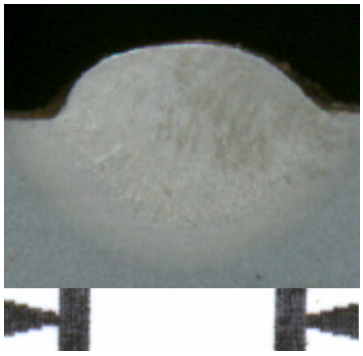


Figura 5.10 - Macrografia mostrando o efeito da corrente de arco sobre a formação geométrica dos depósitos produzidos, na transferência por curto-circuito, com controle em dois níveis de corrente (Distância entre setas: 10 mm). Variáveis da forma da onda da corrente: Ia: 189 A; Icc: 350 A; Va: 5 m/ min; Curva característica em imposição de corrente. Pressão: 2,0 bar.

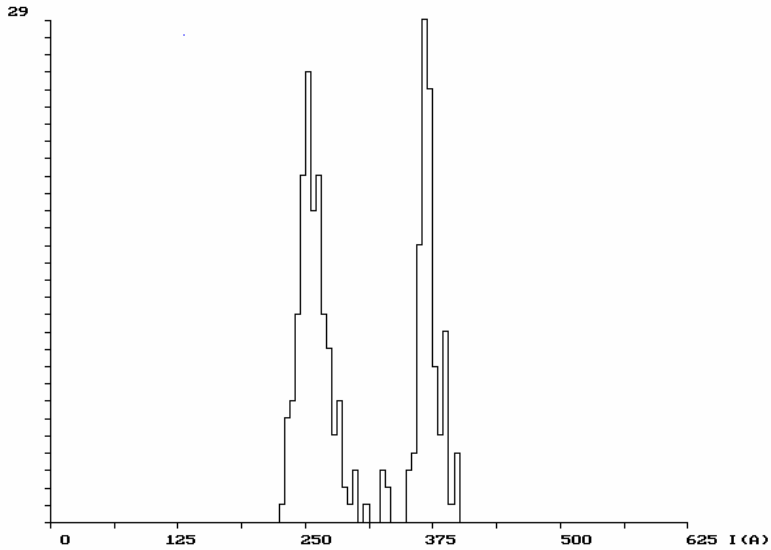


Figura 5.11 - Histograma indicando a magnitude dos picos de corrente durante o curto-circuito (eixo x). Variáveis da forma da onda da corrente: Ia.: 200 A; Icc: 350 A; Va: 5 m/ min; Curva característica tombante; Ief: 213 A.

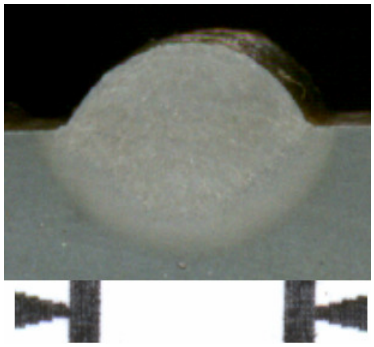


Figura 5.12 - Macrografia mostrando o efeito da corrente de arco sobre a formação geométrica dos depósitos produzidos, na transferência por curto-circuito, com controle em dois níveis de corrente (Distância entre setas: 10 mm). Variáveis da forma da onda da corrente: Ia.: 200 A; Icc: 350 A; Va: 5 m/ min; Curva característica tombante. Pressão: 2 bar.

5.3.2 - Transferência por Projeção Axial

Na transferência por projeção axial, a elevação da pressão ambiente conduziu à um aumento na incidência de curtos-circuitos de duração mais prolongada, o que afetou o valor da corrente média de soldagem. Esta ocorrência influiu na formação geométrica dos depósitos, que passaram a apresentar menor largura e ângulos de molhamento mais elevados. Na figura 5.13 são apresentadas macrografias que permitem avaliar o efeito da pressão sobre a formação geométrica dos depósitos.

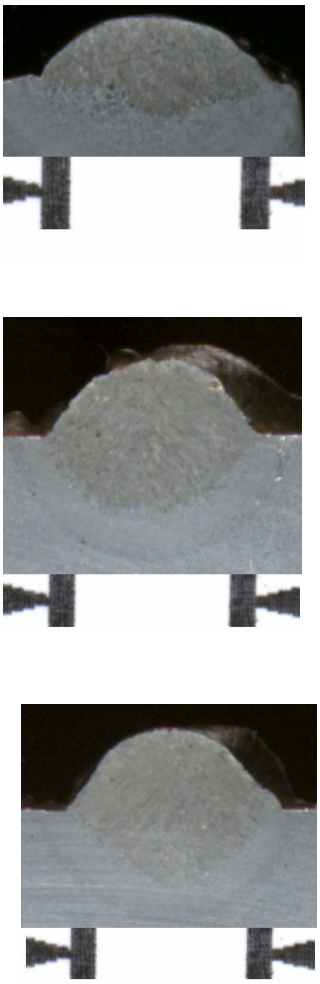


Figura 5.13 - Macrografias mostrando o efeito da pressão sobre a formação geométrica dos depósitos produzidos na transferência por projeção axial (Distância entre setas: 10 mm). Variáveis da forma da onda da corrente: Ip.: 300 A; tp: 4 ms; Ib: 102 A; tb: 5,5 ms Va: 5 m/ min; Curva característica em imposição de corrente; A – 1,02 bar; B – 4,1 bar; C – 6,4 bar.

Tentativas de modificar a geometria mediante a mudança na relação entre a corrente média de soldagem e a velocidade de alimentação do arame surtiram efeito, enquanto limitadas a variações relativamente pequenas. Mantidas as variáveis da forma de onda da corrente (Ip, tp, Ib e tb), reduções da velocidade de alimentação do arame de 5,0 para 4,8 m/ min produziu mudança favorável na formação geométrica dos depósitos (fig. 5.14). Entretanto, quando

ajustada uma velocidade de 4,5 m/min (fig. 5.15), surgiu uma mudança sensível no molhamento dos depósitos.

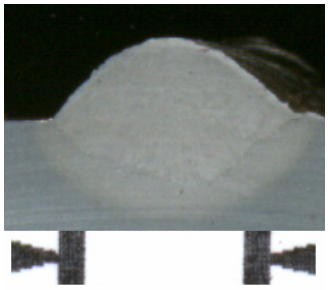


Figura 5.14 - Macrografia mostrando o efeito da redução de 0,2 m/ min na velocidade de alimentação do arame sobre a formação geométrica dos depósitos produzidos na transferência por projeção axial (Distância entre setas: 10 mm). Variáveis da forma da onda da corrente: Ip.: 300 A; tp: 4 ms; Ib: 102 A; tb: 5,5 ms Va: 4,8 m/ min; Curva característica em imposição de corrente Pressão: 2 bar.

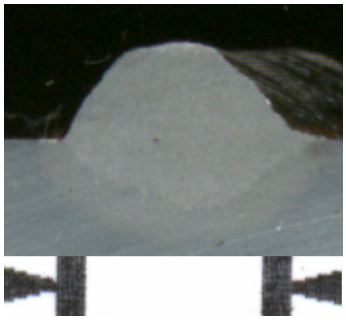


Figura 5.15 - Macrografia mostrando o efeito da redução de 0,5 m/ min na velocidade de alimentação do arame sobre a formação geométrica dos depósitos produzidos na transferência por projeção axial (Distância entre setas: 10 mm). Variáveis da forma da onda da corrente: Ip.: 300 A; tp: 4 ms; Ib: 102 A; tb: 5,5 ms Va: 5,5 m/ min; Curva característica em imposição de corrente Pressão: 2 bar.

Com relação a influência da curva característica da fonte de energia, verificou-se que a pressão não exerceu influência sobre os valores de corrente na soldagem com curva característica tombante (fig. 5.16 e 5.17). Variações que surgiram na corrente durante o período de arco podem ser associadas à perturbações no arco devido a uma transferência mais instável. A ocorrência de variações na tensão se manifestou de forma mais acentuada na soldagem com transferência por projeção axial, algo que deve ocorrer devido à tendência do arco assumir um maior comprimento. Neste modo de transferência observou-se que a existência de flutuações na tensão da ordem de 40 V influem na magnitude do pico de corrente devido ao valor da tensão em vazio do equipamento (fig. 5.18).

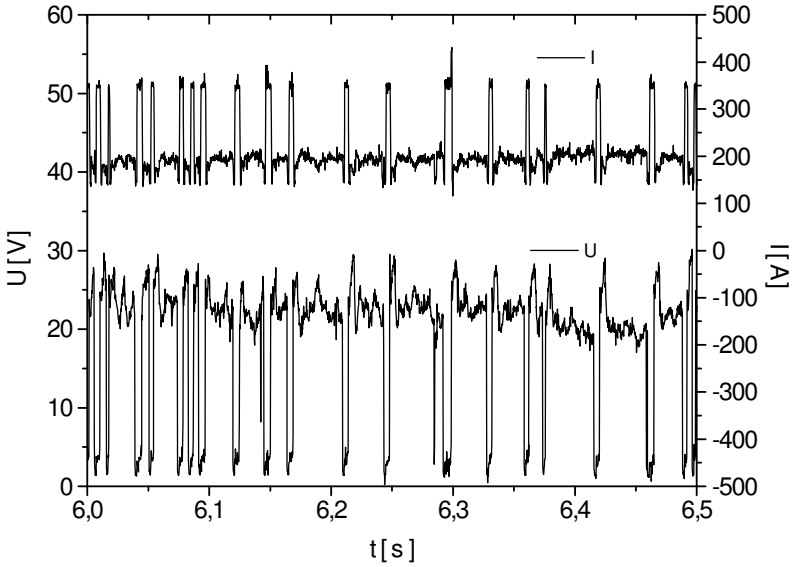


Figura 5.16 - Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representativos da soldagem com transferência em dois níveis de corrente. Valores de referência da corrente Ia: 194 A; Icc: 300 A. Curva característica da fonte: tombante (CCTB). Pressão: 6,4 bar.

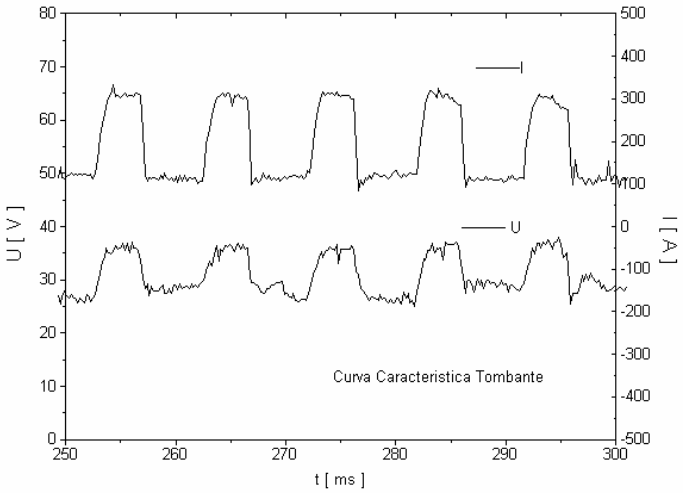


Figura 5.17 - Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representativos da soldagem com transferência por projeção axial. Curva característica da fonte: tombante (CCTB). Valores de referência da corrente. Ip: 300 A; Ib: 102 A. Pressão: 6,4 bar.

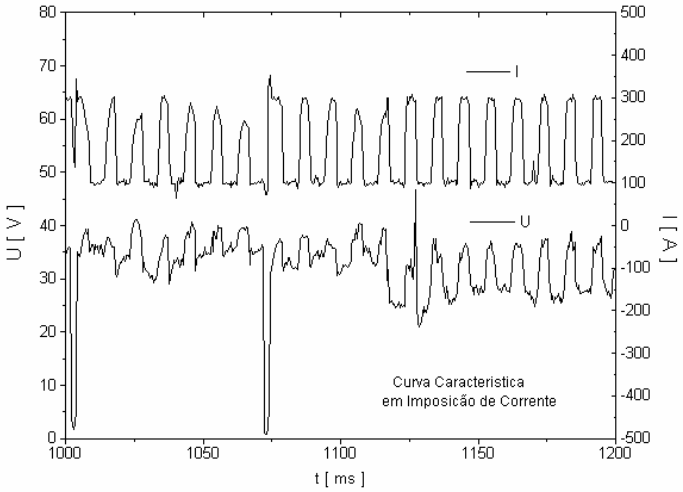


Figura 5.18 - Oscilogramas de tensão {U} e de corrente {I} representativos da soldagem com transferência por projeção axial. Curva característica da fonte: imposição de corrente (CCIC). Valores de referência da corrente. Ip: 300 A; Ib: 102 A; Pressão: 6 bar.

Pela análise dos resultados, concluiu-se que o incremento na incidência e na duração dos curtos-circuitos evidencia que, em pressões crescentes, ocorre uma diminuição no espaço livre entre a extremidade do eletrodo e a poça de fusão (comprimento do arco). O fenômeno mostra-se análogo àquele observado na soldagem com transferência por curto-circuito convencional quando a tensão de referência é progressivamente reduzida. Nesta situação, mantidos os demais parâmetros e variáveis constantes, a redução na $\{U_{ref}\}$ promove, inicialmente, um aumento na frequência de transferência, passando para o surgimento de curtos-circuitos de longa duração quando a redução se torna mais acentuada. Tal qual observado na soldagem em ambiente hiperbárico, muito embora seja uma variação pequena, este comportamento traduz uma redução na capacidade de fusão do eletrodo durante o período de arco. Tomando por base procedimentos de soldagem determinados a pressão de 1,02 bar, devido a redução na capacidade de fusão do eletrodo em ambiente hiperbárico, tem-se que:

a – caso a velocidade de alimentação do arame seja mantida constante, para restaurar as condições de equilíbrio torna-se necessário elevar a corrente de soldagem;

b - caso a corrente se mantenha constante, a velocidade de alimentação do arame deve ser reduzida, de forma a restabelecer um afastamento entre a extremidade do eletrodo e a poça de fusão.

6 - Conclusões

O objetivo principal de desenvolver a soldagem MIG em ambiente hiperbárico foi atendido através da montagem de um célula para a condução de ensaios, pelo desenvolvimento de duas metodologias voltadas ao controle da forma de onda da corrente aplicadas ao modo de transferência por curto-circuito e pela execução de ensaios em ambiente hiperbárico, tanto com a processo transcorrendo com transferência por curto-circuito, quanto por projeção axial.

Quanto aos objetivos específicos, tem-se a comentar:

6.1 – Com Relação as Expressões Utilizadas para a Construção de um Controle Sinérgico

6.1.1 - A relação proposta na forma

$$Va = C_1.Ief^2 + C_2$$

,

mostrou-se válida para estabelecer uma associação entre a velocidade de alimentação do arame (Va) e a corrente eficaz {Ief} na transferência metálica por curto-circuito.

6.1.2 - Na transferência por curto-circuito o volume fundido (Vf_{tmt}) e a energia gerada ao longo do período de arco ($\int Ia_2(t).dt$) podem ser associados por uma expressão na forma

$$\frac{Vf_{tmt}}{\int Ia^2(t).dt} = C_1 + C_2.\frac{1}{Ia^2}$$

,

onde {C_1} e {C_2} correspondem a constantes experimentais e {Ia} a corrente durante o período de arco.

6.1.3 – Com base nestas duas expressões é possível estabelecer um conjunto de expressões para desenvolver um controle sinérgico aplicado ao modo de transferência por curto-circuito com controle em três níveis de corrente.

6.2 - Com a Relação a Metodologia que se Baseia em um Pulso de Corrente para Produzir um Glóbulo de Dimensões Adequadas na Transferência por Curto-Circuito

Ao serem analisados os resultados obtidos com a metodologia de controle da transferência por curto-circuito, baseada em três níveis de corrente, verificou-se que as combinações de amplitude e de duração do pulso que conduzem à uma transferência por projeção estável, com arames de 1,2 mm, resultaram na formação de depósitos de elevada convexidade. Esta característica indica que a formação geométrica dos depósitos está muito mais associada ao tempo de duração do período de arco do que à magnitude do pulso de corrente. Em seu aspecto mais geral, as melhores combinações corresponderam àquelas onde o pulso apresentou menor amplitude e maior largura, com uma corrente de base mais elevada.

6.3 - Com Relação a Forma de Onda da Corrente de Soldagem

6.3.1 - A metodologia baseada em três níveis de corrente produziu uma transferência caracterizada pela regularidade de formação e destacamento das gotas metálicas. Entretanto, as tentativas de modificar o ângulo de molhamento dos depósitos, mantendo uma corrente de base {Iab} baixa mostraram-se infrutíferas;

6.3.2 – Com relação a formação geométrica dos depósitos, a metodologia baseada em dois níveis de corrente apresentou um desempenho mais satisfatório por permitir introduzir modificações na geometria dos cordões mediante mudanças na corrente de arco {Ia}.

6.4 - Com Relação a Soldagem em Ambiente Hiperbárico

6.4.1 - Mantidos os mesmos parâmetros e variáveis que conduziram a bons resultados na soldagem a 1,02 bar, com o aumento da pressão identificou-se um aumento na frequência da transferência metálica e na duração dos curtos-circuitos, quando muitos se prolongaram por mais de 5 ms;

6.4.2 - Pela análise dos resultados, concluiu-se que o incremento na incidência e na duração dos curtos-circuitos evidencia que, em pressões crescentes, ocorre uma diminuição no espaço livre entre a extremidade do eletrodo e a poça de fusão (comprimento do arco). O fenômeno mostra-se análogo àquele observado na soldagem com transferência por curto-circuito convencional quando a tensão de referência é progressivamente reduzida;

6.4.3 - Tomando por base procedimentos de soldagem determinados a pressão de 1,02 bar, devido a redução na capacidade de fusão do eletrodo em ambiente hiperbárico, tem-se que:

a - caso a velocidade de alimentação do arame seja mantida constante, para restaurar as condições de equilíbrio torna-se necessário elevar a corrente de soldagem;

b - caso a corrente se mantenha constante, a velocidade de alimentação do arame deve ser reduzida, de forma a restabelecer um afastamento entre a extremidade do eletrodo e a poça de fusão.

6.4.4 - De uma forma geral, os depósitos que apresentaram geometria mais favorável foram aqueles obtidos com transferência por projeção axial com arco curto. Esta tendência se manteve ao longo da faixa de pressões analisadas (1,02 a 6,4 bar). Entretanto, a soldagem com este modo de transferência está vinculada à um ajuste de variáveis que permita manter um comprimento de arco pequeno. Caso a coluna do arco cresça em dimensões, não somente a transferência se desloca para uma situação de grande instabilidade, mas passam a surgir dificuldades para uma fonte de soldagem com tensão em vazio de 65 V manter um fluxo de corrente elevado. Neste sentido, a transferência por curto-circuito mostrou-se mais imune às flutuações da tensão do arco;

6.4.5 - Foram obtidos bons resultados na transferência por curto-circuito com controle baseado em dois níveis de corrente. Entretanto, em ambiente hiperbárico, a possibilidade de alterar a largura dos depósitos, mediante a elevação de {Ia}, mostrou-se limitada. Diante da necessidade de impor limites a esta variável, os depósitos acabaram apresentando largura equivalente àqueles produzidos com controle baseado em três níveis de corrente;

6.4.6 - Apesar das condições adversas impostas pelo ambiente hiperbárico, o controle baseado em três níveis de corrente pode manter sua característica de conduzir a transferência com uma elevada regularidade de formação e destacamento dos glóbulos metálicos.

7 - Sugestões para Trabalhos Futuros

Tendo em vista os resultados encontrados, ficam como sugestões de desenvolvimento para trabalhos futuros os itens abaixo relacionados.

Considerando os efeitos que a pressão ambiente exerce sobre a coluna do arco, torna-se importante pelo desenvolvimento de metodologias que venham a permitir a manutenção de um comprimento do arco mesmo diante de variações na altura de tomada de corrente. Esta necessidade de torna extremamente importante na soldagem com transferência por projeção axial por esta se desenvolver com um comprimento de arco superior àquele que se forma na soldagem com transferência por curto-circuito. A utilização da característica tombante poderá servir a estes propósitos, em especial se inserida em uma metodologia que permita a correção simultânea da duração dos períodos de pulso e de base.

Diante dos bons resultados encontrados, sugere-se incorporar ao controle da forma de onda da corrente em dois níveis mecanismos que permitam a manutenção das condições da transferência independente da pressão ambiente ou da altura de tomada de corrente. A elevada sensibilidade desta metodologia às variações na corrente indica que um controle desta natureza se torna viável.

Como não poderia deixar de ser, torna-se necessário estender a aplicação da soldagem em ambiente hiperbárico à outras posições de soldagem com o intuito de verificar o comportamento dos diferentes modos de transferência e metodologias de controle em situações mais desfavoráveis.

[1] -MASUBUCHI, K. – **Recent Topics in Underwater Welding**. Proc. EVALMAT 89, 1989. Pp.: 771-785.

[2] -DENNIS, R., CAYL, D., MARINO, J., MAGHES, A., REYNOLDS, T. and SMITH, R. - **Case Studies of Successful Underwater Repair**. International Workshop on Underwater Welding of Marine Structures. American Bureau of Shipping. New Orleans, Louisiana, USA. 1994. Pp.: 245-277.

[3] - MAGHES, A., REYNOLDS, T. and SMITH, R. - **Hurricane "Andrew" Dameged Platform Repaired by Wet Welding**. Workshop on Underwater Welding of Marine Structures. American Bureau of Shipping. New Orleans, Louisiana, USA. 1994. Pp.: 279-293.

[4] - POPE, A., TEIXEIRA, J. C., PIZA, M. T e SANTOS, V. R. - **Soldagem Submarina Molhada: Desenvolvimentos Recentes e Perspectivas de Aplicação em Reparos Submarinos**. Anais do XXII ENTS, Blumenau/ SC, 1996. Pp.: 707-716.

[5] - KNAGENHJELM, H. - **Deep Hyeprbaric Welding Mechanization/ Automation**. Proc. Int. Conf. Underwater Welding, 1983. Pp.: 241-249.

[6] -Van der Torre, D and SPIKES, M. - **Remote-controlled Underwater Welding in the Dry**. Proc. Int. Conf. Underwater Welding, 1983. Pp.: 191-198.

[7] - SANTOS, V. SANTOS, J. and MANZENRIEDER, H. - **Project UWT 3 "Hyperbaric Welding**" - Final Report, 1992.

[8] - PERLMAN, M., PENSE, A. W. and STOUT, R. D. - **Ambient Pressure Effects on Gas Metal-Arc Welding of Mild Steel**. Weld. J., June, 1969.Pp.: 231s-238s.

[9] - SANTOS, J., JORGE, J. e SANTOS, J. – **Soldagem Hiperbárica: Perspectivas do Processo MIG/ MAG para Aplicações em Reparos de Dutos Submarinos em Águas Profundas**. Anais do XXII ENTS, Blumenau, 1996. Ed. ABS. Pp.: 741-751.

[10] - SANTOS, J., e SANTOS, J. – Project UWT 12 – **"Basic Developments for a Robotic Repair Station"-** Final Report, 1995.

[11] - Report of DeepWater Hyperbaric Welding Programme. Marine Technology Centre. Cranfield University. 1998.

[12] - **Prioritized List of Research and Development Needs in Underwater Welding/ Inspection**. Int. Workshop on Underwater Welding of Marine Structure, 1994. Ed. American Bureau of Shipping, New York.

[13] -LESNEWICH, A. - **Electrode Activation for Inert Gas Shielded Metal Arc Welding**. Weld. J., V.12, N.34, 1955. Pp:. 1167-1178.

[14] - WATANABE, I., SUZUKI, M. and KOJIMA, T. - **The Arc Phenomenon in Large Current MIG Arc Welding.** Arc Phys. and Weld Pool Behaviour, Ed. IIW, 1979.Pp.: 177-192.

[15] - REED-HILL. **Princípios de Metalurgia Física**. Ed. Guanabara 2, 2ª ed. 1982.

[16] - ESSERS, W. and VAN GOMPEL, M. - **Arc Control with Pulsed GMA Welding**. Weld. J., V. 63, N. 6, 1984. Pp.: 26-32.

[17] - MATSUWANA, A. and NISHIGUCHI, K. - **Arc Characteristics in High Pressure Argon Atmosferes**. Arc Phys. and Weld Pool Behaviour, Ed. IIW, 1979. Pp.: 123-134.

[18] - BUSZ-PEUCKERT, G. and FINKELNBURG, W. Z. - F. Physic, V. 144, 1956. P. 244.

[19] - MILNER, D. R., SALTER, G. R. and WILKINSON, J. B.- **Arc Characteristics and their Significance in Welding**. BWJ, February, 1969. Pp.: 73 - 88.

[20] - DYATLOV, V. I. - **The Volt-Ampere Characteristic of the Constricted Arc**. Autom. Weld., N. 1, 1961. Pp.: 13-18.

[21] - DINULESCU, H. A. and PFENDER, E. - **Analysis of the Boundary Layer of High Intensity Arcs**. J. Appl. Phys., V. 51, N. 6, 1980.Pp.: 3149-3157.

[22] - COBINE, J. D. - Gas**eous Conductors - Theory and Engineering Applications, 2ª**. Ed., 1958. Ed. Dover Publications, Inc., New York.

[23] - NEMCHINSKI, V.A. - **Plasma Parameters Near a Small Anode in High-Pressure Arc (Gas Metal Arc Welding).** J. Phys. D: Appl. Phys. 27,1994. Pp.: 2515-2521.

[24] - LUDWIG, H. C. - **Current Density and Anode Spot Size in the Gas Tungsten Arc**. Weld. J., May, 1968. Pp.: 234s- 240s.

[25] - MORTON, H. S. and GAGE, R. M. - **Arc Properties in the Five Rare Gases**. Symp. on Arcs in Inert Atmospheres and Vacuum. 1956. Ed. W. E. Kuhn.

[26] - GOLDMAN, K. - **Effect of Anode Material on Arc Mechanism**. Brit. Weld. J., Sempt., 1965. Pp.: 430-434.

[27] - MANTEL, W. - Linde-Berichte, Vol. 12, 1961. P.: 40.

[28] - GLICKSTEIN, S.S. - **Arc Modelling for Welding Analysis**. Int. Conf. On Arc Phys. And Weld Pool Behaviour. Ed. TWI, 1979. Pp: 1-16.

[29] - DUNN, G. J. and EAGAR, T.W. - **Metal Vapors in Tungsten Arcs: Part II. Theorical Calculations of Transport Properties**. Metal. Trans., V. 17A, October, 1986. Pp.: 1865-1871.

[30] - DUNN, G. J., ALLEMAND, C. D. and EAGAR, T.W. - **Metal Vapors in Tungsten Arcs: Part I. Spectroscopy and Monochromatic Photography**. Metal. Trans., V. 17A, October, 1986. Pp.: 1851-1863.

[31] - QUITES, A. M. e DUTRA, J. C. – T**ecnologia da Soldagem a Arco**, 1ª Ed, 1979. Ed. EDEME, Florianópolis.

[32] - LUDWIG, H. C. - **Plasma-Energy Transfer in Gas-Shielded Welding Arcs**. Weld. J., july, 1959. Pp: 296s - 300s.

[33] - NOTTINGHAM, W. B., Phys. Rev., 28, 1926. P. 764.

[34] - NOTTINGHAM, W.B., A.I.E.E., Trans., 42, 1923. P. 302.

[35] - GOLDMAN, K. - **Eletric Arcs in Argon - Volt-Amp and Volt-Arc Gap Characteristics**. Symp. Phys. of the Welding Arc. IIW, 1962. Pp. 17-22.

[36] - Symp. Phys. of the Welding Arc. IIW, 1962. Discussion, Pp. 61-64.

[37] - SUITS, G.,- Phys. Rev., 46, 1934. Pp.: 252.

[38] - HALMOY, E. - **Pulsating Welding Arcs**. IIW Doc. 212-457-79.

[39] - MADATOV, N. M. - **Some Peculiarities of na Underwater Arc**. Autom. Weld., N.3, 1972. Pp.: 72, 76.

[40] -HEILE, R. and HILL, D. - **Particulate Fume Generation in Arc Welding Process**. Weld. J., July, 1975. Pp.: 201s-210s.

[41] -BUSCHINSKII, V. - **Effects of the Form of Electrode Metal Transfer on its Vaporization. Autom**. Welding, N 3,1983. Pp.: 28-30.

[42] -OGAWA, Y., SAKAKIBARA, J. and MATSUOKA, S. - **Weld Fumes in High Pressures MIG Welding.** OMAE - V III-A, Materials Engineering, 1992. Ed. ASME.

[43] - SUGA, Y. and HASUI, A. - **Arc Characteristics in High Pressure Helium Atmosphere**. Weld. In., N. 2, 1989. Pp.: 131-136.

[44] - HIRATA, Y., OMURA, T., GOTO, N. and OHJI, T. - **Numerical Model of Short-Circuiting Transfer Process in GMA** Welding. Seventh Int. Conf. oc Computer Techn. in Weld., San Francisco, 1997. NIST. Ed. T. Swiert. Pp.: 279-287.

[45] - MATSUNAWA, A. - **Role od Surface Tension in Fusion Welding**. IIW DOC. 212.618.85. Ed. IIW, 1985.

[46] - CHERNY, O. - **Effect of Surface Tension Force on Electrode Metal Transfer**. Weld. Int., V. 9, N. 4, 1995. Pp.: 305-307.

[47] - HESLOT, F. - **Wettability Phenomena Applying the "Bath" and "Droplet" Measurements Methods**. Weld. Int., V. 12, N. 1, 1998. Pp.: 305-307.

[48] - HEIPLE, C. and ROPER, J. - **Mechanism for Minor Element Effect on GTA Fusion Zone Geometry**. Weld. J., June, 1982. Pp.: 97s-102s.

[49] - WEN, J. and LUNDIN, C. D. - **Technical Note: Surface Tension of 304 Stainless Steel under Welding Condition**. Weld. J., May, 1986. pp.: 138s.

[50] - XIAO, Y. H. and den Ouden, G. - **Measurements of Surface Tension of Liquid Metal and Alloys Under Arc Welding Conditions**. IIW Doc. 212-875-94.

[51] - RESNICK, R. e HALLIDAY, D. - Coleção Física, V. 3, 3ª Ed., 1980. Ed. Livros Técnicos e Científicos Ed. SA, Rio de Janeiro.

[52] - NEMCHINSKI, V. A . - **Size and Shape of the Liquid Droplet at the Molten Tip of na Arc Electrode.** J. Phys. D.: Appl. Phys., V 27, 1994. Pp.: 1433-1442.

[53] - AMSON, J. C. - **Lorentz Force in the Molten Tip of na Arc Electrode**. Brit. J. Appl. Phys., V 16, 1965. Pp.: 1169-1179.

[54] - NEMCHINSKI, V. A .- **The Effect of the Type of Plasma Gas on Current Constriction at the Molten Tip of an Electrode**. J. Phys. D: Appl. Phys., 29, 1996. Pp.: 1202-1208.

[55] - JONES, EAGAR e LANG - **A Dynamic Model of Drops Detaching from a Gas Metal Arc Welding Electrode**. J. Phys. D.: Appl. Phys., V 31, 1998. Pp.: 107-123.

[56] - LUDWIG, H. C. - Metal Transfer Characteristics in Gas-Shielded Arc Welding. Weld. J., January, 1957. pp.: 23s - 26s.

[57] - SERDJUK, G. - **Magnetic Forces in Arc Welding Metal Transfer**. Symp. Phys. of the Welding Arc. IIW, 1962. Pp.: 175-180.

[58] - ZHANG, M., LIGUO, E. and KOVACEVIC, R. - **Active Metal Transfer Control by Monitoring Excited Droplet Oscillation**. Weld. J., Sept., 1998. pp.: 338s - 395s.

[59] - EUROPEAN PATENT APPLICATION - EP O 273 540 A1, 1987.

[60] - ZARUBA, I. I. - **The Nature of Short-Circuits of the CO_2 Welding Arc.** Autom. Weld., V. 26, N. 5, 1973. Pp.: 14 - 17.

[61] - SMITH, A. A. – **Characteristics of the Short Arcing CO_2 Shielded Arc**. Brit. Weld. J., V 10, N 10, 1963. Pp: 571-586.

[62] -COOKSEY, C.J. and MILNER., D.R. - **Metal Transfer in Gas-Shielded Arc Welding**. Symp. Phys. of the Welding Arc. IIW, 1962. Pp.: 123-132.

[63] - WAZINSKI, J. and GRAAT, L. - **Experimental Investigation of the Forces Acting on a Drop of Weld Metal.** Weld. J., V. 62, N. 4, 1983. Pp.: 108s-116s.

[64] - RICHARDSON, I. and NIXON, J. - **Open Arc Pulsed Current GMAW - Application to Hyperbaric Welding Operations**. OMAE, V. III, Materials Engineering, ASME, 1992. Pp.: 153 - 163.

[65] - LIN, M. and EAGAR, T. - **Influence of Arc Pressur on Weld Pool Geometry**. Weld. J., V. 64, N. 6, 1985. Pp.: 163s - 169s.

[66] - HEIPLE, C., ROPER, J., STAGNER, R. and ADEN, R - **Surface Active Element Effect on the Shape of GTA, Laser and Electron Beam Welds**. Weld. J., V. 62, N. 3, 1983. Pp.: 72s - 77s.

[67] - ESSERS, W. and WALTER, R. - **Heat Transfer and Penetration Mechanisms with GMA and Plsma-GMA Welding**. Weld. J., V. 60, N. 2, 1981. Pp.: 37s - 42s.

[68] - HAZLETT, T. B. e GORDON, G.M. - **Studies of Welding Arcs Using Various Atmospheres and Power Supplies**. Weld. J., August, 1957. pp.: 382s-386s.

[69] - KOUWENHOUVEN, W. B. and BENJAMIM JONES, T. - **Arc Phenomena with Electrode Moving at High Speed**. Weld. J., september, 1948. pp.: 470s-475s.

[70] - KIM, Y.S. and EAGAR, W. - **Analysis of Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding**. Weld. J., june, 1993. pp.: 269s, 278s.

[71] - HUTT, G. A. and LUCAS, W. - **Arc Disturbances in Consumable Electrode Welding - A Review of the Literature**. IIW Research Report 173/ 1982.

[72] - LUDWIG, H.C. - **Current Density and Anode Spot Size in the Gas Tungsten Arc**. Weld. J., may, 1968. pp.: 234s-240s.

[73] - LESNEWICH, **Control of Melting Rate and Metal Transfer in Gas-Shielded metal-Arc Welding. Pt 1: Control of Electrode Melting Rate**. Weld. J., V. 8, N. 37, 1958. Pp.: 343s-353s.

[74] - HALMOY, E, **Wire Melting, Droplet Temperature, and Effective Anode Melting Potencial**. Arc Physics and Weld Pool Behaviuor, Int. Conf. Proc., TWI, London, 1979. Pp.: 49 - 57.

[75] - DEFIZE, L.F. and van der WILLIGEN, P.C. - **Droplet Transfer During Arc Welding in Various Shielding Gases**. Brit. Weld. J., May, 1960. Pp.: 561-305.

[76] - WASZINK, J.H. and van der HAUVEL, G.J.P.M. - **Heat Generation and Heat Flow in the Filler Metal in GMA Welding.** Weld. J., 1982. Pp.: 269s-282s.

[77] - NEMCHINSKI, V.A. - **Heat and Mass Transfer in a Molten Droplet During GMA Welding.** Seventh Int. Conf. oc Computer Techn. in Weld., San Francisco, 1997. NIST. Ed. T. Swiert. Pp.: 269-278.

[78] - KIM, Y.S., McELIGOT, D.M.and EAGAR, T.W. - **Analysis of Electrode Heat Transfer in Gas Metal Arc Welding**. Weld. J., v. 70, 1991. Pp.: 20s-31s.

[79] - HILTUNEN, V. and PIETIKAINEN, J. - **Investigations and Observations on Material Transfer in Metal-Inert-Gas (MIG) Welding**. Arc Physics and Weld Pool Behaviuor, Int. Conf. Proc., TWI, London, 1979. Pp.: 147163.

[80] - ISHCHENKO, Y. and DYURGEROV, N. - **The Mechanism of Periodical Short-Circuits of the Arc Gap and the Stability of Welding with a Short Arc**. Svar. Proiz., N. 9, 1936. Pp.: 17-23.

[81] - GOHR, R. - **Projeto e Realização de uma Fonte de Energia para Soldagem Multi-Processo**. Dissert. Mestrado, UFSC, 1992.

[82] - BAIXO, C. e DUTRA, J. – **Influência da Taxa de Variação da Corrente na Regularidade em Soldagem MIG/MAG por Curto-Circuito**. Anais do XXI ENTS, Caxias do Sul, 1995. Ed. ABS. Pp.: 903-920.

[83] - BOUGHTON, P. and MACGREGOR, G. - Control of Short Circuiting in MIG-Welding. The Weld. Inst. P57/ 72. 1972.

[84] - OGASAWARA, T., MARUYAMA, T., SAITO, T., SATO, M. and HIDA, Y. - A **Power Source for Gas Shielded Arc Welding with New Current Wave Form**. Weld. J., March, 1997. Pp.: 57 - 63.

[85] - MITA, T. and SAKABE, A - **Quantitative Estimates of Arc Stability for CO_2 Gas Shielded Arc Welding**. Weld. Int., N. 2, 1988. Pp.: 152-159.

[86] - MITA, T. - **Reducing Spatter in CO_2 Gas-Shielded Arc Welding - Wave Control**. Weld. Int., N. 6, 1988. Pp.: 227-232.

[87] - MARUYAMA, T., OKADA, M., HIDA, Y., HONMA, M., and MINATO, T. - **Current Wave Form in Gas Shielded Arc Welding for Robotic Systems**. KOBELCO Technology Review, N 18, April, 1995. Pp.: 10-14.

[88] - YAMAMOTO, H., HARADA, S. and YASUDA, T. - **The Development of Welding Current Control Systems for Spatter Reduction.** Weld. Int., N. 4, 1990. Pp.: 398 - 407.

[89] - STAVA, E. - **A New, Low-Spatter Arc Welding Machine**. Weld. J., N. , V. 1, 1993. Pp.: 25-29.

[90] - NACEY, J. - **Fourth-Generation Inverters Add Artificial Intelligence to the Control of GMA-Welding**. Weld. J., January, 1993. P.: 31-34.

[91] - Richardson, I., BUCKNALL, P. and STARES, I. - **The Influence of Power Source Dynamics on Wire Melting Rates in Pulsed GMA Welding**. Weld. J., February, 1994. Pp.: 32s-37s.

[92] - DUTRA, J., BAIXO, C., OLLÉ, L. e GOHR, R. – In**strumentação para Estudo da Transferência Metálica em Soldagem MIG/ MAG por Curto-Circuito**. Anais do XXI ENTS, Caxias do Sul, 1995. Ed. ABS. Pp.: 867-888.

[93] - DUTRA, J. – Pr**ocedimento Computadorizado de Determinação, Seleção e Controle de Variáveis na Soldagem MIG/ MAG**. Tese de Doutorado, UFSC, 1989.

[94] - LUCHTENBERG, H., BAIXO, C. e DUTRA, J. – **Desenvolvimento de uma Nova Geração de Programas para a Análise Estatística da Soldagem a Arco**. Anais do XXII ENTS, Blumenau, 1996. Ed. ABS. Pp.: 421-434.