

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas

Tese de doutorado

**“Modelamento Matemático
do processo de soldagem GMAW”**

Autor: Ivan José de Santana
Orientador: Prof. Paulo José Modenesi

Maio/2010

Ivan José de Santana

Modelamento Matemático do Processo de Soldagem GMAW

Tese apresentada ao Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial para obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Metalúrgica e de Minas.

Área de Concentração: Metalurgia de Transformação.

Orientador: Prof. Paulo José Modenesi.

Belo Horizonte
Universidade Federal de Minas Gerais
Escola de Engenharia
2010

DEDICATÓRIA

À minha mãe, Quitéria Maria de Jesus Santana,
que não poupou esforços nos momentos mais desafiadores.

À minha esposa, Lilian Christine Miranda Silveira,
pelo amor, companheirismo e paciência.

Ao meu filho, Victor Miranda Silveira de Santana,
por me conduzir para a ternura e inocência quando necessário.

Por fim, aos que acreditam incondicionalmente no trabalho e na persistência.

AGRADECIMENTOS

Por acreditar que, ao longo da vida, por capricho ou por necessidade, pessoas especiais continuamente são incumbidas a interagir positivamente conosco. E como invariavelmente, por motivos óbvios, possivelmente nem sempre fui capaz de perceber com clareza o indivíduo nem a ação, fica aqui o registro dos meus agradecimentos a estes anônimos, porém de suma importância.

Isto posto, sinceros agradecimentos devem ser direcionados à pessoa do Professor Paulo J. Modenesi, que soube orientar sem imposições, sem comparações e de forma segura. E com poucas palavras, porém, sem poupar exemplos de postura, seriedade, moralidade e competência, contribuiu de forma inequívoca não só para a execução deste trabalho, como também, para nortear uma conduta profissional.

Agradeço à minha esposa, Lilian, por fazer parte da minha vida e assim tornar tudo muito mais fácil.

Estendo os meus agradecimentos:

Aos amigos de sempre, Marceliny Nardi Torrecilia e Aderci Ferreira de Freitas.

Aos amigos da PUC MG, em especial à: Pedro Kapler, Vinícius Maia de Sá, Carlos Eduardo dos Santos, Jomar Delvedio Francisco, Prof. José Rubens Gonçalves Carneiro, Prof. José Eduardo Brandão e Prof. Sérgio de Moraes Hanriot.

Aos amigos do CEFET MG, em especial à, Wanderlei F. de Freitas, Joel R. Brandão, Nilton S. Maia, Rachel M. Osthues, Maria Celeste M. S. Costa e João Paulo M. Souza.

Aos amigos do laboratório LRSS (UFMG), onde o trabalho foi desenvolvido, e em especial aos Professores: Alexandre Queiroz Bracarense e Eduardo José Lima II.

Finalmente, à Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais (FAPEMIG) pelo apoio financeiro ao desenvolvimento deste trabalho.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURA	viii
LISTA DE TABELAS	xviii
LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS.....	xxv
RESUMO	xxxii
ABSTRACT.....	xxxiii
CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO 2 - OBJETIVOS	4
CAPÍTULO 3 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	5
3.1 - Introdução.....	5
3.2 - Modos de transferência metálica	6
3.3 - Teorias para a transferência de metal na soldagem GMAW	19
3.4 - Gases de proteção	22
3.5- Características do arco elétrico.....	26
3.6 - Fontes de soldagem	29
3.7 - Características do processo GMAW	34
3.8 - Circuito elétrico do processo GMAW	40
3.9 - Modelamento matemático do processo GMAW - visão geral da literatura	41
CAPÍTULO 4 - DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS.....	53
4.1 - Modelo matemático estático.....	53
4.2 - Modelo matemático dinâmico	55
CAPÍTULO 5 - EQUIPAMENTOS E MATERIAIS	57

5.1 - Fonte de energia	57
5.2 - Equipamento de aquisição e análise dos dados	58
5.3 - Equipamento para soldagem mecanizada.....	58
5.4 - Tochas e periféricos.....	59
5.5 - Equipamento para medição da velocidade de deslocamento do arame.....	59
5.6 - Metal base (corpos-de-prova).....	59
5.7 - Gases de proteção	60
5.8 - Metal de Adição	60
 CAPÍTULO 6 - METODOLOGIA	61
6.1 - Introdução.....	61
6.2 - Elaboração e padronização de procedimentos operacionais	64
6.2.1 - Testes de soldagem	64
6.2.2 - Regulagem e controle da velocidade de alimentação do arame.....	65
6.2.3 - Medição do comprimento do arco elétrico	67
6.3 - Desenvolvimento e execução de procedimentos para obtenção de dados de entrada para os modelos	69
6.3.1 - Determinação do <i>Slope</i> da fonte	69
6.3.2 - Determinação da indutância da fonte	70
6.3.3 - Determinação da resistividade do arame-eletrodo	72
6.3.4 - Determinação das quedas de tensão no arco	75
6.3.5 - Influência da frequência de aquisição de dados.....	80
6.3.6 - Determinação dos coeficientes α e β	81
6.4 - Validação do modelo estático.....	83
6.5 - Validação do modelo dinâmico	85
 CAPÍTULO 7 - RESULTADOS E DISCUSSÕES	90
7.1 - Resultados referentes à elaboração e padronização de procedimentos	90
7.1.1 - Regulagem e medição da velocidade de alimentação	90
7.2 - Resultados referentes aos procedimentos para obtenção e avaliação de dados de entrada para os modelos	93
7.2.1 - Determinação do <i>Slope</i> da fonte	93

7.2.2 - Determinação da indutância	94
7.2.3 - Determinação da resistividade do arame-eletrodo	97
7.2.4 - Determinação das quedas de tensão no arco	109
7.2.5 - Determinação da influência da frequência de aquisição de dados	122
7.2.6 - Determinação dos coeficientes α e β	123
7.3 - Validação do modelo estático	126
7.4 - Validação do modelo dinâmico	129
7.4.1 - Verificação da rotina computacional	129
7.4.2 - Verificação da influência de alguns dados de entrada no modelo	131
7.4.3 - Validação do modelo dinâmico em condições de arco aberto	134
7.4.4 - Validação do modelo dinâmico em condições de curto-circuito	139
 CAPÍTULO 8 - CONCLUSÃO	 147
 CAPÍTULO 9 - CONTRIBUIÇÕES ORIGINAIS AO CONHECIMENTO	 150
 CAPÍTULO 10 - RELEVÂNCIA DOS RESULTADOS.....	 152
 CAPÍTULO 8 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	 153
 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	 154
 PUBLICAÇÕES DO AUTOR RELACIONADAS AO TRABALHO.....	 165
 ANEXO A	 166

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 -	Modos de transferência metálica de acordo com o IIW.....	7
Figura 3.2 -	Proposta de classificação dos modos de transferência de metal.....	8
Figura 3.3 -	Imagens obtidas a partir de filmagem de alta velocidade da transferência metálica por curtos-circuitos.....	9
Figura 3.4 -	Oscilograma de corrente: transferência metálica por curtos-circuitos, arame AWS-70S6, com 1,2 mm de diâmetro, gás de proteção Ar-2%O ₂	10
Figura 3.5 -	Oscilograma de tensão: transferência metálica por curtos-circuitos, arame AWS-70S6, com 1,2 mm de diâmetro, gás de proteção Ar-2%O ₂	10
Figura 3.6 -	Imagens obtidas a partir de filmagem de alta velocidade da transferência metálica globular.....	11
Figura 3.7 -	Oscilograma de corrente: transferência metálica globular, arame AWS-70S6 com 1,2 mm de diâmetro, gás de proteção Ar-25%CO ₂	12
Figura 3.8 -	Oscilograma de corrente: transferência metálica globular, arame AWS-70S6 com 1,2 mm de diâmetro, gás de proteção Ar-25%CO ₂	12
Figura 3.9 -	Transferência metálica: (a) <i>spray</i> projetado, 300A, (b) <i>spray</i> com alongamento, 360 A, e (c) início de <i>spray</i> rotacional, 480 A.....	13

Figura 3.10 -	Oscilograma de corrente: transferência metálica <i>spray</i> projetado, arame AWS-70S6 com 1,2 mm de diâmetro, gás de proteção Ar-2%O ₂	14
Figura 3.11 -	Oscilograma de tensão: transferência metálica <i>spray</i> projetado, arame AWS-70S6 com 1,2 mm de diâmetro, gás de proteção Ar-2%O ₂	14
Figura 3.12 -	Terminologia aplicada em GMAW-P: I_p - corrente de pico, I_b - corrente de base, I_c - corrente de transição, I_m - corrente média, t_p - tempo de pico e t_b - tempo de base.....	16
Figura 3.13 -	Oscilogramas de corrente e tensão em GMAW-P: arame AWS - 70S6; com 1,2 mm de diâmetro, gás de proteção Ar-2%O ₂	17
Figura 3.14 -	Perfis de penetração e de transferência metálica, típicos em soldagem GMAW com diferentes gases de proteção.....	24
Figura 3.15 -	Gráfico esquemático da condutividade térmica dos gases em função da temperatura.....	26
Figura 3.16 -	Imagem do arco elétrico durante soldagem com o processo TIG	27
Figura 3.17 -	Desenho esquemático da divisão e distribuição das quedas de tensão no arco elétrico.....	27
Figura 3.18 -	Desenho esquemático das curvas características de fontes convencionais de (a) corrente constante e (b) tensão constante...	32
Figura 3.19 -	Valores de indutância máxima e mínima para três fontes convencionais diferentes.....	33
Figura 3.20 -	Curva característica de uma fonte convencional: U_0 - tensão em	

	vazio e M - inclinação da fonte (<i>slope</i>).....	33
Figura 3.21 -	Variáveis do processo: h - distância entre o bico de contato e a peça, L_a - comprimento do arco; S - comprimento de arame energizado, f - velocidade alimentação; W - velocidade de fusão.....	35
Figura 3.22 -	Desenho esquemático do circuito elétrico do processo GMAW: U_{circ} - tensão no circuito, L - indutância da fonte, R_p - resistência parasita, R_b - resistência entre o bico de contato e o arame, R_a - resistência do arame e R_g - resistência da gota.....	41
Figura 3.23 -	Oscilogramas de tensão (a) experimental e (b) simulado: U_0 de 25 V, f de 137 mm/s, arame com 0,9 mm de diâmetro e h de 20 mm.....	46
Figura 3.24 -	Oscilogramas de corrente (a) experimental (b) simulado: U_0 de 25 V, f de 137 mm/s, arame com 0,9 mm de diâmetro e h de 20 mm.....	47
Figura 3.25 -	Frequência de curtos-circuitos em relação a variação da tensão em vazio: f de 119 mm/s, arame com 1,2 mm de diâmetro e h de 20 mm.....	47
Figura 3.26 -	Oscilogramas de tensão (a) experimental (b) simulado: U_0 de 21,2 V, f de 82,1 mm/s, arame com 1,2 mm de diâmetro, h de 19 mm e argônio puro.....	49
Figura 3.27 -	Oscilograma de corrente (a) experimental (b) simulado. U_0 de 21,2 V, f de 82,1 mm/s, arame com 1,2 mm de diâmetro, h de 19 mm e argônio puro.....	49
Figura 3.28 -	Oscilogramas de tensão (a) experimental e (b) simulado: arame com 1,2 mm de diâmetro, f de 118 mm/s e U_0 de 21 V.....	50

Figura 3.29 -	Oscilogramas de corrente (a) experimental e (b) simulado: arame com 1,2 mm de diâmetro, f de 118 mm/s e U_0 de 21 V....	51
Figura 3.30 -	Frequência de curtos-circuitos em relação a variação da tensão em vazio: f de 118 mm/s, arame com 1,2 mm de diâmetro.....	51
Figura 5.1 -	Desenho esquemático do sistema de soldagem mecanizado.....	58
Figura 6.1 -	Fluxograma que representa a elaboração e validação do modelo estático.....	61
Figura 6.2 -	Fluxograma que representa a elaboração e validação do modelo dinâmico.....	64
Figura 6.3 -	Sistema de roletes responsável pelo arraste do arame (desacoplado).....	66
Figura 6.4 -	Sistema de roletes responsável pelo arraste do arame (acionado).....	67
Figura 6.5 -	Desenho esquemático da padronização do comprimento do arco elétrico.....	68
Figura 6.6 -	Desenho esquemático do procedimento para medição do comprimento de arco elétrico.....	68
Figura 6.7 -	Desenho esquemático do aparato para a determinação das curvas característica da fonte.....	69
Figura 6.8 -	Exemplo de oscilograma de resistência elétrica do circuito de soldagem (transferência por curtos-circuitos).....	72
Figura 6.9 -	Exemplo de gráfico de resistência elétrica do circuito de soldagem versus corrente elétrica obtido.....	73

Figura 6.10 -	Desenho esquemático das resistências elétricas verificadas durante o momento de curto-circuito.....	73
Figura 6.11 -	Desenho esquemático do procedimento para determinar os valores de U_{ac} utilizando oscilograma de tensão.....	75
Figura 6.12 -	Desenho esquemático do procedimento para determinar os valores de U_{ac} utilizando os oscilogramas.....	76
Figura 6.13 -	Desenho esquemático do procedimento experimental para determinar o valor do campo elétrico.....	78
Figura 7.1 -	Velocidade de alimentação em função da tensão plicada ao motor (U_{motor}), sem arraste de arame.....	90
Figura 7.2 -	Velocidade de alimentação em função da tensão plicada ao motor (U_{motor}), com arraste de arame.....	91
Figura 7.3 -	Calibração do medidor de velocidade de deslocamento de arame.....	92
Figura 7.4 -	Curvas características da fonte (VI-400).....	93
Figura 7.5 -	Valore de <i>slope</i> em função da tensão em vazio.....	94
Figura 7.6 -	Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 3,6 m/min e U_0 de 24 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.....	98
Figura 7.7 -	Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 5,4 m/min e U_0 de 28 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.....	98
Figura 7.8 -	Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 7,3 m/min e U_0 de 31 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de	

	aquisição 3 s.....	98
Figura 7.9 -	Resistividade em função da velocidade de alimentação (Ar - 2%O ₂).....	101
Figura 7.10 -	Resistividade em função da corrente média, gás de proteção Ar - 2%O ₂	101
Figura 7.11 -	Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 4,8m/min, h de 10 mm, U_0 de 26 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.....	103
Figura 7.12 -	Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 5,4 m/min, h de 14 mm, U_0 de 26 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.....	103
Figura 7.13 -	Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 6,1 m/min, h de 15 mm, U_0 de 26 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.....	103
Figura 7.14 -	Oscilogramas de tensão: f de 3,0 m/min, U_0 de 24 V e h de 15 mm, tempo de aquisição 3s, frequência de 5 kHz e Ar - 25%CO ₂	106
Figura 7.15 -	Oscilogramas de tensão: f de 3,7 m/min, U_0 de 25 V e h de 15 mm, tempo de aquisição 3s, frequência de 5 kHz e Ar - 25%CO ₂	106
Figura 7.16 -	Oscilogramas de tensão: f de 4,9 m/min, U_0 de 27 V e h de 15 mm, tempo de aquisição 3 s, frequência de 5 kHz e Ar - 25%CO ₂	106
Figura 7.17 -	Oscilogramas de tensão: f de 5,6 m/min, U_0 de 29 V e h de 15 mm, tempo de aquisição 3 s, frequência de 5 kHz e Ar - 25%CO ₂	107

Figura 7.18 -	Resistividade em função da corrente média: gás de proteção Ar - 25%CO ₂	107
Figura 7.19 -	Valores calculados da resistividade média em função da corrente média: gás de proteção Ar - 2% O ₂ e Ar - 25% CO ₂	108
Figura 7.20 -	Queda de tensão anódica e catódica (U_{ac}) em função de h	110
Figura 7.21 -	Oscilograma de tensão de um dos testes com U_0 de 26 V, f de 5,4 m/min e h de 15 mm: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.....	112
Figura 7.22 -	Oscilograma de tensão de um dos testes com U_0 de 28 V, f de 5,4 m/min e h de 15 mm: frequência de aquisição 5 kHz e tempo 22 de aquisição 3 s.....	112
Figura 7.23 -	Oscilograma de tensão de um dos testes com U_0 de 30 V, f de 5,4 m/min e h de 15 mm, frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.....	113
Figura 7.24 -	Queda de tensão U_{ac} em função da tensão média de soldagem....	113
Figura 7.25 -	Queda de tensão U_{ac} em função da corrente média de soldagem.	114
Figura 7.26 -	Oscilograma de tensão de um dos testes com U_0 de 38 V, f de 5,2 m/min e h de 18 mm: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.....	116
Figura 7.27 -	Oscilograma de tensão de um dos testes com U_0 de 35 V, f de 5,2 m/min e h de 15 mm: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.....	116
Figura 7.28 -	Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 7,05 m/min, h de 18 mm e U_0 de 42 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo	

	de aquisição 3 s.....	118
Figura 7.29 -	Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 7,05 m/min, h de 14 mm e U_0 de 39 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.....	118
Figura 7.30 -	Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 6,5 m/min, h de 14 mm e U_0 de 39,5 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.....	120
Figura 7.31 -	Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 6,5 m/min, h de 18 mm, U_0 de 43,8 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.....	121
Figura 7.32 -	Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 4 m/min, h de 17 mm e U_0 de 22 V.....	122
Figura 7.33 -	Queda de tensão U_{ac} em função da taxa de aquisição de dados..	123
Figura 7.34 -	Valores médios de corrente, simulados e experimentais, em função da velocidade de alimentação: (a) transferência globular e (b) <i>spray</i>	126
Figura 7.35 -	Valores médios de tensão, simulados e experimentais, em função da velocidade de alimentação: (a) transferência globular e (b) <i>spray</i>	127
Figura 7.36 -	Valores de comprimento de arco, simulados e experimentais em função da velocidade de alimentação: (a) transferência globular e (b) <i>spray</i>	128
Figura 7.37 -	Valores obtidos utilizando a solução algébrica e numérica da Equação 6.9: (a) incremento de 20 s e (b) incremento de 5 s.....	130
Figura 7.38 -	Influência dos valores de alguns dados de entrada (no modelo	

	dinâmico) na obtenção dos valores médios simulados de corrente: a) transferência por vôle livre e b) por curto-circuito....	131
Figura 7.39 -	Influência dos valores de alguns dados de entrada (no modelo dinâmico) na obtenção dos valores médios simulados de tensão: a) transferência por vôle livre e b) por curto-circuito.....	132
Figura 7.40 -	Influência dos valores de alguns dados de entrada (no modelo dinâmico) na obtenção dos valores simulados de comprimento de arco e frequência de curto-circuito: a) transferência por vôle livre e b) por curto-circuito.....	133
Figura 7.41 -	Oscilograma de corrente (a) e tensão (b) experimental e simulado. f de 5,0 m/min, U_0 de 37 V, h de 18 mm, gás Ar-2%O ₂ e taxa de aquisição de 0,2 ms.....	134
Figura 7.42 -	Valores médios de (a) corrente e (b) tensão, simulados e experimentais (modo de transferência globular).....	135
Figura 7.43 -	Oscilograma de corrente (a) e tensão (b) experimental e simulado. f de 8,0 m/min, U_0 de 41 V, h de 18 mm, gás Ar-2%O ₂ e taxa de aquisição 0,2 ms.....	136
Figura 7.44 -	Valores médios de (a) corrente e (b) tensão, simulados e experimentais (modo de transferência <i>spray</i>).....	137
Figura 7.45 -	Valores de comprimento de arco simulados e experimentais: (a) transferência globular e (b) <i>spray</i>	137
Figura 7.46 -	Valores de corrente (a) e tensão (b) simulados e experimentais em função da distância entre o bico de contato e a peça.....	138
Figura 7.47 -	Valores de comprimento de arco, simulados e experimentais em função da distância entre bico de contato e peça.....	138

Figura 7.48 -	Oscilograma de corrente (a) experimental (b) simulado: f de 4,0 m/min, U_0 de 26 V, h de 18 mm, gás Ar-2%O ₂ , taxa de aquisição de 0,2 ms e tempo de aquisição 3 s.....	139
Figura 7.49 -	Oscilograma de tensão (a) experimental (b) simulado: f de 4,0 m/min, U_0 de 26 V, h de 18 mm, gás Ar-2%O ₂ , taxa de aquisição de 0,2 ms e tempo de aquisição 3 s.....	140
Figura 7.50 -	Oscilograma de corrente (a) experimental (b) simulado: f de 5,2 m/min, U_0 de 29,1 V, h de 18 mm, gás Ar-2%O ₂ , taxa de aquisição de 0,2 ms e tempo total de aquisição 3 s.....	141
Figura 7.51 -	Oscilograma de tensão (a) experimental (b) simulado: f de 5,2 m/min, U_0 de 29,1 V, h de 18 mm, gás Ar-2%O ₂ , taxa de aquisição de 0,2 ms e tempo total de aquisição 3 s.....	141
Figura 7.52 -	Oscilograma de corrente (a) experimental (b) simulado: f de 6,1 m/min, U_0 de 29 V, h de 18 mm, gás Ar-2%O ₂ e taxa de aquisição de 0,2 ms.....	143
Figura 7.53 -	Oscilograma de tensão (a) experimental (b) simulado: f de 6,1 m/min, U_0 de 29 V, h de 18 mm, gás Ar-2%O ₂ e taxa de aquisição de 0,2 ms.....	143
Figura 7.54 -	Frequência de curtos-circuitos experimental e simulado em função da tensão em vazio: f de 7,0 m/min, h de 18 mm e gás Ar-2%O ₂	144
Figura 7.55 -	Cordões de solda obtidos com tensão em vazio de (a) 23 V e (b) 24 V: f de 7,0 m/min, h de 18 mm e gás de proteção Ar-2%O ₂	145
Figura 7.56 -	Oscilograma de tensão (a) U_0 de 23 V, (b) U_0 de 24 V: f de 7,0 m/min, h de 18 mm e taxa aquisição de 0,2 ms.....	146

LISTA DE TABELAS

Tabela III.1 -	Classificação das formas de transferência metálica IIW.....	7
Tabela III.2 -	Classificação das formas de transferência de metal segundo a norma DIN 1010, parte 4.....	8
Tabela III.3 -	Valores de corrente de transição para arames de aço baixo carbono com diferentes diâmetros.....	15
Tabela III.4 -	Influência de alguns parâmetros durante a soldagem com corrente pulsada.....	18
Tabela III.5 -	Propriedades físicas dos gases de proteção.....	23
Tabela III.6 -	Valores das constantes para Equação 3.12.....	29
Tabela III.7 -	Valores da função de trabalho e queda de tensão catódica para arames de aço ao carbono.....	37
Tabela III.8 -	Valores atribuídos aos coeficientes da Equação 3.23 para arame de aço carbono (GMAW).....	39
Tabela III.9 -	Valores atribuídos aos coeficientes da Equação 3.23 para arame de aço carbono (P-GMAW).....	40
Tabela V.1 -	Características técnicas da fonte VI-400.....	58
Tabela V.2 -	Características técnicas da fonte MTE DIGITEC 600.....	58
Tabela V.3 -	Composição química nominal do arame de soldagem AWS-ER70S-6 de acordo com a norma AWS - A5.18-2005.....	61
Tabela VI.1 -	Parâmetros de soldagem para verificar a efetividade do controle de indutância: fonte VI-400.....	71

Tabela VI.2 -	Parâmetros de soldagem para verificar o comportamento da indutância em função de f e U_0 : arame de 1,2 mm de diâmetro.....	71
Tabela VI.3 -	Parâmetros de soldagem para verificar o comportamento da indutância em função de f e U_0 : arame de 1,0 mm de diâmetro.....	71
Tabela VI.4 -	Parâmetros de soldagem para determinação da resistividade do arame-eletrodo, primeiro procedimento (Proteção: Ar - 2%O ₂).....	74
Tabela: VI.5 -	Parâmetros de soldagem para determinação da resistividade do arame-eletrodo, segundo procedimento (Proteção: Ar - 2%O ₂).....	74
Tabela VI.6 -	Parâmetros de soldagem para determinação da resistividade do arame-eletrodo com proteção de Ar - 25%CO ₂	75
Tabela VI.7 -	Parâmetros de soldagem para verificação da queda de tensão anódica e catódica (U_{ac}) em função da tensão em vazio (U_0).....	77
Tabela VI.8 -	Parâmetros de soldagem para verificação do campo elétrico no arco (E), utilizando Ar - 2%O ₂	79
Tabela VI.9 -	Parâmetros de soldagem para verificação do campo elétrico no arco (E), utilizando Ar - 25%CO ₂	80
Tabela VI.10 -	Parâmetros de soldagem para verificar a influência da taxa de aquisição de dados no procedimento descritos nos Itens 6.3.2 a 6.3.5.....	81
Tabela: VI.11 -	Parâmetros de soldagem referentes ao procedimento para determinar experimentalmente os valores de α e β (valores	

	nominais).....	81
Tabela VI.12 -	Dados utilizados para determinação dos valores simulados de α e β	82
Tabela VI.13 -	Parâmetros de soldagem para validação do modelo estático (variando f), transferência globular.....	83
Tabela VI.14 -	Parâmetros de soldagem para validação modelo estático (variando f), transferência <i>spray</i>	84
Tabela VI.15 -	Valores de alguns parâmetros utilizados no modelo.....	84
Tabela VI.16 -	Condições de soldagem utilizados para avaliar os parâmetros (dados de entrada) utilizados no modelo.....	86
Tabela VI.17 -	Parâmetros (dados de entrada) avaliados e valores utilizados.	86
Tabela VI.18 -	Parâmetros de soldagem para validação modelo dinâmico, variando h (transferência <i>spray</i>).....	87
Tabela VI.19 -	Parâmetros de soldagem para validação do modelo dinâmico.....	87
Tabela VI.20 -	Valores de alguns parâmetros utilizados no modelo.....	88
Tabela VII.1 -	Resultados dos dois experimentos, com e sem arraste de arame.....	91
Tabela VII.2 -	Valor de referência para <i>slope</i> da fonte VI-400.....	94
Tabela VII.3 -	Dados referentes ao procedimento para determinação da indutância (controle ajustado para o valor mínimo).....	95
Tabela VII.4 -	Dados referentes ao procedimento para determinação da indutância (controle ajustado para o valor máximo).....	95

Tabela VII.5 -	Valores (média $\pm$ incerteza) de indutância para diferentes parâmetros de soldagem e diâmetros de arame.....	96
Tabela VII.6 -	Valores de indutância utilizados por outros autores.....	96
Tabela VII.7 -	Resistividade: f de 3,6 m/min, U_0 de 24 V, h de 15 mm e Ar - 2%O ₂	97
Tabela VII.8 -	Resistividade: f de 5,4 m/min, U_0 de 28 V, h de 15 mm e Ar - 2%O ₂	97
Tabela VII.9 -	Resistividade: f de 7,3 m/min: U_0 de 31 V, h de 15 mm e Ar - 2%O ₂	97
Tabela VII.10 -	Resistividade: h de 10 mm, f de 4,8 m/min, U_0 de 26 V e Ar - 2%O ₂	102
Tabela VII.11 -	Resistividade: h de 14 mm, f de 5,4 m/min, U_0 de 26 V e Ar - 2O ₂	102
Tabela VII.12 -	Resistividade: h de 18 mm, f de 6,1 m/min, U_0 de 26 V e Ar - 2%O ₂	102
Tabela VII.13 -	Resistividade: f de 3,0 m/min, U_0 de 24 V, h de 15 mm e Ar - 25%CO ₂	104
Tabela VII.14 -	Resistividade: f de 3,7 m/min, U_0 de 25 V, h de 15 mm e Ar - 25%CO ₂	104
Tabela VII.15 -	Resistividade: f de 4,9 m/min, U_0 de 27 V, h de 15 mm e Ar - 25%CO ₂	105
Tabela VII.16 -	Resistividade: f de 5,6 m/min, U_0 de 29 V, h de 15 mm e Ar - 25%CO ₂	105

Tabela VII.17 -	Resistividade do arame-eletrodo (aço carbono), diferentes autores.....	108
Tabela VII.18 -	Modelos para determinação da resistividade do arame-eletrodo AWS-ER70S-6 de 1,2mm de diâmetro.....	109
Tabela VII.19 -	Queda de tensão anódica e catódica em função da corrente de soldagem.....	109
Tabela VII.20 -	Queda de tensão anódica e catódica em função do h	110
Tabela VII.21 -	Queda de tensão U_{ac} em função da tensão de soldagem: U_0 de 26 V, f de 5,4 m/min e h de 15 mm.....	111
Tabela VII.22 -	Queda de tensão U_{ac} em função da tensão de soldagem: U_0 de 28 V, f de 5,4 m/min e h de 15 mm.....	111
Tabela VII.23 -	Queda de tensão U_{ac} em função da tensão de soldagem: U_0 de 30 V, f de 5,4 m/min e h de 15 mm.....	111
Tabela VII.24 -	Queda de tensão anódica e catódica em função da corrente de soldagem.....	114
Tabela VII.25 -	Procedimento de soldagem 01: f de 5,16 m/min, h de 18 mm e U_0 de 38 V.....	115
Tabela VII.26 -	Procedimento de soldagem 02: f de 5,16 m/min, h de 15 mm e U_0 de 36 V.....	115
Tabela VII. 27 -	Procedimento de soldagem 03: f de 7,05 m/min, h de 18 mm e U_0 de 42 V.....	117
Tabela VII.28 -	Procedimento de soldagem 04: f de 7,05 m/min, h de 14 mm e U_0 de 39 V.....	117

Tabela VII.29 -	Valores médios de campo elétrico e queda de tensão U_{ac} : Ar -2% O ₂	118
Tabela VII.30 -	Valores de queda de tensão no arco: com ou sem a utilização de O ₂ no gás de proteção.....	119
Tabela VII.31 -	Procedimento de soldagem: (01) f de 6,5 m/min, h de 14 mm e U_0 de 39,5 V, (02) f de 6,5 m/min, h de 18 mm e U_0 de 43,8 V.....	120
Tabela VII.32 -	Valores médios de campo elétrico e queda de tensão U_{ac} : Ar - 25%CO ₂	121
Tabela VII.33 -	Valores de queda de tensão no arco: com a utilização de diferente percentuais de O ₂ e CO ₂ no gás de proteção.....	121
Tabela VII.34 -	Influência da taxa de aquisição de dados nos procedimentos adotados (itens 6.3.2 a 6.3.5): U_0 de 22 V, f de 4,0 m/min, h de 17 mm e CO ₂	122
Tabela VII.35 -	Dados utilizados para a determinação dos valores de α e β	124
Tabela VII.36 -	Valores obtidos experimentalmente de α e β	125
Tabela VII.37 -	Valores calculados para α e β utilizando as Equações 3.24 e 3.25.....	126
Tabela VII.38 -	Valores iniciais dos parâmetros (dados de entrada) que tiveram sua influência nos resultados avaliados.....	134
Tabela VII.39 -	Dados comparativos entre os resultados experimentais e simulados. f de 4,0 m/min, U_0 de 25,1 V.....	140
Tabela VII.40 -	Dados comparativos entre os resultados experimentais e	

	simulados: f de 5,2 m/min, U_0 de 29,1 V.....	142
Tabela VII.41 -	Dados comparativos entre os resultados experimentais e simulados: f de 6,0 m/min, U_0 de 25,1 V.....	143

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

A -	Área da seção transversal do arame [m ²].
AC -	Corrente alternada.
A_p -	Área projetada da esfera (gota) perpendicular à direção do movimento do fluido [m ²].
ASM -	<i>American Society For Metals.</i>
AWS -	<i>American Welding Society.</i>
C -	Comprimento de arame deslocado [mm].
C_D -	Coeficiente de arraste do plasma (adimensional).
CI -	Corrente constante.
CV -	Tensão constante.
D -	"Parâmetro de Destacamento", constante que depende do diâmetro do arame, tipo de material e gás de proteção.
DC -	Corrente contínua.
D_g -	Diâmetro da gota [m].
DIN -	<i>"Deutsches Institut für Normung"</i> , Instituto alemão de normalização.
d_r -	Diâmetro do rolete [mm].
E -	Campo elétrico na coluna do arco [V/mm].
ESW -	Soldagem por eletroescória (<i>Eletroslag Welding</i>).
f -	Velocidade de alimentação do arame no processo GMAW [m/min].

FCAW -	Soldagem a Arco com Eletrodo Tubular (<i>Flux Cored Arc Welding</i>).
F_d -	Força de arraste [N].
F_{em} -	Força eletromagnética [N].
F_g -	Força da gravidade [N].
f_v -	Fração vaporizada do arame-eletrodo [%].
F_γ -	Força devido à tensão superficial [N].
g -	Aceleração da gravidade [m/s ²].
GMAW -	Processo de soldagem a arco com arame maciço e proteção gasosa (<i>Gas Metal Arc Welding</i>), mesmo que MIG/MAG.
GMAW-P -	Processo de soldagem a arco com arame maciço e proteção gasosa (<i>Gas Metal Arc Welding</i>), com aplicação de corrente pulsada.
GTAW -	Soldagem a Arco Gás-Tungstênio (<i>Gas Tungsten Arc Welding</i>)
h -	Distância entre a extremidade do bico de contato e a peça no processo de soldagem GMAW [m].
I -	Corrente média de soldagem [A].
I_b -	Corrente de base [A].
I_c -	Corrente de transição [A].
I_{curto} -	Corrente média durante o curto-circuito [A].
I_{eficaz} -	Corrente eficaz [A].
IIW -	Instituto Internacional de Soldagem.

I_p -	Corrente de pico [A].
k_1 -	Constantes obtidas experimentalmente para determinação da queda de tensão no arco elétrico [V].
k_2 -	Constantes obtidas experimentalmente para determinação da queda de tensão no arco elétrico [Ω].
k_3 -	Constantes obtidas experimentalmente para determinação da queda de tensão no arco elétrico [V/mm].
k_4 -	Constantes obtidas experimentalmente para determinação da queda de tensão no arco elétrico [V/Amm].
k_J -	Constante que depende particularmente do tipo de material do arame [Ωm].
L -	Indutância [Vs/A].
L_a -	Comprimento do arco elétrico [m].
M -	<i>Slope</i> da fonte (inclinação) [V/A].
MAG -	Processo de soldagem a arco com arame maciço e proteção gasosa ativa (<i>Metal Active Gas</i>).
M_i -	Valor médio das indicações.
MIG -	Processo de soldagem a arco com arame maciço e proteção gasosa inerte (<i>Metal Inert Gas</i>).
N -	Número de voltas do rolete.
n -	Variável que assume valor próximo de 2, utilizada na equação para prever o destacamento de uma gota por pulso, no processo GMAW-P.

P_w -	Calor gerado, por unidade de tempo, no comprimento energizado de arame [W].
Q_{anodo} -	Aquecimento anódico [W].
R -	Raio da gota [m].
r -	Raio do arame [m].
R_1 -	Resistência elétrica do metal líquido na ponta do arame [Ω].
R^2	Coefficiente de correlação.
R_a -	Resistência do arame [Ω].
R_b -	Resistência entre o bico de contato e o arame no processo GMAW [Ω].
R_{cc} -	Resistência elétrica durante os períodos de curto-circuito [Ω].
R_E -	Resistência elétrica média na coluna do arco por milímetros [Ohm/mm].
R_g -	Resistência da gota [Ω].
R_m -	Resultado da medição.
R_p -	Resistência parasita no circuito elétrico do processo GMAW [Ω].
R_w -	Resistividade do arame dividida pela área da seção transversal no processo de soldagem GMAW [Ω/m].
R_{w1} -	Resistividade do arame-eletrodo (incluindo a gota) dividida pela área da seção transversal do arame [Ω/m].
S -	Comprimento de arame energizado [m].
s -	Desvio padrão.

SAW -	Soldagem a arco submerso (<i>Submerged Arc Welding</i>).
SMAW -	Soldagem a arco com eletrodos revestidos (<i>Shielded Metal Arc Welding</i>).
T -	Temperatura do plasma [K].
t -	Coeficiente “t” de <i>Student</i> .
t_b -	Tempo de base [s].
t_p -	Tempo de pico [s].
$U_{(\text{motor})}$ -	Tensão no motor [V].
U_0 -	Tensão em vazio [V].
U_a -	Queda de tensão anódica [V].
U_{ac} -	Somatório da queda de tensão anódica e catódica [V].
U_c -	Queda de tensão catódica [V].
U_{circ} -	Tensão no circuito (tensão de saída da fonte durante a soldagem) [V].
U_{cp} -	Queda de tensão na coluna do arco [V].
U_{curto} -	Tensão média durante o curto-circuito [V].
U_{Tarc} -	Queda de tensão total no arco [V].
V_a -	Energia cinética extra que os elétrons recebem ao cruzar a zona de queda anódica [V].
V_f -	Velocidade do fluido [m/s].
W -	Velocidade de fusão do arame [m/min].

α -	Coeficiente que representa a contribuição do aquecimento anódico pelo arco, processo GMAW [mm/s.A].
ϕ -	Função de trabalho do material do arame-eletrodo [V].
β -	Coeficiente que representa a contribuição do efeito joule para a fusão do arame, processo GMAW [1/s.A ²].
γ -	Tensão superficial [N/m].
θ -	Ângulo de divergência da corrente elétrica na ponta do arame em relação à sua linha de centro [graus].
ρ -	Densidade do arame [kg/m ³].
ε -	Coeficiente que é definido como zero ou um.
ρ -	Resistividade do arame-eletrodo [Ω mm]
μ_0 -	Permeabilidade magnética do espaço livre [N/A ²].
ρ_d -	Densidade da gota [kg/m ³].
ρ_f -	Densidade do fluido [kg/m ³].
ΣQ_{entra} -	Somatório do calor que entra [J/min].
ΣQ_{sai} -	Somatório do calor que sai [J/min].
ΔH_f -	Entalpia de fusão do arame-eletrodo [J/kg].
$\Delta h_{\text{sólido}}$ -	Entalpia para aquecer o arame-eletrodo de sua temperatura inicial até a sua temperatura de fusão [J/kg].
ΔH_{total} -	Entalpia total [J/kg].

ΔH_v - Entalpia de vaporização do arame-eletrodo [J/kg].

RESUMO

Este trabalho descreve o desenvolvimento e validação de modelos matemáticos elaborados para simular o processo de soldagem GMAW, particularmente em seus aspectos elétricos e operacionais. Inicialmente, foi desenvolvido um modelo capaz de simular o processo sem grandes variações de corrente e tensão (definido, neste trabalho, como modelo estático), como por exemplo, com o processo operando em transferência metálica por vôo livre. Na sequência, foi desenvolvido um novo modelo (definido como dinâmico), que de forma mais abrangente simula, também, o processo frente a variações bruscas de corrente e tensão, um exemplo seria, quando o processo opera com transferência metálica por curtos-circuitos. Estes modelos foram baseados em um conjunto de equações, que descrevem as características operacionais da fonte de energia, as quedas de tensão que ocorrem no arco elétrico e nos componentes do circuito de soldagem, e em um balanço de energia na ponta do arame. De uma forma geral, e levando-se em conta o grande número de variáveis envolvidas e a complexa inter-relação entre estas, os parâmetros simulados pelos modelos quando comparados com dados experimentais provenientes de testes de soldagem (deposição de cordão sobre chapa) e dados obtidos da literatura apresentaram bons resultados. O modelo dinâmico, por exemplo, foi capaz de simular com erros inferiores a 10% o comportamento de diferentes parâmetros do processo, assim como a transição de modos de transferência metálica. Os parâmetros e os aspectos do processo, que foram analisados, incluem, por exemplo, os valores médios de corrente e tensão, assim como seus oscilogramas, o comprimento de arco, a frequência de curtos-circuitos e a mudança de modo de transferência metálica em função da velocidade de alimentação, da distância entre o bico de contato e a peça e da tensão em vazio. Os resultados indicam que os modelos desenvolvidos, sobretudo o dinâmico, sejam capazes de facilitar o entendimento fundamental deste processo e determinar de maneira mais conveniente os parâmetros de soldagem mais adequados para uma situação específica de soldagem.

ABSTRACT

This thesis describes the development and validation of a mathematical model that describes the electrical and operational behavior of GMA welding. Initially it was developed a static model that was able to simulate welding conditions characterized by small current and tension variation usually found with free-flight metal transfer. Afterwards, a dynamic model capable to simulate abrupt current and voltage changes usually observed in short-circuit welding was developed. These models were based on a set of equations that describes the power source characteristics, the voltage drop along the electric arc and the welding circuit and the energy balance on the wire tip. Despite the large number of variables of GMA welding and the complex relation among them, the results from the models agreed well with data from the literature and to experimental results. The dynamic model was able to simulate the welding parameters values (with less 10% of error) and to predict transitions in metal transfer mode. The mean current and voltage and their waveform variation, arc length, short circuit frequency and metal transfer transition were obtained as a function of wire feed rate, contact tip-to-work distance and open circuit voltage. The results indicate that the developed models, specially the dynamic one, are able to estimate welding parameters for specific welding conditions and can contribute to a more fundamental understanding of this welding process.

INTRODUÇÃO

O processo de soldagem GMAW é um dos mais utilizados industrialmente, tanto para a fabricação de peças como na montagem de conjuntos mecânicos, podendo ser aplicado em materiais ferrosos e não ferrosos. Isto se deve principalmente a sua versatilidade, ao excelente nível de produtividade, confiança, facilidade de utilização e automatização. Porém, o processo oferece certa dificuldade associada à definição correta dos parâmetros de soldagem, principalmente devido ao número relativamente alto de variáveis e, sobretudo, a uma forte inter-relação entre estas.

Neste processo de soldagem, mais do que em qualquer outro processo a arco, a forma como o metal de adição se transfere do arame-eletrodo para a poça de fusão pode e precisa ser controlada, pois irá determinar várias de suas características operacionais. Três modos principais de transferência metálica podem ser observados: curto-circuito, globular e *spray*. Estes dependem de parâmetros operacionais usados tais como o nível e a polaridade da corrente elétrica, o diâmetro e a composição do arame-eletrodo e a composição do gás de proteção.

É possível determinar os parâmetros de soldagem mais adequados para uma determinada situação específica por meio de testes experimentais, porém este procedimento geralmente consome recursos e tempo excessivo. Portanto, a criação de ferramentas capazes de prever e ou controlar de forma confiável as variáveis do processo possibilitaria a melhoria da qualidade do produto final, a segurança operacional, a diminuição do custo de fabricação e o melhor entendimento da influência de cada variável.

Ao longo dos últimos 20 anos, um grande número de modelos matemáticos foram desenvolvidos para descrever os aspectos físicos e operacionais do processo GMAW. Embora o processo esteja bem estabelecido industrialmente, a complexidade dos fenômenos envolvidos na interação entre metal líquido e sólido, gases de proteção e arco elétrico, assim como as características e interações entre as variáveis do processo e

os modos de transferência metálica, geração de fumos e respingos, aspectos do cordão de solda e outros carecem ainda de um melhor entendimento.

O presente trabalho propõe o desenvolvimento e validação de modelos matemáticos para simular o processo GMAW, particularmente em seus aspectos elétricos e operacionais. Foi desenvolvido, inicialmente, um modelo capaz de simular o processo em situações sem variações significativas de corrente e tensão (definido, neste trabalho, como modelo estático). Na sequência, foram incorporados elementos que possibilitaram o desenvolvimento de um novo modelo (definido como modelo dinâmico), que de forma mais abrangente simula, por exemplo, também situações em que se verifica a transferência por curtos-circuitos. Estes modelos foram baseados em um conjunto de equações que descrevem as características operacionais da fonte de energia, as quedas de tensão que ocorrem no arco elétrico e nos componentes do circuito de soldagem, e em um balanço de energia na ponta do arame.

Espera-se que os modelos e os resultados obtidos possam contribuir como ferramentas para reduzir o tempo gasto na implementação e ou adequação do processo GMAW em situações específicas, assim como viabilizar previsões por meio de simulação, relativas a características elétricas e operacionais, que facilitariam a operacionalidade, a automação e o melhor entendimento do processo.

Serão apresentados ao longo do texto:

- (1) os objetivos do trabalho proposto,
- (2) uma revisão bibliográfica sobre os aspectos relacionados ao processo GMAW e suas particularidade, assim como uma visão dos trabalhos direcionados ao modelamento deste,
- (3) o desenvolvimento dos modelos com a demonstração da manipulação e obtenção das equações.
- (4) os equipamentos e materiais utilizados para viabilizar o trabalho proposto,
- (5) a metodologia adotada,
- (6) os resultados obtidos e as discussões e comparações destes com dados da literatura,

- (7) as conclusões obtidas,
- (8) as contribuições originais ao conhecimento,
- (9) a relevância dos resultados,
- (10) as sugestões para trabalhos futuros,
- (11) as referências bibliográficas,
- (12) e as publicações do autor relacionadas com o trabalho.

OBJETIVO GERAL

Desenvolver e validar modelos matemáticos baseados em um conjunto de equações que descrevem as características operacionais da fonte de energia, as quedas de tensão que ocorrem no arco elétrico e nos componentes do circuito de soldagem, e em um balanço de energia na ponta do arame que possibilitem simular as condições operacionais do processo GMAW revelando, principalmente, suas características elétricas e operacionais.

OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Inicialmente, desenvolver um modelo matemático que possibilite simular as condições operacionais do processo GMAW, revelando principalmente suas características elétricas e operacionais em situações sem grandes flutuações de corrente e tensão de soldagem, como por exemplo, em soldagem com transferência metálica por vôle livre (globular e ou *spray*).

Sequencialmente, com a incorporação de aspectos dinâmicos, desenvolver um modelo mais complexo que possibilite simular o processo e revelar suas características elétricas e operacionais mesmo frente a variações bruscas de corrente e tensão, um exemplo seria, com o processo operando com transferência metálica por curto-circuito.

Obter, experimentalmente, a maior parte dos parâmetros de entrada utilizados nos modelos e sua relação com algumas variáveis, validar os modelos a partir de dados experimentais e comparar os seus resultados com outros apresentados na literatura.

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 - Introdução

O processo de soldagem GMAW (*Gas-Metal Arc Welding*) possibilita a união entre metais utilizando, principalmente, a energia gerada pelo efeito Joule decorrente do fluxo de corrente elétrica através do arame-eletrodo e calor imposto por um arco elétrico que é mantido entre o arame-eletrodo maciço (usualmente o anodo) e a peça. Durante os procedimentos de soldagem é necessária a utilização de uma fonte de gás externa que, dentre outras, tem a função de proteger o arco elétrico, o metal fundido na ponta do arame-eletrodo e a poça de fusão do ambiente circunvizinho (Cary, 1988; AMS, 1994; Scotti e Ponomarev, 2008; Marques *et al.*, 2009).

O processo é hoje amplamente utilizado na indústria de manufatura, tendo aplicabilidade na soldagem de metais de relevante importância comercial, tais como aço carbono, aço inoxidável, alumínio e cobre (Bingul e Cook, 2006; Ates, 2007). É considerado um dos processos mais propícios à aplicação da robótica, devido à sua alta produtividade, confiabilidade, não utilização de fluxo e fácil automatização (Wu *et al.*, 2004; Bingul e Cook, 2006; Bazargan-Lari *et al.*, 2008). A crescente robotização deste processo pode impulsionar a qualidade e a reprodutividade das juntas soldadas, a segurança operacional e a redução de custos de fabricação (Bingul e Cook, 2006; Bazargan-Lari *et al.*, 2008).

O comportamento operacional do processo é fortemente dependente da seleção e associação apropriada dos vários parâmetros de soldagem, tais como (Kim, 1989; AMS, 1994; Wahab *et al.* 1997; Scotti e Ponomarev, 2008):

- valor e tipo de corrente elétrica,
- tensão elétrica,
- distância entre a extremidade do bico de contato e a peça,
- velocidade de alimentação de arame,
- velocidade de soldagem (deslocamento da tocha),
- composição e vazão do gás de proteção,

- diâmetro e composição do arame,
- resposta dinâmica da fonte de soldagem,
- técnicas de manipulação da tocha e pressão do ambiente circunvizinho.

Devido ao número elevado de suas variáveis, é fácil entender porque o processo GMAW oferece uma certa dificuldade associada para a definição correta dos parâmetros de soldagem. Ressalta-se também o fato de que algumas dessas variáveis podem apresentar comportamento não linear, variar em função do tempo e ou terem seu comportamento vinculado a outros parâmetros (Bingul e Cook, 2006, Scotti e Ponomarev, 2008).

A seguir, serão abordados alguns tópicos relacionados aos vários aspectos do processo GMAW. Especificamente, serão considerados os modos e teorias relacionados à transferência metálica, características e comportamento dos gases de proteção, características do arco elétrico e das fontes de soldagem, balanço de energia na ponta do arame, circuito elétrico de soldagem e uma visão geral dos modelos propostos na literatura.

3.2 - Modos de transferência metálica

No processo GMAW, mais do que em qualquer outro processo a arco, a forma como o metal de adição se transfere do eletrodo para a poça de fusão pode e precisa ser controlada, pois irá determinar várias de suas características tais como: a penetração e o aspecto do cordão, a quantidade de respingos, a quantidade e morfologia dos poros, etc (Kim e Eagar, 1993; Praveen *et al.*, 2005; Bingul e Cook, 2006).

Neste processo, observam-se vários modos de transferência metálica tais como: curto-circuito, globular, globular repelido, *spray* projetado, *spray* em fluxo e *spray* rotacional (Kim e Eagar, 1993; Iordachescu e Quintino, 2008). A definição do modo de transferência metálica depende dos parâmetros operacionais usados com destaque para o valor e polaridade da corrente elétrica, tensão, diâmetro e composição do arame,

comprimento energizado de arame-eletrodo (*stick-out*), pressão e composição do gás de proteção (Lesnewich, 1958; Allum, 1985a; Kim e Eagar, 1993; Choi *et al.*, 1999).

Lancaster (1986) e Iordachescu e Quintino (2008) apresentam a classificação feita pelo Instituto Internacional de Soldagem (IIW) para as diferentes formas de transferência metálica, como mostra a Tabela III.1 e a Figura 3.1.

Tabela III.1 - Classificação das formas de transferência metálica IIW (Lancaster, 1986).

Grupo	Tipo de transferência	Processos de soldagem
1	Transferência por vôo-livre (<i>Free Flight Transfer</i>)	
1.1	Globular (<i>Globular</i>)	
1.1.1	Gota (<i>Drop</i>)	GMAW - baixa corrente
1.1.2	Repelida (<i>Repelled</i>)	GMAW - protegido com CO ₂
1.2	Goticular ou Aerossol (<i>Spray</i>)	
1.2.1	Projetada (<i>Projected</i>)	GMAW - valores intermediários de corrente
1.2.2	Fluxo (<i>Streaming</i>)	GMAW - valores médios de corrente
1.2.3	Rotacional (<i>Rotating</i>)	GMAW - valores altos de corrente
1.3	Explosiva (<i>Explosive</i>)	SMAW (eletrodo revestido)
2	Transferência em ponte (<i>Bridging Transfer</i>)	
2.1	Curto-circuito (<i>Short-circuiting</i>)	GMAW - com curto-circuito
2.2	Sem interrupção (<i>Without Interruption</i>)	GTAW - com alimentação contínua
3	Protegida por escória (<i>Slag Protected Transfer</i>):	
3.1	Guiada por parede de fluxo (<i>Flux-Wall Guided</i>)	SAW
3.2	Outros modos (<i>Other modes</i>)	SMAW, FCAW, ESW, etc.

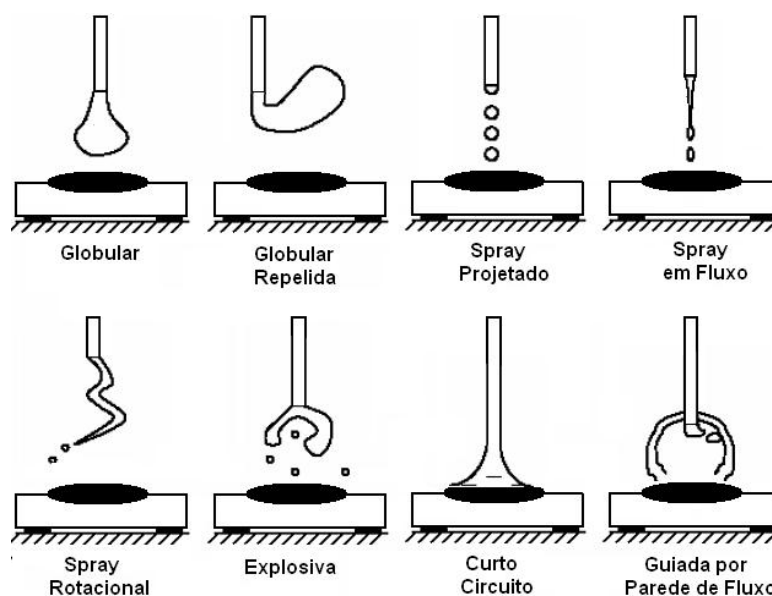


Figura 3.1 - Modos de transferência metálica de acordo com o IIW (Lancaster, 1986).

Iordachescu e Quintino (2008) descrevem a norma DIN 1010, parte 4, referente à classificação dos modos de transferência metálica (Tab. III.2) e propõem uma nova classificação a qual pode ser observada na Figura 3.2. Nesta nova classificação, além das definições dos modos de transferência metálica, os autores apresentam duas regiões caracterizadas por uma corrente de transição.

Tabela III.2 - Classificação das formas de transferência de metal segundo a norma DIN 1010, parte 4 (Iordachescu e Quintino, 2008).

Tipos de arco	Símbolo DIN	Tamanho da gota	Modo de transferência
<i>Dip-transfer arc</i>	K	Pequeno.	Somente curto-circuito, regular.
<i>Intermediate arc</i>	Ü	De pequeno a grande.	Parcialmente em curto-circuito e parcialmente em globular, irregular.
<i>Spray arc</i>	S	De fino a super fino.	Sem curto-circuito, regular.
<i>Globular-transfer arc</i>	I	Grande.	Irregular em curto-circuito e parcialmente em globular.
<i>Pulsed arc</i>	P	Ajustável.	Sem curto-circuito, regular.

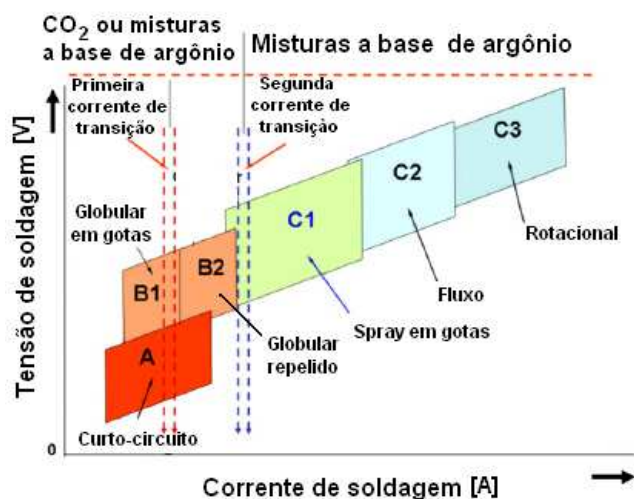


Figura 3.2 - Proposta de classificação dos modos de transferência de metal segundo Iordachescu e Quintino (2008).

Na transferência por curto-circuito, o processo é caracterizado por um contato regular entre o eletrodo e a poça de fusão, de modo que a extremidade do eletrodo toca periodicamente a poça de fusão com uma frequência de 20 a 200 Hz (Scotti e Ponomarev, 2008). O comportamento deste modo de transferência pode ser

caracterizado em função do tempo de curto-circuito, do tempo de arco ou da frequência de curto-circuito (Hermans e Ouden, 1999).

A Figura 3.3 exibe uma sequência de fotos do processo GMAW operando com transferência metálica por curto-circuito.

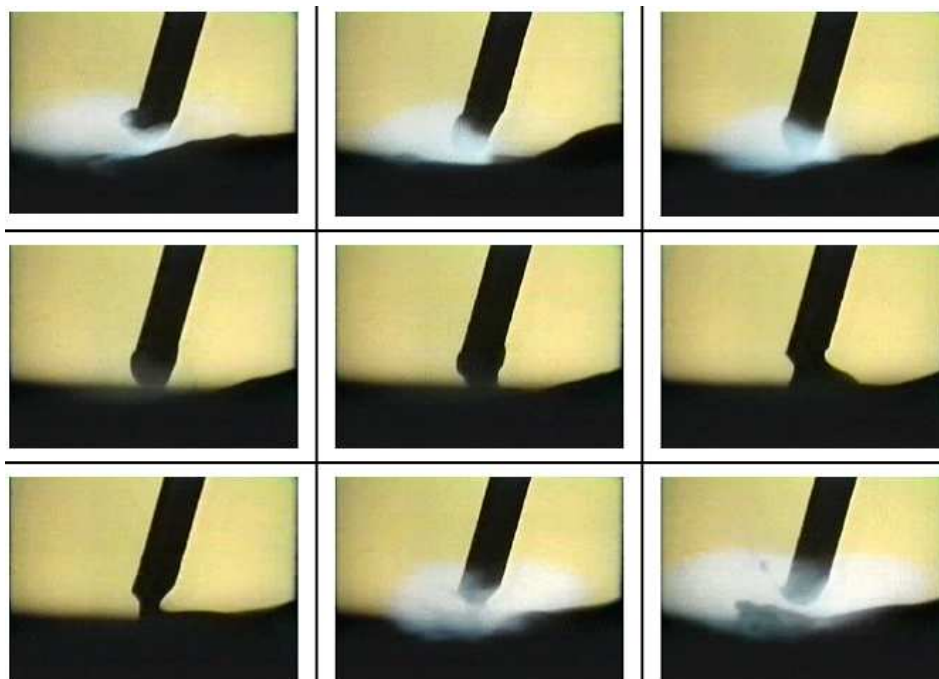


Figura 3.3 - Imagens obtidas a partir de filmagem de alta velocidade da transferência metálica por curtos-circuitos (adaptado de VIDEOSOLDA, 2008).

Logo após a ocorrência do curto-circuito, o arco elétrico se estabiliza, exibindo geralmente o seu comprimento máximo. Em seguida, a gota de metal fundido cresce na ponta do arame-eletrodo e aproxima-se da poça de fusão, pois a velocidade de fusão neste intervalo de tempo é menor do que a de alimentação, o que possibilita a ocorrência de um novo curto-circuito. Durante os períodos de curtos-circuitos, a tensão de soldagem é reduzida e a corrente aumenta rapidamente, como pode ser observado nos oscilogramas das Figuras 3.4 e 3.5. O valor alto de corrente fornece rapidamente calor ao arame-eletrodo, devido ao efeito Joule, levando-o à fusão e terminando o processo de formação da gota, que se transfere para a poça devido a ação da tensão superficial (Hermans e Ouden, 1999; Iordachescu e Quintino, 2008). É a forma de transferência mais usada na soldagem de aços particularmente com proteção de Ar-25%CO₂, fora da

posição plana e de peças de pequena espessura (até 6 mm), devido aos baixos valores de corrente de soldagem e à sua independência da ação da gravidade (Hermans e Ouden, 1999; Wang *et al.*, 2003).

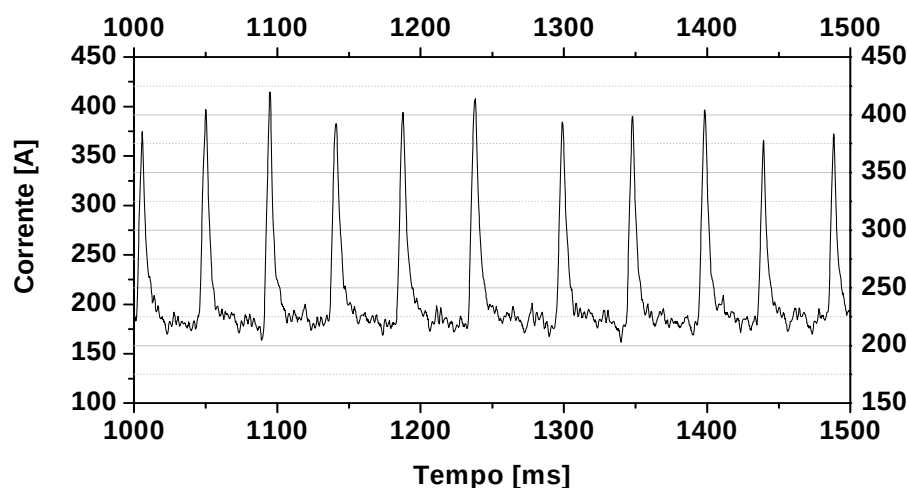


Figura 3.4 - Oscilograma de corrente: transferência metálica por curtos-circuitos, arame AWS-70S6, com 1,2 mm de diâmetro, gás de proteção Ar-2%O₂.

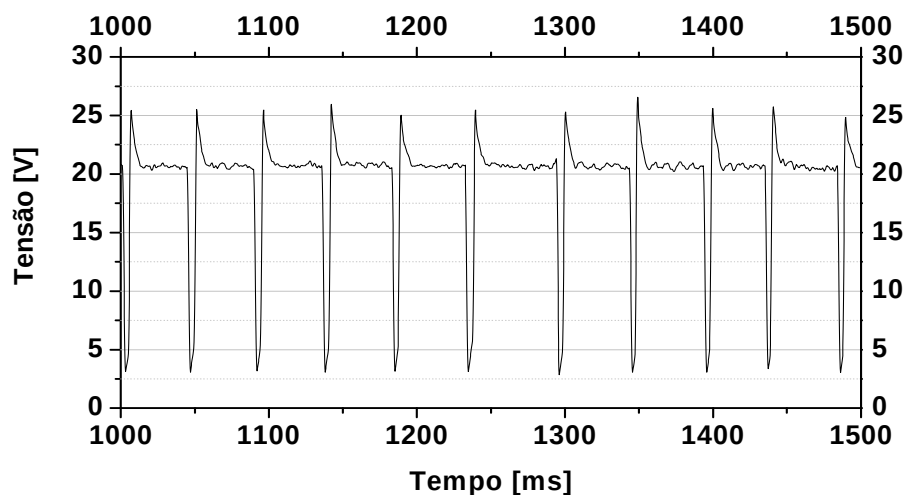


Figura 3.5 - Oscilograma de tensão: transferência metálica por curtos-circuitos, arame AWS-70S6, com 1,2 mm de diâmetro, gás de proteção Ar-2%O₂.

Hermans e Ouden (1999) citam três causas para a instabilidade observada no processo durante a transferência por curto-circuito: (1) a ocorrência de curtos-circuitos instantâneos durante os quais o arame-eletrodo toca a poça de fusão por um tempo muito curto sem a ocorrência de transferência metálica, (2) falhas na reignição do arco e

(3) variações na velocidade de alimentação. Além disso, concluem que, a oscilação da poça de fusão está intimamente ligada à reignição do arco e desempenha um papel decisivo na estabilidade do processo, a máxima estabilidade ocorre quando o valor da frequência de curto-circuito apresenta um desvio padrão mínimo e se iguala à frequência de oscilação da poça de fusão.

O processo de transferência globular ocorre para maiores valores de tensão, o que garante um maior comprimento de arco e, assim, evita a ocorrência de curtos-circuitos. É caracterizado pela formação de gotas de metal líquido cujo diâmetro é maior do que o eletrodo, como pode se observar na Figura 3.6, e a transferência para a poça de fusão ocorre a uma frequência de 1 a 100 gotas/s (ASM, 1984; Lin *et al.*, 2001, Wang *et al.*, 2003; Praveen *et al.*, 2005; Iordachescu e Quintino, 2008).

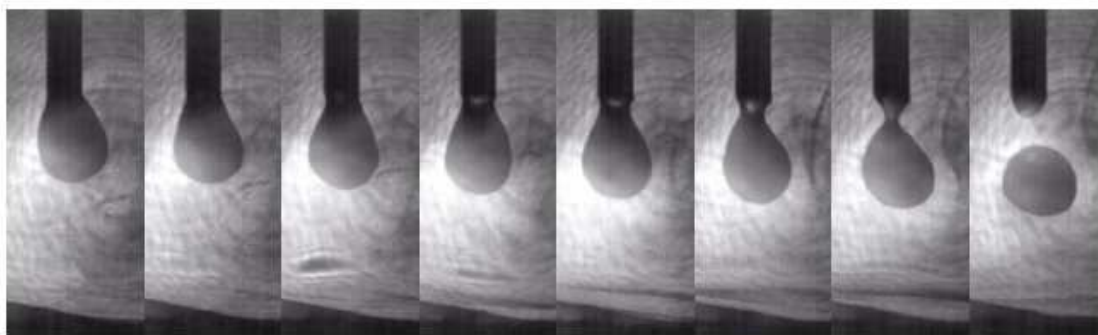


Figura 3.6 - Imagens obtidas a partir de filmagem de alta velocidade da transferência metálica globular (Jones *et al.*, 1998b).

Exemplos de oscilogramas de corrente e tensão para este modo de transferência podem ser observados na Figuras 3.7 e 3.8.

Neste modo de transferência, o metal líquido se forma na ponta do arame-eletrodo e mantém-se preso a ele por ação da tensão superficial. Com o aumento do volume da gota o seu peso aumenta e, aliado às forças magnéticas e de arraste do plasma, acaba por ocasionar a sua separação do arame-eletrodo, transferindo-a para a poça de fusão (Allum, 1985a; Kim e Eagar, 1993). Como esta forma de transferência depende da gravidade, sua utilização fora da posição plana deve ser evitada (Vaidya, 2002; Wang *et al.*, 2003; Iordachescu e Quintino, 2008).

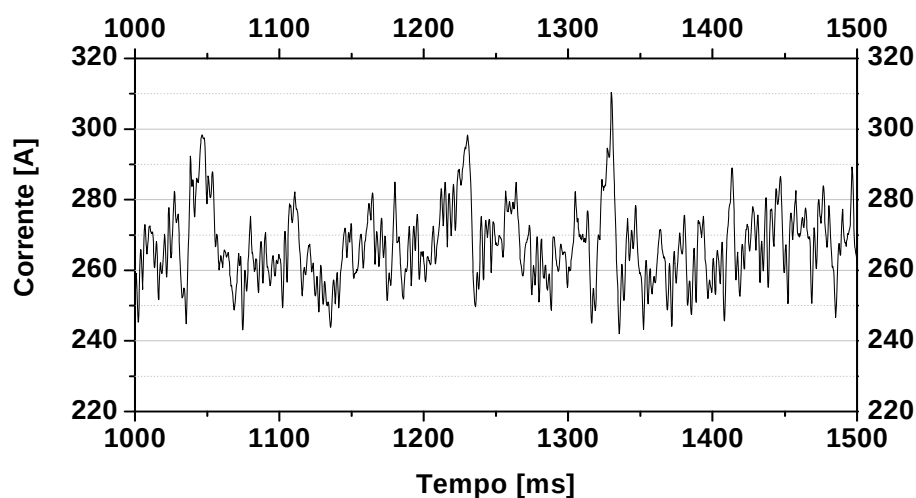


Figura 3.7 - Oscilograma de corrente: transferência metálica globular, arame AWS-70S6 com 1,2 mm de diâmetro, gás de proteção Ar-25%CO₂.

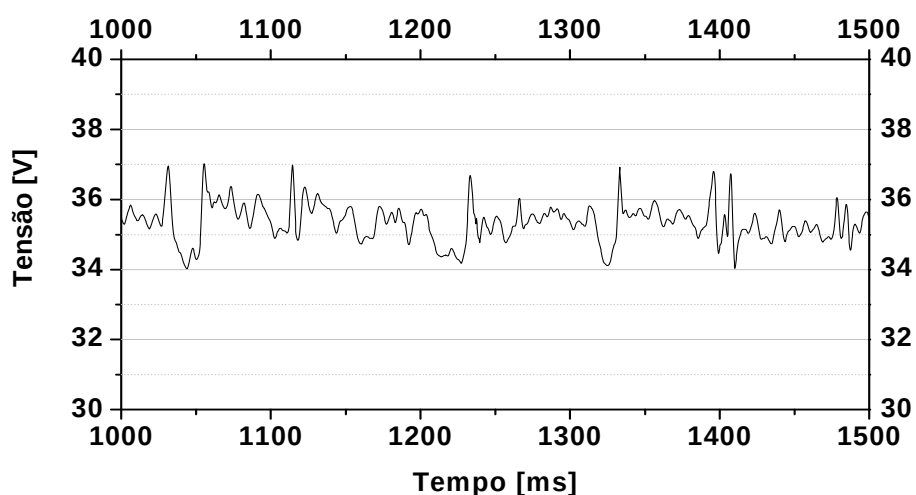


Figura 3.8 - Oscilograma de tensão: transferência metálica globular, arame AWS-70S6 com 1,2 mm de diâmetro, gás de proteção Ar-25%CO₂.

Com a utilização de um gás de proteção à base de argônio, esta forma de transferência é observada para valores de corrente relativamente baixos e comprimentos de arcos elevados. Já na soldagem de aços com misturas ricas em CO₂, a transferência globular ocorre, também, com valores elevados de corrente (ASM, 1984).

O uso da transferência globular durante os procedimentos de soldagem é limitado industrialmente (Wang *et al.*, 2003), pois deve operar com baixos valores de correntes e comprimentos de arco suficientemente longos para garantir o destacamento da gota sem

que esta toque a poça de fusão, caso contrário, pode ocorrer um curto-circuito que superaquece a gota, causando sua “explosão” e gerando grande quantidade de respingos (ASM, 1984; Wang *et al.*, 2004). Com a utilização de valores baixos de corrente e comprimentos de arcos longos, uma baixa energia é introduzida na poça de fusão, podendo levar a possíveis não conformidades, tais como falta de fusão, penetração insuficiente e reforço excessivo (ASM, 1984).

Na transferência por *spray*, o metal se transfere em gotas com o diâmetro menor que o do arame (ASM, 1984; Wang *et al.*, 2003), sob a ação de forças eletromagnéticas do arco e independentemente da ação da gravidade, Figura 3.9. Esta forma de transferência requer o uso de misturas de proteção ricas em argônio, do eletrodo ligado no pólo positivo e de níveis de corrente acima de um valor crítico chamado de “corrente de transição” (I_c) o que possibilita o modo transferência metálica passar de globular para *spray*. (ASM, 1984; Kim e Eagar, 1993).

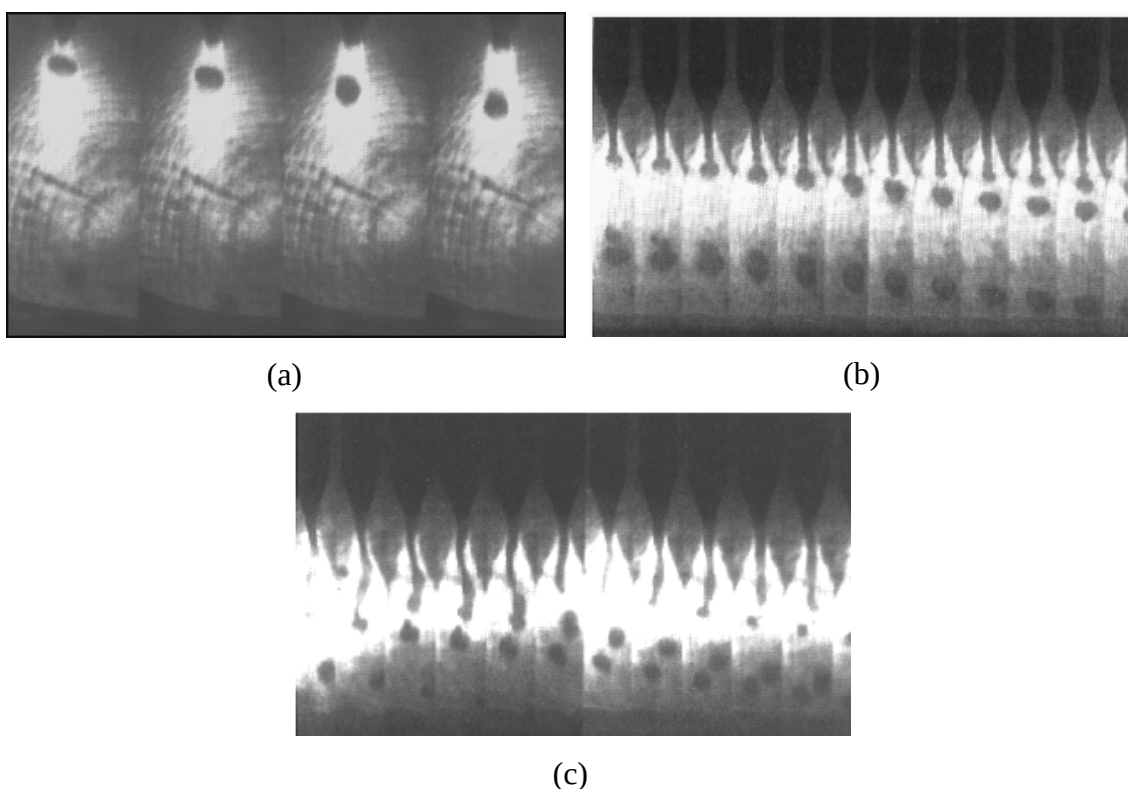


Figura 3.9 - Transferência metálica: (a) *spray* projetado, 300 A, (b) *spray* com alongamento, 360 A, e (c) início de *spray* rotacional, 480 A (Jones e Eagar, 1998c).

Considerando a soldagem de aço e a utilização de proteção gasosa a base de argônio, com o aumento contínuo da corrente o modo de transferência metálica *spray* projetado (Fig. 3.9a) torna-se *spray* em fluxo (Fig. 3.9b) e, por fim, *spray* rotacional (Fig. 3.9c), tornando-se instável (Kim e Eagar, 1993). O modo de transferência metálica *spray* projetado é muito estável apresentando baixa oscilação de corrente e tensão durante o processo, como mostram os oscilogramas apresentados nas Figuras 3.10 e 3.11. É, geralmente, livre de respingos e apresenta menor quantidade de fumos em relação ao modo de transferência globular (Nemchinsky, 1998).

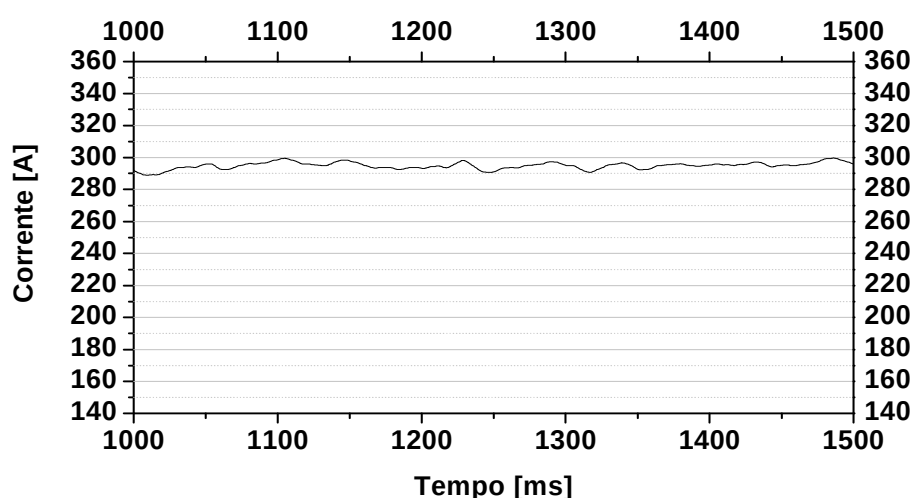


Figura 3.10 - Oscilograma de corrente: transferência metálica *spray* projetado, arame AWS-70S6 com 1,2 mm de diâmetro, gás de proteção Ar-2%O₂.

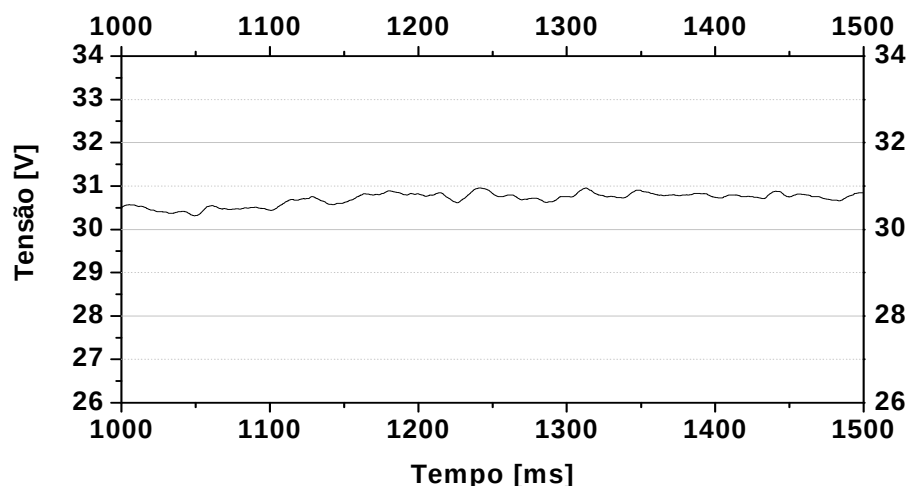


Figura 3.11 - Oscilograma de tensão: transferência metálica *spray* projetado, arame AWS-70S6 com 1,2 mm de diâmetro, gás de proteção Ar-2%O₂.

Porém, a necessidade de correntes elevadas, e consequentemente grande aporte térmico, torna difícil, ou impossível, a aplicação da soldagem com transferência *spray* fora da posição plana e na soldagem de peças de pequena espessura (ASM, 1984; Vaidya, 2002; Wang *et al.*, 2004).

A corrente de transição depende de inúmeros fatores, particularmente, da composição do eletrodo, de seu diâmetro, do comprimento energizado e do tipo de proteção gasosa (ASM, 1984). A Tabela III.3 mostra valores aproximados de corrente de transição para arames de aço baixo carbono com diferentes diâmetros (ASM, 1984).

Tabela III.3 - Valores de corrente de transição para arames de aço baixo carbono com diferentes diâmetros (ASM, 1994).

Material do arame	Gás de proteção	Diâmetro do eletrodo [mm]	Corrente de transição [A]
Aço baixo carbono	Ar-2%O ₂	0,58	135
		0,76	150
		0,89	165
		1,14	220
		1,57	275
	Ar-5%O ₂	0,89	155
		1,14	200
		1,57	265
	Ar-8%CO ₂	0,89	175
		1,14	225
		1,57	290
	Ar-15%CO ₂	0,89	180
		1,14	240
		1,57	295
	Ar-20%CO ₂	0,89	195
		1,14	255
		1,57	345

No início da década de 60, pesquisadores do *The Welding Institute* (Inglaterra) obtiveram um modo de transferência metálica alternativo aplicando uma corrente pulsada, cujo valor médio era equivalente aos observados com transferência globular, porém, superava as desvantagens deste modo de transferência e incorporava as vantagens da transferência por *spray* (Jacobsen, 1992; Nemchinsky, 1998; Choi *et al.*, 1998; Subramaniam *et al.*, 1999; Wu *et al.*, 2004; Wang *et al.*, 2004; Praveen *et al.*, 2005).

A Figura 3.12 mostra a terminologia usual para descrever as variações de corrente durante a soldagem GMAW com aplicação de corrente pulsada perfeitamente retangular (Choi *et al.*,1998; Praveen *et al.*, 2005).

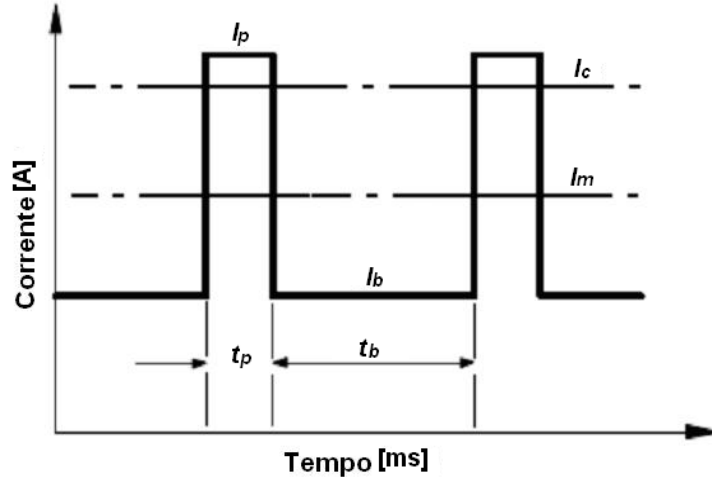


Figura 3.12 - Terminologia aplicada em GMAW-P: I_p - corrente de pico, I_b - corrente de base, I_c - corrente de transição, I_m - corrente média, t_p - tempo de pico e t_b - tempo de base (Choi *et al.*,1998; Praveen *et al.*, 2005).

Este modo de transferência metálica é caracterizado pela utilização de corrente de soldagem oscilando entre baixos valores (corrente de base) e valores maiores (corrente de pico) de modo que a corrente média assuma valores inferiores àqueles observados na transferência por *spray*. O propósito da corrente de base é manter o arco elétrico, enquanto a corrente de pico promove o destacamento da gota de metal fundido (Wu *et al.*, 2004; Praveen *et al.*, 2005).

Desprezando-se as distorções e mudanças que ocorrem durante a operação de soldagem, o valor médio da corrente, suposta como perfeitamente retangular, pode ser determinado pela Equação 3.1 (Choi *et al.*,1998; Praveen *et al.*, 2005).

$$I_m = \frac{I_p t_p + I_b t_b}{t_p + t_b} \quad (3.1)$$

Em que: I_p - corrente de pico [A],

I_b - corrente de base [A],

t_p - tempo de pico [s],

t_b - tempo de base [s].

A Figura 3.13 exibe oscilogramas de corrente e tensão típicos da soldagem com corrente pulsada.

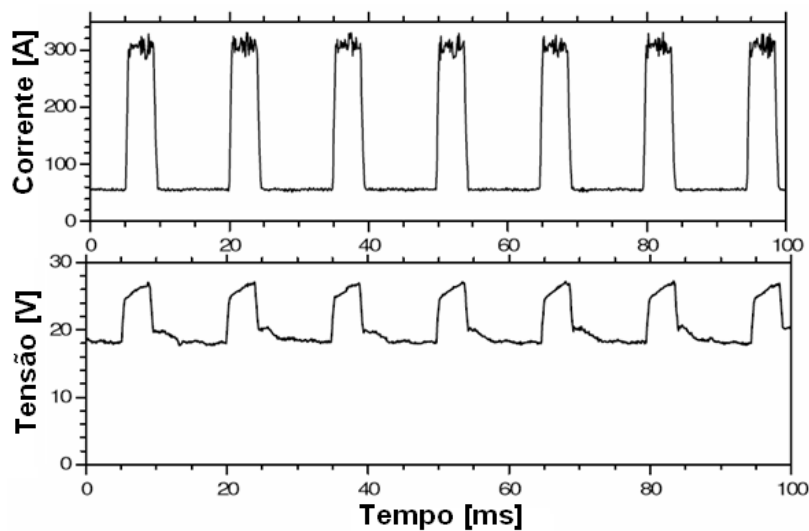


Figura 3.13 - Oscilogramas de corrente e tensão em GMAW-P: arame AWS -70S6; com 1,2 mm de diâmetro, gás de proteção Ar-2%O₂ (Modenesi, 2007).

Para um dado valor de I_p (superior a I_c), se o tempo de pico for muito curto, a duração do pulso de corrente será insuficiente para iniciar o destacamento do metal fundido na ponta do eletrodo. Assim, a gota só será transferida para a poça de fusão após vários períodos de pico e de uma forma independente desses. A transferência de metal será, assim, do tipo globular (Wu *et al.*, 2004).

Para tempos de pico muito longos, várias gotas de metal podem se destacar em um único período e a transferência será do tipo "spray". Neste caso, contudo, o tipo de transferência irá mudar durante o período de pico, passando de uma transferência tipo spray projetado para a primeira gota destacada durante este período para spray com alongamento nas demais gotas (Wu *et al.*, 2004).

Para tempos de pico intermediários, uma única gota de metal de adição é transferida

para cada pulso de corrente e o modo de transferência será mantido como *spray* projetado. Devido às características favoráveis deste tipo de transferência, esta é considerada a mais desejada para a soldagem com corrente pulsada (Nemchinsky, 1998; Wu *et al.*, 2004; Praveen *et al.*, 2005;).

A aplicação de corrente pulsada para obtenção de um modo específico de transferência metálica oferece benefícios significativos, porém este método exige cuidado na seleção e correlação de um grande número de parâmetros (Wu *et al.*, 2004). A Tabela III.4 mostra a influência de alguns destes parâmetros.

Tabela III.4 - Influência de alguns parâmetros durante a soldagem com corrente pulsada (Praveen *et al.*, 2005).

Parâmetros do processo	Influência
velocidade de soldagem	na penetração e modo de transferência metálica.
diâmetro do arame	na penetração.
velocidade de alimentação	na penetração e forma da gota.
gás de proteção	na estabilidade do arco, modo de transferência, formato do cordão e destacamento da gota fundida.
Parâmetros do pulso	Influência
corrente de pico	no modo de transferência metálica, alongamento do eletrodo, penetração e destacamento da gota fundida.
tempo de pico	no número de gotas destacadas por pico.
corrente de base	no destacamento das gotas fundidas, temperatura do metal transferido, fluidez, largura do cordão de solda, molhabilidade do filete de solda e tamanho da gota.
corrente média	no modo de transferência metálica.
frequência	no número de gotas destacadas por pulso e corrente média.
ciclo de trabalho	no número de gotas destacadas por pulso
taxa de resposta	na taxa de fusão, diâmetro das gotas, plano de fusão e área de reforço.

Experimentalmente, observou-se que a faixa de valores de I_p e t_p favorável à transferência de uma gota por pico é aproximadamente hiperbólica e tem sido representada pela Equação 3.2 (Allum e Quintino, 1984; Scotti e Ponomarev, 2008):

$$I_p^n t_p = D \quad (3.2)$$

Em que: n - é um valor próximo de 2,

D - é uma constante que depende do diâmetro do arame, tipo de material e gás de proteção, conhecida como "Parâmetro de Destacamento".

3.3 - Teorias para a transferência de metal na soldagem GMAW

Existem basicamente duas teorias independentes para descrever a transferência metálica no processo GMAW, ambas prevêem uma condição crítica para o destacamento da gota. A primeira refere-se a um balanço de forças estáticas agindo na gota fundida presa na ponta do arame-eletrodo, proposta inicialmente por Greene (1960) e posteriormente por Amsom (1965), e a segunda, desenvolvida por Allum (1985a e 1985b), baseia-se no desenvolvimento de instabilidades em um cilindro fluido o qual é submetido a uma constrição devido a forças eletromagnéticas.

O balanço das forças estáticas utilizado para modelar a transferência metálica leva em consideração que a gota irá se desprender do arame-eletrodo quando a soma das forças de destacamento for maior que as forças de sustentação. Considerando a soldagem na posição plana, este balanço pode ser representado pela Equação 3.3 (Lancaster, 1986; Kim, 1989; Kim e Eagar, 1993; Choi, J., *et al.*, 2001):

$$F_{em} + F_g + F_d > F_\gamma + F_v \quad (3.3)$$

Em que: F_{em} - força eletromagnética [N],

F_g - força da gravidade [N],

F_d - força de arraste [N],

F_γ - força devido à tensão superficial [N],

F_v - força devido à vaporização dos componentes do metal [N].

A força eletromagnética, considerando a gota fundida com um formato esférico, pode ser calculada a partir da Equação 3.4 (Amson, 1962; Nenchinsky, 1996).

$$F_{em} = \frac{\mu_0 I^2}{4\pi} \left[\ln \frac{R \sin \theta}{r} - \frac{1}{4} - \frac{1}{1 - \cos \theta} + \frac{2}{(1 - \cos \theta)^2} \ln \frac{2}{1 + \cos \theta} \right] \quad (3.4)$$

Em que: μ_0 - permeabilidade magnética do espaço livre [N/A²],

R - raio da gota [m],

θ - ângulo de divergência da corrente elétrica na ponta do arame-eletrodo em relação à sua linha de centro [graus].

Kim (1989), Kim e Eagar (1993) e Choi, J., *et al.*, 2001 utilizaram nos seus trabalhos as Equações 3.5, 3.6 e 3.7 para estimar os valores das forças relacionadas à gravidade, arraste e tensão superficial, respectivamente.

$$F_g = \frac{4}{3} \pi R^3 \rho_d g \quad (3.5)$$

Em que: ρ_d - densidade da gota [kg/m³],

g - aceleração da gravidade [m/s²].

$$F_d = C_D A_p \left(\frac{\rho_f V_f^2}{2} \right) \quad (3.6)$$

Em que: C_D - coeficiente de arraste do plasma (adimensional),

A_p - área projetada da esfera (gota) perpendicular à direção do movimento do fluido [m²],

ρ_f - densidade do fluido [kg/m³],

V_f - velocidade do fluido [m/s].

$$F_s = 2\pi r \gamma \quad (3.7)$$

Em que: γ - tensão superficial [N/m],

r - raio do arame [m].

A teoria de estabilidade de *Pinch* desenvolvida pelo modelo de Rayleigh para cilindros líquidos leva em consideração que a energia livre de um formato esférico é menor do

que a de uma coluna de líquido, portanto um distúrbio no próprio comprimento da coluna de líquido tende a causar a ruptura deste em forma de gotas (Allum, 1985a e 1985b; Lancaster, 1986; Kim, 1989).

A Equação 3.8 é uma solução analítica aproximada para predizer o tamanho crítico das gotas levando em consideração a teoria de *Pinch* (Allum, 1985a e 1985b; Lancaster, 1986).

$$D_g = \frac{2\pi r}{1 + \left(\frac{\mu_0 I^2}{2\pi^2 r \gamma}\right)^{\frac{1}{2}}} \quad (3.8)$$

Em que: D_g - diâmetro da gota [m],

I - corrente de soldagem [A],

γ - tensão superficial [N/m].

Outros modelos ou adaptações dos modelos anteriores foram desenvolvidos por vários autores na tentativa de simular com maior precisão os fenômenos relacionados à transferência metálica. Nemchinsky (1994) simulou as características de transferência metálica *spray* utilizando um modelo que incorpora características dos dois modelos citados, considerando o efeito do volume e formato da gota nos valores de tensão superficial e forças eletromagnéticas. Haidar e Lowke (1996) simularam numericamente as características da transferência metálica globular e *spray* utilizando o método VOF (*volume-of-fluid*), desenvolvido em 1980 no Laboratório Nacional de Los Alamos (Novo México, Estados Unidos) (Wang *et al.*, 2003). Este método é uma ferramenta de modelamento numérica que pode ser aplicado a problemas com vários fluidos com diferentes densidades e é considerado adequado para prever o movimento da superfície livre. Neste método, são utilizadas funções marcadoras para reconstrução da superfície livre entre as fases fluidas. Estas funções assumem valores entre 0 e 1 para cada elemento do espaço discretizado, dependendo da quantidade de uma dada fase no elemento. A cada passo no tempo, a superfície livre é reconstruída a partir das funções marcadoras. Choi *et al.* (1999) utilizaram números adimensionais tais como, *Reynolds*, *Weber*, *Froude* e *NIE*, que representam os efeitos relativos da viscosidade, tensão

superficial, efeitos da gravidade e forças eletromagnéticas, respectivamente. Adicionalmente, outros quatro números adimensionais derivados da tensão superficial foram, também, utilizados (*Weber*, *Bond*, N_{SE} e N_{SV} , representando (a velocidade de fusão (neste contexto), o efeito da gravidade, força eletromagnética e viscosidade, respectivamente). A influência de cada número nas dimensões, destacamento e velocidade de deslocamento da gota foi estimada numericamente.

3.4 - Gases de proteção

Os gases ou mistura de gases de proteção são de suma importância na soldagem GMAW, dentre outras coisas, por proteger a poça de fusão, o metal fundido na ponta do arame-eletrodo e o arco elétrico do ambiente circunvizinho. Dependendo de suas propriedades físicas e químicas estes afetam, por exemplo, a ionização e formação do arco elétrico, a sua forma e estabilidade, o modo de transferência metálica, as propriedades mecânicas do metal depositado, o volume de fumos e respingos, a geometria e o aspecto superficial do cordão (Kenned, 1970; Salter e Dye, 1971; Hilton e Norrish, 1988; Tusek e Suban, 2000; Vaidya, 2002).

As propriedades físicas mais relevantes dos gases de proteção aplicados nas operações de soldagem são a condutividade térmica, os potenciais de ionização e oxidação e a densidade relativa em relação à atmosfera. A condutividade térmica, considerando os outros parâmetros de soldagem constantes, quando alta, irá restringir o arco radialmente e quando baixa expandi-lo, para possibilitar igual transferência de calor. O potencial de ionização influencia a facilidade de abrir e manter um arco estável. Neste sentido, gases de menor potencial de ionização (por exemplo, o argônio em relação ao hélio) tendem a favorecer uma operação mais estável e uma abertura mais fácil do arco. O potencial de oxidação influencia o quanto o gás vai interagir com a gota fundida e a poça de fusão. Um potencial maior pode ser prejudicial por possibilitar a oxidação e perda de elementos de liga. Porém, um gás ligeiramente oxidante pode ser necessário para estabilizar o arco, por facilitar a emissão de elétrons por efeito de campo (do catodo) (Scotti e Ponomarev, 2008). A densidade relativa ditará o quanto o gás, para uma determinada vazão e posição de soldagem, será eficiente no isolamento da gota

fundida e a poça de fusão do ambiente circunvizinho (Brosilow, 1978; Hilton e Norrish, 1988; Tusek e Suban, 2000; Vaidya, 2002).

O argônio é o gás mais comumente utilizado na soldagem GTAW e GMAW. Esse é inerte, incolor, inodoro, insípido, não inflamável e não tóxico, além de não se dissolver de forma apreciável na poça de fusão. Possui um potencial de ionização relativamente baixo e é um gás mais denso do que o ar, como pode ser observado na Tabela III.5. Estas características permitem uma abertura fácil de arco, mesmo quando são utilizados baixos valores de corrente de soldagem, e propicia boa proteção, com baixos valores de vazão, sobretudo na posição plana (Kenned, 1970; Brosilow, 1978; Hilton e Norrish, 1988; Tusek e Suban, 2000).

Na soldagem GMAW o uso do argônio favorece a transferência por *spray* em correntes mais baixas. Este tipo de transferência leva à formação de um cordão com penetração mais acentuada em uma estreita faixa próxima ao seu centro (*finger type penetration* - penetração em dedo), como pode ser observado na Figura 3.14 (Brosilow, 1978; Hilton e Norrish, 1988).

Tabela III.5 - Propriedades físicas dos gases de proteção (Hilton e Norrish, 1988; Tusek e Suban, 2000).

Gás	Primeiro potencial de ionização [eV] ^a	Densidade a 15°C e 1 bar [kg/m ³]	Densidade relativa ao ar (= 1)
Ar	15,75	1,669	1,38
He	24,58	0,167	0,14
H ₂	13,59	0,085	0,06
N ₂	14,54	1,170	0,91
O ₂	13,61	1,337	1,04
CO ₂	14,40	1,849	1,44

Notas: (a) 1 eV = 1,6 x 10⁻¹⁶ J.

Na soldagem dos aços, a utilização de argônio puro tende a favorecer o aparecimento de reforço excessivo, devido aos baixos valores de energia do arco e calor imposto e da tensão superficial. Isto pode ser minimizado pela adição de pequenas quantidades de oxigênio, que reduz a tensão superficial do metal fundido, além de melhorar a

estabilidade da raiz do arco (Salter and Dye, 1971, Hilton e Norrish, 1988; Vaidya, 2002).

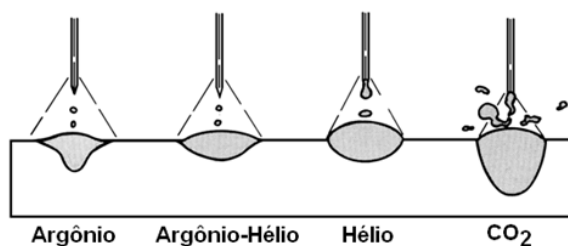


Figura 3.14 - Perfis de penetração e de transferência metálica, típicos em soldagem GMAW com diferentes gases de proteção (ASM, 1994).

Uma preocupação relacionada ao uso do argônio, assim como, do nitrogênio diz respeito à segurança do trabalho e ao meio ambiente. Esta se refere ao elevado potencial para a geração de ozônio pelo arco, gás muito tóxico que pode ter sua formação minimizada pela utilização de Hélio como parte integrante das misturas (Wiktorowicz e Crouch, 1994).

O hélio é um gás inerte, porém tem como desvantagens o custo, que é maior em relação ao argônio, e uma baixa densidade ($0,14 \text{ kg/m}^3$), menor que a do ar (1 kg/m^3), o que tende a prejudicar a eficiência da proteção gasosa, sobretudo na posição plana e vertical (Kened, 1970; Hilton e Norrish, 1988).

O hélio, quando aplicado à soldagem, apresenta maiores valores de tensão no arco em relação ao argônio para a mesma condição operacional, resultando assim, em uma maior quantidade de calor imposto, o que está associado, segundo a maioria dos autores, com o seu maior potencial de ionização, como pode ser observado na Tabela III.5 (Brosilow, 1978; Hilton e Norrish, 1988). Essa característica, aliada à maior condutividade térmica do hélio, implica em uma maior capacidade de fusão do metal de base. Isto possibilita, em condições operacionais similares, o uso de maiores velocidades de soldagem em relação ao argônio, assim como a obtenção de cordões com perfil mais arredondado, o que pode ser percebido na Figura 3.14 (Hilton e Norrish, 1988; Wiktorowicz e Crouch, 1994).

O dióxido de carbono é um gás levemente oxidante, uma vez que, com aumento de temperatura se dissocia em CO (redutor) e $\frac{1}{2}$ O₂ (oxidante). É utilizado principalmente em misturas binárias e ternárias podendo ser aplicado juntamente com argônio e hélio, em baixas proporções. De acordo com Hilton e Norrish (1998), estas misturas podem ser divididas em três categorias: (01) baixo teor de CO₂ (1 a 7%), (02) médio teor de CO₂ (8 a 15%) e (03) alto teor CO₂ (16 a 25%). É aplicado geralmente na soldagem de aço baixo carbono, pois sua característica oxidante inviabiliza a soldagem de materiais reativos e a possibilidade de transferir carbono para o metal soldado restringe sua aplicação na soldagem de aços inoxidáveis (Brosilow, 1978; Hilton e Norrish, 1998; Scotti e Ponomarev, 2008).

O dióxido de carbono apresenta baixo custo de produção em relação ao argônio, e a sua alta capacidade de troca de calor (Vaidya, 2002), aliada a energia liberada pela recombinação do CO₂ promove uma maior transferência de calor para o metal base, em relação ao argônio, favorecendo a formação de cordões de maior largura e maior penetração, como está representado na Fig. 3.14. A utilização de misturas ricas em CO₂ demanda uma maior tensão para manter o arco aberto e não se observa a transferência metálica por *spray* e sim transferência globular, globular repelida e por curtos-circuitos. Devido à sua característica oxidante, torna necessário o uso de arames com maiores teores de Mn, Si e Al, para desoxidar o cordão, o que exige maior preocupação com limpeza durante os procedimentos de soldagem (Kenned, 1970; Hilton e Norrish, 1998; Vaidya, 2002).

O oxigênio não é utilizado diretamente como gás de proteção e sim como parte integrante de misturas binárias e ternárias a base de argônio. Acredita-se que o oxigênio possibilita a estabilização do arco, por facilitar a emissão de elétrons pelo cátodo, e a diminuição da tensão superficial do metal líquido, aumentando sua molhabilidade, com um teor menor do que seria necessário com a utilização de CO₂ (Kenned, 1970; Scotti e Ponomarev, 2008).

O hidrogênio é um gás incolor, inodoro, insípido, inflamável e não tóxico, apresenta baixíssima densidade relativa ao ar (0,06), sendo, portanto, menos denso que o hélio. É

o gás aplicado à soldagem com o maior valor de condutividade térmica, como pode ser observado na Figura 3.15, e possuindo alto valor de entalpia (Tusek e Suban, 2000). De acordo com Hilton e Norrish (1998), o hidrogênio é basicamente aplicado na soldagem TIG e processos a plasma, embora algumas misturas binárias e ternárias possam ser aplicadas no processo GMAW. Kujamppa *et al.* (1984) e Tusek e Suban (2000) relatam que a adição de hidrogênio em misturas para a soldagem de aço inoxidável austenítico favorece a qualidade da solda e aumenta a taxa de fusão. Urmston *et al.* (1994) afirmam que o hidrogênio também favorece a diminuição da emissão de ozônio, de tal forma que adições de cerca de 1,5% de H_2 ao argônio resultam na redução de 50% na quantidade de ozônio gerado.

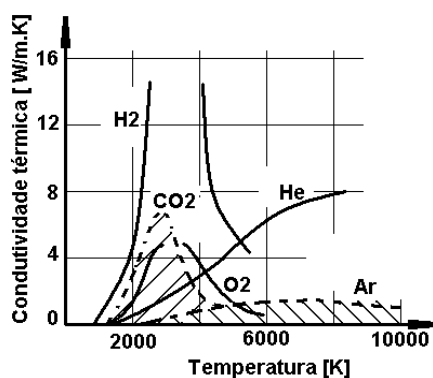


Figura 3.15 - Gráfico esquemático da condutividade térmica dos gases em função da temperatura (Suban e Tusek, 2001).

3.5 Características do arco elétrico

O arco elétrico (Figura 3.16) pode ser descrito como sendo uma descarga elétrica entre eletrodos através de um meio gasoso e ou, até mesmo, de vapores gerados a partir desses, apresentando uma queda de tensão no catodo da ordem do potencial de excitação do vapor do eletrodo (cerca de 10 V) e no qual pode circular uma corrente elétrica quase sem limite, desde que exceda um valor de aproximadamente 100 mA (Guile, 1970).

Para fins de entendimento, o arco elétrico é geralmente dividido em três regiões distintas: (1) região anódica e (2) catódica, que correspondem a finas camadas

existentes na interface entre os eletrodos (arame e peça) e a coluna do arco elétrico com espessuras da ordem de 10^{-6} m, e a (3) coluna do arco que corresponde à maior parte deste como mostra a Figura 3.17 (Lancaster, 1984; Ushio, 1988; Hajossy e Morva, 1994; Haidar e Lowke, 1996; Nenchinsky, 1996; Haidar, 1998c; Haidar *et al.*, 2006).

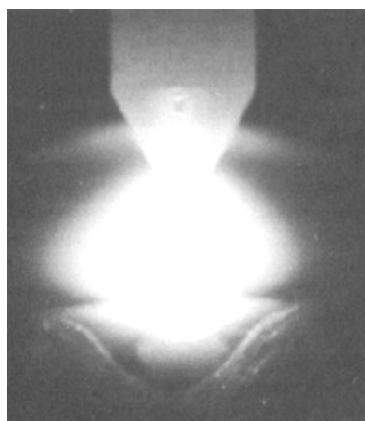


Figura 3.16 - Imagem do arco elétrico durante soldagem com o processo TIG (Lancaster, 1984).

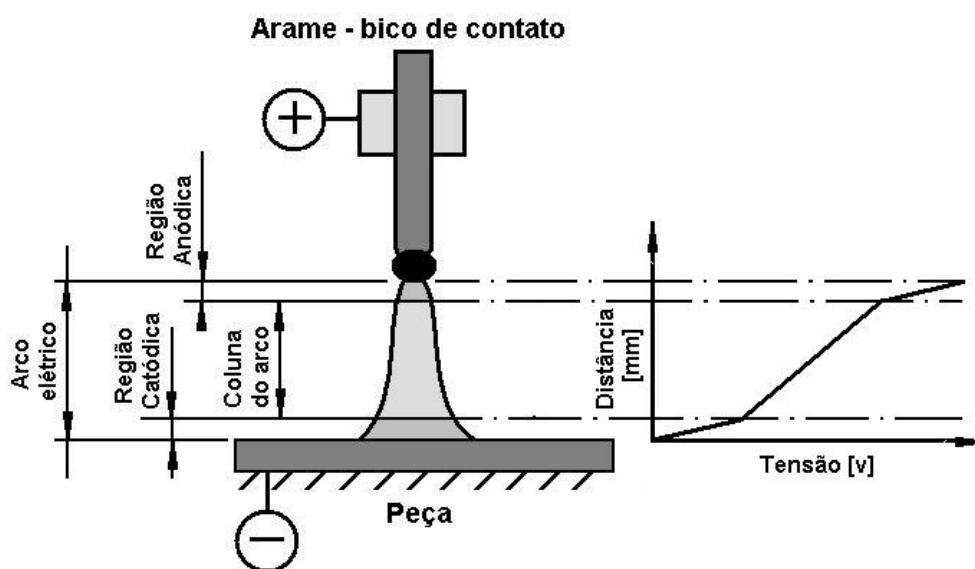


Figura 3.17 - Desenho esquemático da divisão e distribuição das quedas de tensão no arco elétrico.

De acordo com esta descrição, a tensão total do arco elétrico poderia ser determinada por meio da Equação 3.9 (Lancaster, 1984; Haidar *et al.*, 1998c; Golob *et al.*, 2002; Bingul e Cook, 2006; Simpson, 2009).

$$U_{Tarc} = U_{cp} + U_c + U_a \quad (3.9)$$

Em que: U_{cp} - queda de tensão na coluna do arco [V],

U_c - queda de tensão catódica [V],

U_a - queda de tensão anódica [V],

U_{Tarc} - tensão total no arco [V].

Na coluna do arco ou plasma, o gradiente de tensão assume valores da ordem de 10^3 V/m, sendo improvável que exceda 10^4 V/m exceto em aplicações onde se verifica uma pressão maior que a atmosférica. Já o gradiente de tensão na região catódica pode exceder a 10^9 V/m. Similarmente, a densidade de corrente na coluna do arco é da ordem de 10^6 a 10^7 A/m², ao passo que pode exceder o valor de 10^{10} A/m² na região catódica (catodo não termiônico) e atingir valores entre 10^8 e 10^9 A/m² na região anódica (Guile, 1970).

Guile (1970) estimou que a queda de tensão na região catódica assume valores entre 10 e 20 V e que na região anódica, para eletrodos metálicos, os valores fiquem entre 1 e 10 V, apesar de ressaltar a dificuldade de se precisar estes valores.

Bingul e Cook (2006) estimaram, também, que a queda de tensão na região anódica e catódica assume valores entre 1 e 10 V e 10 e 20 V respectivamente, e que estas regiões dissipam 60 a 70% da potência do arco e possuem um campo elétrico de 10^6 a 10^8 V/m.

Assumindo que a região do arco elétrico esteja em equilíbrio termodinâmico e possui fluxo lamelar, o valor da queda de tensão na coluna do arco pode ser considerado como aproximadamente proporcional ao seu comprimento (L_a) e pode ser estimada pela Equação 3.10 (Golob *et al.*, 2002; Bingul e Cook, 2006). Esta queda de tensão depende de vários fatores, em particular da composição do gás de proteção utilizado no processo (Kened, 1970; Salter and Dye, 1971; Hilton e Norrish, 1988; Tusek e Suban, 2000; Vaidya, 2002).

$$U_{cp} = EL_a \quad (3.10)$$

Em que: E - campo elétrico na coluna do arco [V/mm],

L_a - comprimento do arco elétrico [mm].

Outra possibilidade de estimar a queda de tensão no arco é utilizando a Equação 3.11 (Xu *et al.*, 1999; Terasaki e Simpsom, 2006; Simpson, 2009).

$$U_{cp} = 118,6\{\exp[-0,0857(L_a + 1,054)] - 1\}\{\exp[-0,000487(I + 349,2)] - 1\} \quad (3.11)$$

Em que: I - corrente de soldagem [A].

Pode-se, também, obter uma estimativa do valor da queda de tensão no arco utilizando a Equação 3.12, que é uma variação da conhecida equação de Ayrton (Lancaster, 1986; Fugimura *et al.*, 1988; Choi, J., *et al.*, 2001).

$$U_{Tarc} = k_1 + k_2I + (k_3 + k_4I)L_a \quad (3.12)$$

Em que: k_1 , k_2 , k_3 e k_4 são constantes obtidas experimentalmente.

A Tabela III.6 mostra alguns valores destinados às constantes da Equação 3.12. Fugimura *et al.* (1988) trabalharam com arame de aço de 1,2 mm de diâmetro e Ar-20%CO₂ como gás de proteção e Choi *et al.* (2001) com arame de aço de 1,2 mm de diâmetro e argônio puro como gás de proteção.

Tabela III.6 - Valores das constantes para Equação 3.12.

aramé [mm]	K_1 [V]	K_2 [Ω]	K_3 [V/mm]	K_4 [V/Amm]	Fonte
1,2	15,1	0,0212	0,992	0,011	Fugimura <i>et al.</i> (1988)
1,2	16,24	0,02376	0,553	$6,395 \cdot 10^{-4}$	Choi, B., <i>et al.</i> (2001)

3.6 - Fontes de soldagem

As fontes de soldagem podem ser divididas em duas classes básicas: (01) fontes convencionais ou eletromagnéticas e (02) fontes “modernas” ou eletrônicas. O que diferencia os dois grupos é a forma de controle, se por meio de efeitos eletromagnéticos (variação da impedância) ou por meio de eletrônica de potência (aplicação de tiristores,

transistores, etc) (AMS, 1994; Scotti e Ponomarev, 2008; Marques *et al.*, 2009). Tanto as fontes convencionais como as eletrônicas são amplamente utilizadas com eficiência, dependendo da aplicação e relação custo/benefício (Scotti e Ponomarev, 2008).

As fontes eletromagnéticas são em geral mais resistentes, de menor complexidade e menor custo de manutenção. Diferentes dispositivos eletromagnéticos são usados para modular o sinal de saída, como transformadores reguláveis por ferro-móvel ou bobina móvel ou os reatores de ferro-móvel ou saturável (AMS, 1994; Scotti e Ponomarev, 2008; Marques *et al.*, 2009). Esta tecnologia impossibilita a regulação dos parâmetros desejados com a fonte em vazio e dificulta tanto o controle remoto como o interfaceamento com outros equipamentos e a modulação e programação do sinal de corrente e ou tensão na saída. Produz ainda instabilidades no sinal de saída e respostas lentas, com pouco controle sobre as características dinâmicas (Scotti e Ponomarev, 2008).

As fontes eletrônicas permitem uma regulação mais fácil dos parâmetros, respostas dinâmicas mais rápidas e controláveis, alta precisão e repetibilidade e controle por retroalimentação (Scotti e Ponomarev, 2008). Existem diferentes projetos de fontes que podem ser classificados como comando eletrônico. As formas mais conhecidas são: (a) fontes tiristorizadas, (b) fontes transistorizadas analógicas (c) fontes transistorizadas chaveadas e (d) fontes inversoras. (AMS, 1994; Scotti e Ponomarev, 2008; Marques, *et al.*, 2009).

As vantagens do controle por tiristores (retificador e transformador de silício, SCR) são sua simplicidade, robustez e possibilidade de controle de saída da fonte com pequenos sinais eletrônicos (Marques *et al.*, 2009). Porém, uma vez disparado o transistor continua a conduzir corrente até que esta se anule ou seu sentido se inverta. Como consequência, o momento de disparo do gatilho só pode ser regulado a cada meio ciclo, produzindo um nível de ruído de baixa frequência na saída e impossibilitando a correção ou modulação desse sinal a qualquer tempo (Scotti e Ponomarev, 2008).

Quando os transistores operam na região linear (fontes analógicas), pode-se reproduzir

qualquer tipo de sinal em sua saída, desde que sejam respeitados os limites máximos para o qual a fonte foi projetada. Sendo assim, pode-se obter correntes com formas de onda adequadas às características dinâmicas de diversos processos de soldagem. Além disso, tais equipamentos de soldagem produzem uma saída de corrente ou de tensão sem flutuação em relação à referência desejada, já que o controle sobre o transistor é contínuo. A grande desvantagem apresentada pelas fontes transistorizadas analógicas é a perda de energia nos transistores (AMS, 1994; Scotti e Ponomarev, 2008; Marques *et al.*, 2009).

Nas fontes chaveadas, o transistor atua como uma chave controladora da variável de soldagem desejada, pela interrupção ou liberação do fluxo de corrente pelo transistor. Através desta técnica de chaveamento, as perdas reduzem-se substancialmente já que, quando o transistor está aberto, a corrente que passa pelo mesmo seria teoricamente nula e, quando fechado, a tensão entre seus terminais seria nula (AMS, 1994; Scotti e Ponomarev, 2008; Marques *et al.*, 2009).

Nas fontes inversoras, a corrente alternada da rede é retificada diretamente, e a corrente contínua de tensão elevada é convertida em corrente alternada de alta frequência (5 a 50 kHz, ou mais) por meio de um inversor. Devido à elevada frequência, a tensão pode ser reduzida eficientemente com um transformador de pequenas dimensões. Adicionalmente, o sinal de saída da fonte é controlado atuando-se no inversor. A velocidade de resposta é bastante elevada dependendo, dentre outros parâmetros, da frequência de operação do inversor (Marques *et al.*, 2009).

O funcionamento de uma fonte de energia depende fundamentalmente de suas características estáticas e dinâmicas. A característica estática diz respeito ao comportamento em regime da fonte (valores médios de corrente e tensão) quando submetida a diferentes cargas (resistivas, capacitivas e indutivas). Já a característica dinâmica envolve variações transientes de corrente e tensão fornecidas pela fonte em resposta a mudanças durante a soldagem (Scotti e Ponomarev; Marques *et al.*, 2009).

As características estáticas de uma fonte são geralmente representadas por curvas

características, obtidas por meio de testes resistivos. Geralmente, as fontes convencionais podem ser classificadas de acordo com a sua curva característica seja em fontes de (a) corrente constante (CI) ou de (b) tensão constante (CV) como mostra a Figura 3.18 (AMS, 1994; Cary, 1998; Scotti e Ponomarev, 2008; Marques *et al*, 2009).

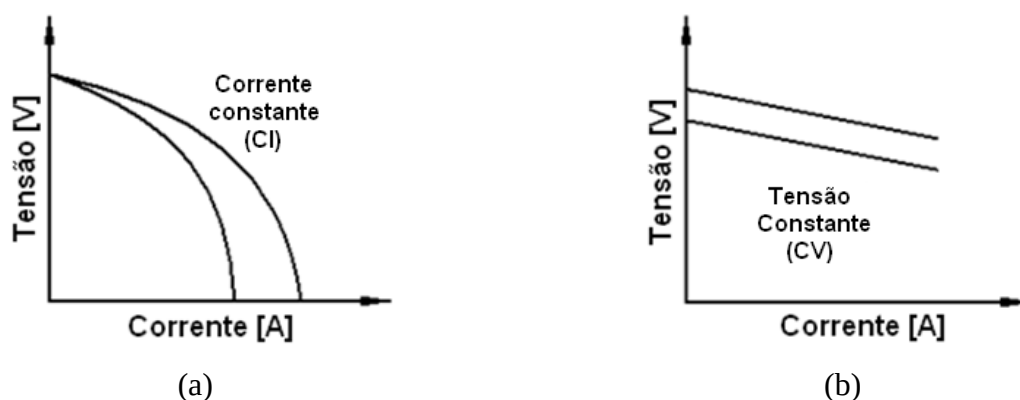


Figura 3.18 - Desenho esquemático das curvas características de fontes convencionais de (a) corrente constante e (b) tensão constante (Cary, 1998).

As características dinâmicas são definidas em função da indutância do sistema (fonte, cabos e arco elétrico) e podem ser analisadas em gráficos de corrente e ou tensão em função do tempo, comumente chamados de oscilogramas (Scotti e Ponomarev, 2008). Estas são importantes, particularmente: (a) na abertura do arco, (b) durante mudanças rápidas no comprimento do arco, (c) durante a transferência de metal através do arco, (d) no caso de soldagem com corrente alternada, durante a extinção e reabertura do arco a cada meio ciclo de corrente (Marques, *et al.*, 2009). A Figura 3.19 exhibe valores máximos e mínimos de indutância para diferentes fontes convencionais de soldagem.

Em uma primeira aproximação, considerando o sistema estático, ou seja, sem variações bruscas de corrente elétrica (fonte operando em soldagem com o arco aberto, com transferência metálica globular ou *spray*), as curvas características de uma fonte convencional podem ser descritas, na sua faixa de operação, pela Equação 3.13 (Fig. 3.20) (Juluan, 2003).

$$U_{circ} = U_0 - MI \quad (3.13)$$

Em que: U_{circ} - tensão no circuito (tensão de saída da fonte durante a soldagem) [V],

U_0 - tensão em vazio [V],

M - inclinação (*slope*) da fonte [V/A],

I - corrente elétrica [A].

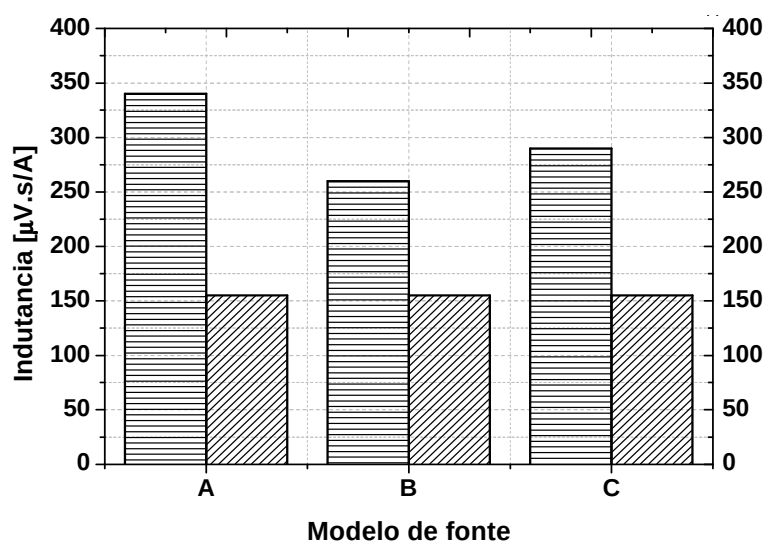


Figura 3.19 - Valores de indutância máxima e mínima para três fontes convencionais diferentes (Scotti e Ponomarev, 2008).

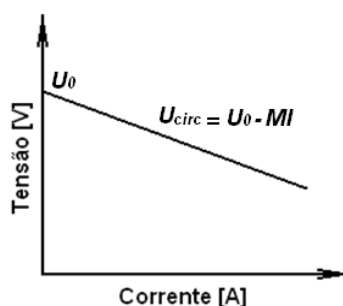


Figura 3.20 - Curva característica de uma fonte convencional: U_0 - tensão em vazio e M - inclinação da fonte (*slope*).

Na realidade, tanto as fontes convencionais CI, e, principalmente, as CV não são em geral de corrente ou tensão realmente constante. Nas fontes de CI, tem-se, usualmente, uma variação maior que 7 V/100A (na faixa de 20 a 30 V maior que 20 V/100A) e, em fontes CV, tem-se uma variação menor que 7 V/100A (Scotti e Ponomarev, 2008). Estas variações (afastamento da condição ideal) são inerentes aos transformadores. Mas as fontes eletrônicas podem, frequentemente, produzir saídas ideais, ou seja, apresentam

uma queda nula de tensão em relação à corrente (0 V/A) quando operando em tensão constante ou queda infinita (curva característica perpendicular ao eixo da corrente) quando operando em corrente constante (Scotti e Ponomarev, 2008).

Quando o sistema opera com variações bruscas de corrente elétrica (soldagem com o arco intermitente e ou transferência metálica por curtos-circuitos), o comportamento elétrico das fontes convencionais deve ser convertido em um circuito indutivo e pode ser representado, na sua faixa de operação, pela Equação 3.14 (Juluan, 2003).

$$U_{circ} = U_0 - MI - L \frac{dI}{dt} \quad (3.14)$$

Em que: L - indutância [Vs/A],

t - tempo [s].

3.7 - Características do processo GMAW

Na soldagem com eletrodos consumíveis, um requisito adicional para a sua operação é a manutenção de um equilíbrio entre as velocidades de alimentação (f) e de fusão (W) de forma que, em qualquer condição operacional, seus valores instantâneos possam ser diferentes, mas, na média, dentro de um período adequado de tempo, estes sejam iguais.

A Figura 3.21 mostra, de forma esquemática, algumas das variáveis que determinam o comportamento operacional do processo de soldagem GMAW.

Neste processo as variáveis: velocidade de alimentação (f), velocidade de fusão (W), comprimento de arame energizado (S), comprimento de arco (L_a), distância entre o bico de contato e a peça (h), corrente de soldagem (I) e tensão de soldagem estão todas relacionadas uma vez que, pelas Equações 3.15 e 3.16, tem-se (Terasaki e Simpsons, 2006):

$$\frac{dS}{dt} = f - W \quad (3.15)$$

Em que: S - comprimento de arame energizado [m],

W - velocidade de fusão (que depende da corrente de soldagem) [m/min],

f - velocidade de alimentação [m/min].

$$h = S + L_a \quad (3.16)$$

Em que: h - distância entre o bico de contato e a peça [m],

L_a - comprimento de arco elétrico [m]

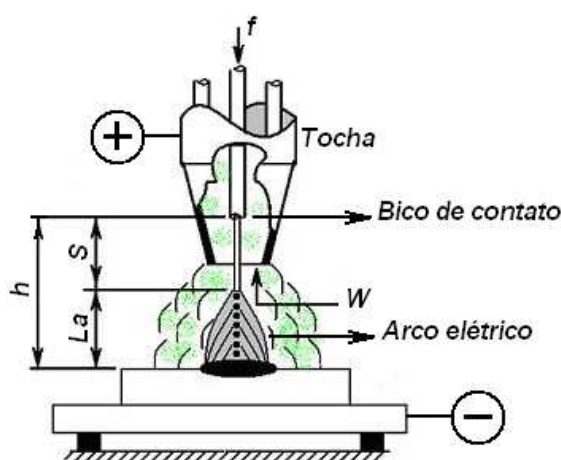


Figura 3.21 - Variáveis do processo: h - distância entre o bico de contato e a peça, L_a - comprimento do arco; S - comprimento de arame energizado, f - velocidade alimentação; W - velocidade de fusão (Bingul e Cook, 2006).

Em equipamentos com fonte de tensão constante, a velocidade de alimentação é um dado de entrada, ou seja, é uma variável pré-determinada para a realização de um procedimento de soldagem. Já a velocidade de fusão é um dado de saída e pode ser representada por uma expressão baseada em um balanço térmico na ponta do eletrodo, Equação 3.17 (Lancaster, 1986).

$$\sum Q_{entra} = \sum Q_{sai} \quad (3.17)$$

$\sum Q_{entra}$ é o somatório do calor necessário para aquecer o arame-eletrodo sendo alimentado a uma velocidade W até o seu ponto de fusão, fundi-lo, superaquecer o metal fundido até a sua temperatura no momento de seu destacamento do eletrodo e,

finalmente, para vaporizar uma parte deste material. Estes processos podem ser resumidos pela Equação 3.18 (Modenesi e Reis, 2007).

$$\sum Q_{sai} = \rho W A (\Delta H_{sólido} + \Delta H_f + \Delta H_{líquido} + f_v \Delta H_v) = \rho W A \Delta H_{total} \quad (3.18)$$

Em que: ρ - densidade do arame [kg/m^3],

A - área da seção transversal do arame [m^2],

$\Delta H_{sólido}$ - entalpia para aquecer o arame-eletrodo de sua temperatura inicial até a sua temperatura de fusão [J/kg],

ΔH_f - entalpia de fusão do arame-eletrodo [J/kg],

$\Delta H_{líquido}$ - entalpia para aquecer o metal líquido até a temperatura de destacamento da gota [J/kg],

f_v - fração vaporizada do arame-eletrodo [%],

ΔH_v - entalpia de vaporização do arame-eletrodo [J/kg],

ΔH_{total} - entalpia total [J/kg].

$\sum Q_{entra}$ deve ser formado por diversos fatores como, por exemplo, o aquecimento do arame-eletrodo por efeito Joule, aquecimento da ponta do arame-eletrodo pela zona de queda anódica (eletrodo positivo) ou catódica (eletrodo negativo), radiação e convecção da coluna do arco, radiação da poça de fusão, calor gerado por reações químicas no metal fundido na ponta do arame-eletrodo, etc. Considera-se, contudo, que $\sum Q_{entra}$ é formado, principalmente, pelos dois primeiros fatores (Lancaster, 1986).

Para a soldagem no processo GMAW com eletrodo ligado no pólo positivo, chega-se então a Equação 3.19.

$$\sum Q_{entra} = Q_{joule} + Q_{anodo} \quad (3.19)$$

O aquecimento anódico (Q_{anodo}) é gerado por elétrons atravessando a região de queda e entrando no ânodo pelo arco. Em uma primeira aproximação, ele pode ser considerado como formado pela energia térmica dos elétrons ($(3/2)kTl/e$), pela energia cinética extra

que estes recebem ao cruzar a zona de queda anódica ($V_a I$) e pela energia por eles liberada quando absorvidos pela estrutura eletrônica do metal (ϕI) (Equação 3.20) (Lancaster, 1986; Kim, 1989; Kim e Eagar, 1993):

$$Q_{anodo} = \left(\frac{3kT}{2e} + \phi + V_a \right) I \cong K_A I \quad (3.20)$$

Em que: k - constante de Boltzmann [$1,38 \times 10^{-23}$ J/k],

T - temperatura do plasma [K],

e - carga do elétron [$1,602 \times 10^{-19}$ coulomb],

ϕ - função de trabalho do material do arame-eletrodo [V],

V_a - energia cinética extra que os elétrons recebem ao cruzar a zona de queda anódica [V].

A Tabela III.7 apresenta alguns valores de função trabalho e queda de tensão anódica que foram utilizados em trabalhos de modelagem.

Tabela III.7 - Valores da função de trabalho e queda de tensão anódica para arames de aço ao carbono.

Diâmetro do arame [mm]	Função trabalho [V]	Q_{anodo} [V]	Fonte
1,2	xxxxxx	6,3	Ma <i>et al.</i> (1982)
1,2	6,0	6,58	Waszink <i>et al.</i> (1982)
0,9	3,15	xxxxxx	Shepard (1991)
1,6	3,6	xxxxxx	Shepard (1991)
1,2	3,48	xxxxxx	Halmoy (1979)

No processo GMAW a densidade de corrente no arame tende a ser elevada, portanto o aquecimento do arame por efeito Joule pode contribuir de forma importante para a sua fusão. O cálculo direto desta contribuição pode ser difícil porque a temperatura e, desta forma, a resistividade do arame-eletrodo varia continuamente de uma temperatura próxima à ambiente (junto ao bico de contato) até a sua temperatura de fusão, ou mesmo de ebulição (junto ao arco) (Kin *et al.*, 1991). Considerando que a resistividade média na parte energizada do arame-eletrodo é aproximadamente independente da corrente, a

contribuição do efeito Joule para a fusão do arame-eletrodo pode ser representada, em uma primeira aproximação, pela Equação 3.21 (Golob *et al.*, 2002).

$$Q_{joule} = K_j \frac{SI^2}{A} \quad (3.21)$$

Em que: k_j - constante que depende particularmente do tipo de material do arame [Ωm].

Trabalhando as equações citadas acima pode se chegar a Equação 3.22 e ou 3.23 (Lesnewich, 1958; Fujimura *et al.*, 1988, Modenesi e Reis, 2007).

$$W = \frac{(K_A + \frac{K_j SI^2}{A})}{\rho A (\Delta H_{total})} \quad (3.22)$$

$$W = \alpha I + \beta SI^2 \quad (3.23)$$

Na Equação 3.23 o coeficiente α representa a contribuição do aquecimento anódico pelo arco (soldagem com eletrodo positivo) que, na soldagem GMAW, parece depender principalmente da composição e do diâmetro do arame-eletrodo. Resultados experimentais indicam que este coeficiente é, em uma primeira aproximação, independente da corrente de soldagem, composição do gás de proteção (Lesnewich, 1958), do comprimento e tensão do arco (Nunes, 1982), condições superficiais do arame e geometria da junta (Matumoto, 1980). Podendo ser representado pela Equação 3.24.

$$\alpha = \frac{k_A}{\rho A (\Delta H_{total})} \quad (3.24)$$

Já o coeficiente β representa a contribuição do efeito Joule no arame-eletrodo para a sua fusão e, portanto, depende principalmente da composição, do diâmetro e das condições de encruamento do arame. Este termo é importante para arames de aço, particularmente os de pequeno diâmetro, mas é desprezível para arames de metais de elevada condutividade elétrica como alumínio e cobre. Ele pode ser estimado pela Equação 3.25.

$$\beta = \frac{k_j}{\rho A^2 (\Delta H_{total})} \quad (3.25)$$

As Equações 3.24 e 3.25 sugerem que os coeficientes α e β são aproximadamente proporcionais ao inverso da área da seção transversal do arame e da área da seção transversal do arame elevada ao quadrado, respectivamente.

A Tabela III.8 mostra valores de α e β encontrados na literatura para arames de aço carbono no processo GMAW. A Tabela III.9 mostra valores de α e β encontrados na literatura para arames de aço carbono no processo GMAW com aplicação de corrente pulsada (P-GMAW).

Tabela III.8 - Valores atribuídos aos coeficientes da Equação 3.23 para arame de aço carbono (GMAW).

Diâmetro do arame [mm]	Coefficiente α [mm/s.A]	Coefficiente β [1/s.A ²]	Fonte
0,9	0,5321	$1,71 \times 10^{-5}$	Fujimura <i>et al.</i> (1988)
0,9	0,22	$8,5 \times 10^{-5}$	Shepard (1991)
1,2	0,28	$8,1 \times 10^{-5}$	Lesnewich (1958)
1,2	0,23	8×10^{-5}	Halmoy (1979)
1,2	0,28 - 0,31	$6,6 \times 10^{-5}$ - $7,11 \times 10^{-5}$	Waszink <i>et al.</i> (1982)
1,2	0,310	$4,78 \times 10^{-5}$	Fujimura <i>et al.</i> (1988)
1,2	0,3	$7,5 \times 10^{-5}$	Allum (1995)
1,2	0,28	8×10^{-5}	Bingul (1996)
1,2 (Globular)	0,2940	$4,6081 \times 10^{-5}$	Choi, B., <i>et al.</i> (2001)
1,2 (spray)	0,2383	$4,6 \times 10^{-5}$	Choi, B., <i>et al.</i> (2001)
1,2 (spray)	0,2383	$4,6 \times 10^{-5}$	Choi, B., <i>et al.</i> (2001)
1,2 (curtos-circuitos)	xxxxxx	$6,27 \times 10^{-5}$	Choi, B., <i>et al.</i> (2001)
1,6	0,194	$1,50 \times 10^{-5}$	Fujimura <i>et al.</i> (1988)
1,6	0,23	$7,3 \times 10^{-5}$	Shepard (1991)

Simpson (2009), para modelar a variação do comprimento de arame energizado ao longo do tempo utilizou a Equação 3.26.

$$\frac{dS}{dt} = f - (I\phi + P_w + I^2 R_1 + \varepsilon U_{ac} I) / \Delta H_c \quad (3.26)$$

Em que: ϕ - queda de tensão equivalente ao calor imposto ao anodo pelo arco devido à corrente de soldagem [V],

P_w - calor gerado, por unidade de tempo, no comprimento energizado de arame [W],

R_l - resistência elétrica do metal líquido na ponta do arame-eletrodo [Ω],

ε - coeficiente que é definido como zero ou um,

U_{ac} - somatório das quedas de tensão anódica e catódica no arco [V],

ΔH_c - entalpia por unidade de comprimento [J/m].

Tabela III.9 - Valores atribuídos aos coeficientes da Equação 3.23 para arame de aço carbono (P-GMAW).

Diâmetro do arame [mm]	Coeficiente α [mm/s.A]	Coeficiente β [1/s.A ²]	Fonte
0,8	0,70	$26,3 \times 10^{-5}$	Quintino e Allum (1984)
1,0	0,47	$9,1 \times 10^{-5}$	Quintino e Allum (1984)
1,2	0,27	$5,93 \times 10^{-5}$	Quintino e Allum (1984)
1,2	0,27	$5,9 \times 10^{-5}$	Quintino e Allum (1994)
1,2	0,35	$6,75 \times 10^{-5}$	Smati (1986)
1,6	0,18	$1,2 \times 10^{-5}$	Quintino e Allum (1984)

3.8 - Circuito elétrico do processo GMAW

A Figura 3.22 representa, de maneira esquemática, um circuito elétrico típico do processo de soldagem GMAW com suas principais características.

O circuito apresenta uma indutância (L) proveniente da fonte de soldagem, arco elétrico e cabos (Scotti e Ponomarev, 2008), uma queda de tensão devido à resistência parasita (R_p) correspondendo às resistências internas da fonte e dos contatos não determinadas (Terasaki *et al*, 2006), uma queda de tensão devido à resistência entre o bico de contato e o arame (R_b), que depende da temperatura, do material do arame, de sua condição superficial, de aspectos geométricos, ajuste entre arame-eletrodo e bico, etc , uma queda de tensão provocada pela resistência elétrica do arame-eletrodo após bico de contato e, por fim, as quedas de tensão verificadas no arco elétrico devido às regiões anódica (U_a) e catódica (U_c) e a coluna do arco (Choi, B. *et al.*, 2001; Terasaki e Simpson, 2006).

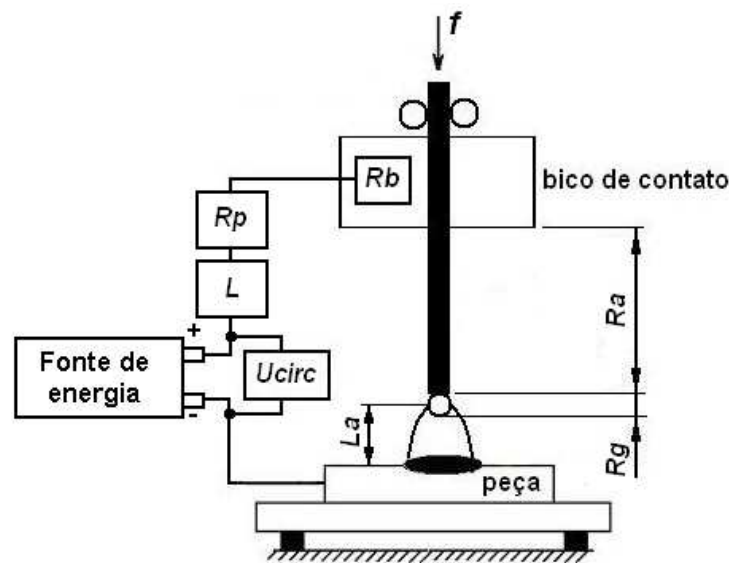


Figura 3.22 - Desenho esquemático do circuito elétrico do processo GMAW: U_{circ} - tensão no circuito, L - indutância da fonte, R_p - resistência parasita, R_b - resistência entre o bico de contato e o arame, R_a - resistência do arame e R_g - resistência da gota (Terasaki e Simpsons, 2006).

3.9 - Modelamento matemático do processo GMAW - visão geral da literatura

Os modelos matemáticos podem ser classificados, de acordo com sua natureza, em: (a) linear ou não linear, (b) estático ou dinâmico, (c) determinístico ou estocástico, (d) discreto ou contínuo. Podem ser também definidos pela forma: (I) teóricos, fundamentados em leis físicas bem estabelecidas, (II) empíricos, fundamentados em dados experimentais, ou (III) semi-empírico, misto de ciência e dados experimentais (Bingul, 2000).

Ao longo dos anos, um grande número de modelos foram desenvolvidos para descrever os aspectos físicos e operacionais do processo GMAW (Jonsson *et al.*, 1994; Benyounis e Olabi, 2008). Embora o processo esteja bem estabelecido industrialmente, a complexidade dos fenômenos envolvidos na interação entre metal líquido e sólido, gases de proteção e arco elétrico, assim como as características e interações entre as variáveis do processo e os modos de transferência metálica, geração de fumos e respingos, aspectos do cordão de solda, etc, carecem de melhor entendimento (Bingul e Cook, 2006; Simpson, 2009).

Neste sentido, uma abordagem de grande interesse diz respeito à tentativa de prever os aspectos geométricos do cordão de solda, propriedades mecânicas e tensões residuais da junta soldada. Pode-se ressaltar, dentre várias linhas de trabalho, os itens a seguir:

(1) Trabalhos destinados a modelar os parâmetros de soldagem (corrente, tensão, velocidade de deslocamento e composição do gás de proteção) relacionando-os às características geométricas (largura, reforço, penetração, comprimento, etc) de cordões de solda depositados em testes experimentais, utilizando ferramentas como, por exemplo, regressão linear, múltipla regressão ou rede neural artificial (Wahab *et al.*, 1997; Golob *et al.*, 2002; Kim *et al.*, 2005);

(2) Trabalhos que aplicam as equações de distribuição de fluxo de calor no metal base, força da gravidade, tensão superficial e pressão do arco elétrico para estimar as características geométricas da poça de fusão e ou mudanças metalúrgicas na região soldada, utilizando por exemplo o método de elementos finitos (Yamamoto *et al.*, 2002; Lindgren, 2005).

(3) Trabalhos que a partir de dados iniciais obtidos em testes experimentais e métodos de modelamento estatística ou rede neural artificial possibilitam a previsão de propriedades mecânicas da junta soldada, como resistência à tração, impacto, dureza, etc (Bhadeshia, 2002; Ates, 2007; Bhadeshia *et al.* 2007).

(4) Trabalhos que utilizam métodos numéricos para simular a forma geométrica do cordão de solda, relacionando a conservação de massa, momentum (quantidade de movimento linear massa versus velocidade), e energia (Fan e kovacevic, 1998; Fan e kovacevic, 1999; Wang e Tsai, 2001; Cho *et al.*, 2006).

Outra abordagem seria a criação de modelos matemáticos vinculados à monitoração e controle em tempo real de características ou particularidades do processo de soldagem, fato que é fortemente motivado e direcionado a automação. Para tanto, foram desenvolvidos modelos para prever a distância entre o bico de contato e a peça, o comprimento de arame-eletrodo energizado, o comprimento de arco, e parâmetros que

indiquem a existência de defeitos de soldagem, etc (Wu *et al.*, 2002; Bingul e Cook, 2006; Ngo *et al.*, 2007; Bazargan-Lari *et al.*, 2008).

Como exemplo, Adolfsson *et al.* (1999) trabalharam no desenvolvimento de uma metodologia para monitorar automaticamente a qualidade de soldas produzidas pelo processo GMAW, com a utilização de robôs, operando com transferência metálica por curtos-circuitos. Utilizaram um algoritmo capaz de detectar, automaticamente, mudança na variância dos valores de tensão de soldagem e compará-los com um valor de referência. Para estabelecer este valor, considerou-se que a “estabilidade ótima” do processo ocorreria quando fosse observado: máxima taxa de curto-circuito, mínimo desvio padrão da taxa de curto-circuito, mínima transferência de massa e mínima quantidade de respingo. O algoritmo foi validado por meio de testes experimentais indicando ser possível detectar mudanças na qualidade da solda automaticamente, sendo que a análise estatística consistia na avaliação dos valores da variância da tensão de soldagem que diminui quando o processo não está operando dentro dos limites considerados como condição ótima. O algoritmo deve ser ajustado para cada tipo de equipamento e ou procedimento de soldagem, além de não ser apropriado para aplicações onde se observa modos mistos de transferência metálica.

Quinn *et al.* (1999) trabalharam em um método numérico para detectar automaticamente falhas na soldagem de aço carbono, utilizando os sinais de corrente e tensão. Utilizaram sete algoritmos que processam os sinais de corrente e tensão, possibilitando a obtenção de dados referentes à qualidade da solda, que são comparados com um banco de dados (previamente obtido) de soldas livres de defeito. Cinco condições geradoras de defeitos foram testadas: (1) falta de gás de proteção, (2) óleo nos corpos-de-prova, (3) posicionamento errado da tocha, (4) partes finas provocando fusão inadequada e (5) excesso de abertura de raiz. O método foi capaz de detectar variação de espessura nas chapas, falta de gás de proteção e óleo nos corpos-de-prova. Porém, não foi capaz de detectar, de forma satisfatória, a existência de irregularidades provocadas por posicionamento errado da tocha e fusão inadequada da junta devido a excesso de abertura de raiz.

Alfaro *et al.* (2004) desenvolveram um modelo para estimar a distância entre o bico de contato e a peça no processo GMAW, operando com transferência metálica por curtos-circuitos com a utilização de robôs. A metodologia proposta foi baseada na resistência elétrica entre o bico de contato e a peça durante os curtos-circuitos. A parte experimental foi realizada em três etapas: (a) determinação das condições de trabalho e dos parâmetros de soldagem; (b) aquisição dos dados de soldagem durante os testes e desenvolvimento do modelo múltiplo de regressão linear, (c) validação do modelo escolhido. Os erros observados durante o confronto entre os dados simulados e experimentais oscilaram entre 2,2 e 6,4%, sendo atribuídos em parte ao modelo, e aos erros na determinação de diversos dados do processo.

Uma abordagem de modelamento que não pode ser omitida, sobretudo devido ao notável número de trabalhos publicados, trata da tentativa de simular a formação, desenvolvimento, destacamento e deslocamento da gota fundida na ponta do arame-eletrodo em direção à poça de fusão quando o processo GMAW opera com transferência globular e ou *spray*. Vários pesquisadores tentaram, dentre outras coisas, utilizar: (1) as teorias do balanço de forças e da instabilidade de *Pinch*, com e sem modificações, (2) determinar simultaneamente a tensão superficial, as forças eletromagnéticas e o formato da gota, (3) modelar a formação e destacamento da gota com aplicação de corrente contínua e pulsada, utilizando os efeitos dos fenômenos de transporte associados à poça de fusão (4) mesclar as equações básicas de fenômenos físicos com métodos numéricos no intuito de descrever o formato da gota e a interface gota/arame, etc (Allum, 1985a; Allum, 1985b; Nenchinsky, 1994; Haidar e Lowke, 1996; Choi *et al.*, 1998; Haidar, 1998a, Haidar e Lowke, 1998b; Jones *et al.* 1998a; Jones *et al.* 1998b; Choi *et al.*, 1999; Lin *et al.*, 2001; Choi, J., *et al.*, 2001; Wang *et al.* 2004; Wu *et al.*, 2004).

Como exemplo, Kim e Eagar (1993) trabalharam com modelamento matemático para prever o tamanho e a frequência de destacamento das gotas produzidas durante o processo de soldagem GMAW. Para tanto, utilizaram uma metodologia que levava em consideração o balanço de forças estáticas e a teoria de estabilidade de *Pinch*. A análise da transferência de metal foi realizada com a utilização de filmagem de alta velocidade

e técnicas de sombreamento (*shadowgraphy*). Os dados simulados, quando comparados com os resultados experimentais, revelaram que a teoria do balanço de forças estáticas apresenta bons resultados somente quando o processo opera com transferência metálica globular. Já os valores simulados obtidos pela teoria de *Pinch* aproximam-se dos resultados experimentais somente para maiores valores de corrente elétrica, situação na qual o processo opera em transferência metálica por *spray*.

Wang *et al.* (2003) desenvolveram um modelo numérico para simular a transferência metálica no processo de soldagem GMAW, incluindo as variações de volume e formato da gota e da interface gota-arame em função do tempo. Foram avaliadas condições de transferência metálica globular e *spray* considerando, além da tensão superficial, força da gravidade e forças eletromagnéticas, a influência do volume e formato da gota nas forças eletromagnéticas e os fenômenos relacionados à transferência de calor e mudanças de fase. O modelo foi validado comparando os resultados simulados com dados experimentais. Utilizaram-se, para acompanhar a evolução da gota em função do tempo, filmagem de alta velocidade e análise metalográfica.

Trabalhos de modelamento foram, também, conduzidos para prever valores e/ou comportamento de algumas variáveis operacionais da soldagem GMAW a partir de condições específicas e pré-determinadas (Murray, 2002). Vários destes foram desenvolvidos na tentativa de modelar parte do circuito de soldagem ou características do processo, como por exemplo a velocidade de fusão do arame (Suban e Tusek, 2001; Modenesi e Reis, 2007), a transferência de calor no arame-eletrodo (Kim *et al.*, 1991) ou a emissão de fumos (Redding, 2002). Porém, um número reduzido enfoca o processo de uma forma mais abrangente, principalmente devido ao número elevado de variáveis, a ausência de conhecimento prévio de seus valores e oscilações desses em função de condições específicas.

Como exemplo, na tentativa de desenvolver um modelo matemático para determinar a distância entre o bico de contato e a peça na soldagem de aço com proteção gasosa de Ar-20%CO₂, Fugimura *et al.* (1988) utilizaram, dentre outras coisas, equações que descreviam a temperatura no comprimento de arame energizado (*S*), um balanço

térmico na ponta do arame (Eq. 3.23) e a Equação 3.12 que incorpora a tensão e o comprimento do arco elétrico. Os valores simulados do comprimento do arco apresentaram um desvio padrão de 1,3 mm em relação ao valores reais em condições usuais de soldagem.

Xu *et al.* (1999) trabalharam em um método matemático dinâmico para prever o comportamento operacional do processo na soldagem de aço ao carbono com arame de 0,9 e 1,2 mm de diâmetro utilizando como gás de proteção uma mistura ternária (Ar-O₂-CO₂). Este modelo permitiu prever, dentre outras coisas, os oscilogramas de tensão e corrente, os valores de frequência de curtos-circuitos e a transição do modo de transferência metálica de curto-circuito para *spray*. A tensão na coluna do arco foi calculada por uma equação não linear (Eq. 3.11), que depende da corrente e do comprimento de arco, e o comportamento do processo é representado por uma equação diferencial de segunda ordem que incorpora, dentre outras coisas, a velocidade de alimentação, a entalpia total por unidade de comprimento de arame-eletrodo e sua resistência elétrica.

As Figuras 3.23 e 3.24 exibem os oscilogramas experimentais e simulados de tensão e corrente, respectivamente, apresentados no trabalho.

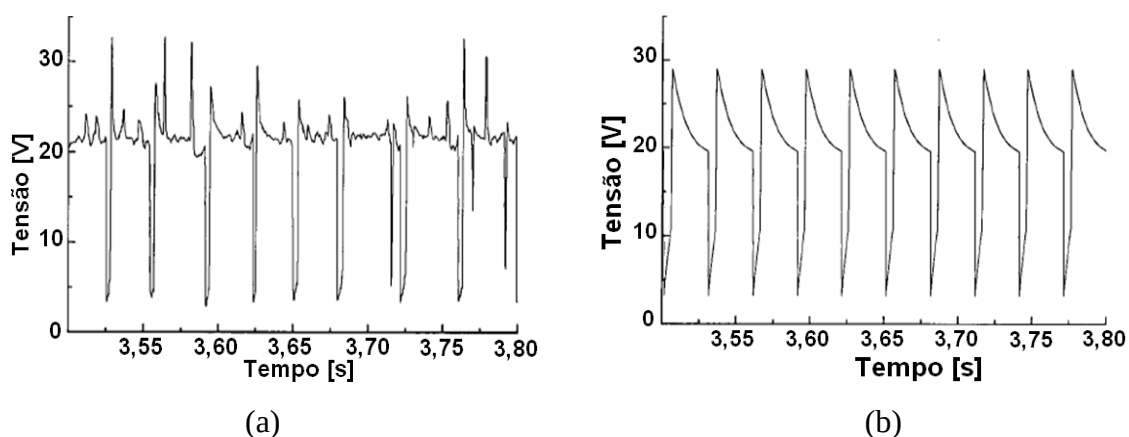


Figura 3.23 - Oscilogramas de tensão (a) experimental e (b) simulado: U_0 de 25 V, f de 137 mm/s, arame com 0,9 mm de diâmetro e h de 20 mm (Xu *et al.*, 1999).

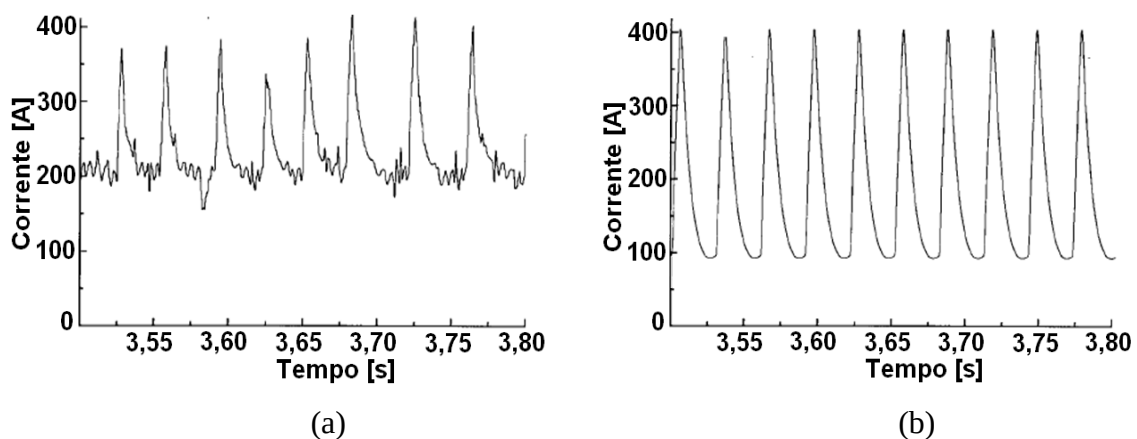


Figura 3.24 - Oscilogramas de corrente (a) experimental (b) simulado: U_0 de 25 V, f de 137 mm/s, arame com 0,9 mm de diâmetro e h de 20 mm (Xu *et al.*, 1999).

O modelo prevê bem a transição do modo de transferência metálica de curtos-circuitos para globular na soldagem com arame de 1,2 mm de diâmetro, porém não representa bem a variação da frequência de curtos-circuitos com a diminuição da tensão de soldagem, como pode ser observado na Figura 3.25.

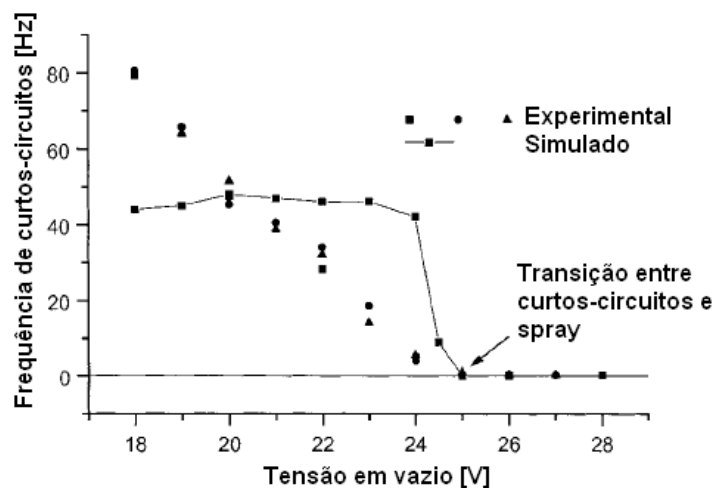


Figura 3.25 - Frequência de curtos-circuitos em relação a variação da tensão em vazio: f de 119 mm/s, arame com 1,2 mm de diâmetro e h de 20 mm (Xu *et al.*, 1999).

Logo após a transição de transferência metálica *spray* para curtos-circuitos (Fig. 3.25), com a diminuição da tensão, a frequência de curtos-circuitos sobe e parece se estabilizar

próximo a 45 Hz, fato que não representa os dados experimentais. Os autores sustentam que essas divergências ocorrem devido às simplificações feitas no modelo para representar o modo de transferência metálica por curtos-circuitos.

Choi, B., *et al.* (2001) propuseram um modelo matemático dinâmico para prever o comportamento operacional do processo na soldagem de aço carbono com arame de 1,2 mm de diâmetro, utilizando argônio como gás de proteção. O modelo incorpora equações que descrevem o circuito de soldagem (Eq. 3.15), um balanço de energia na ponta do arame-eletrodo (Eq. 3.23) e o arco elétrico (equação de Ayrton). Considerou-se a evolução do volume e destacamento da gota na ponta do arame-eletrodo, utilizando o modelo de balanço de forças e a teoria de instabilidade de *Pinch*.

Os resultados experimentais apresentaram, em relação aos simulados, uma divergência de aproximadamente 1% nos valores médios de corrente e 7% nos valores médios de tensão, em condições de soldagem com transferência metálica por *spray*. Em situações com transferência metálica globular, observou-se uma divergência de aproximadamente 3% nos valores médios de tensão e 4% nos valores médios de corrente. Não foram apresentados resultados referentes ao comprimento de arco.

Os oscilogramas de tensão e corrente simulados (Fig. 3.26 e 3.27) apresentam, assim como nos obtidos por Xu *et al.* (1999), valores de frequência e tempo de curtos-circuitos similares aos oscilogramas experimentais. Porém, os valores máximos e mínimos de corrente e tensão simulados apresentam maior divergência em relação aos experimentais, principalmente os referentes à corrente.

Os dados obtidos durante a simulação do processo operando com transferência metálica por curto-circuito, quando comparados com os dados experimentais, apresentaram um erro significativo nos valores de tempo de curto-circuito (2,3 versus 1,2 ms), e resultados mais satisfatórios com relação ao tempo de arco e a frequência de curto-circuito (12,9 versus 16,9 ms e 66 versus 55 Hz, respectivamente). Os valores de corrente máxima de curto-circuito experimental ficaram 50 A acima dos valores simulados. As divergências foram atribuídas, principalmente, às simplificações

empregadas no complexo comportamento do processo durante a transferência de metal da ponta do arame-eletrodo para a poça de fusão e ao fato de considerar esférico o formato da ponta do arame-eletrodo no momento do curto-circuito.

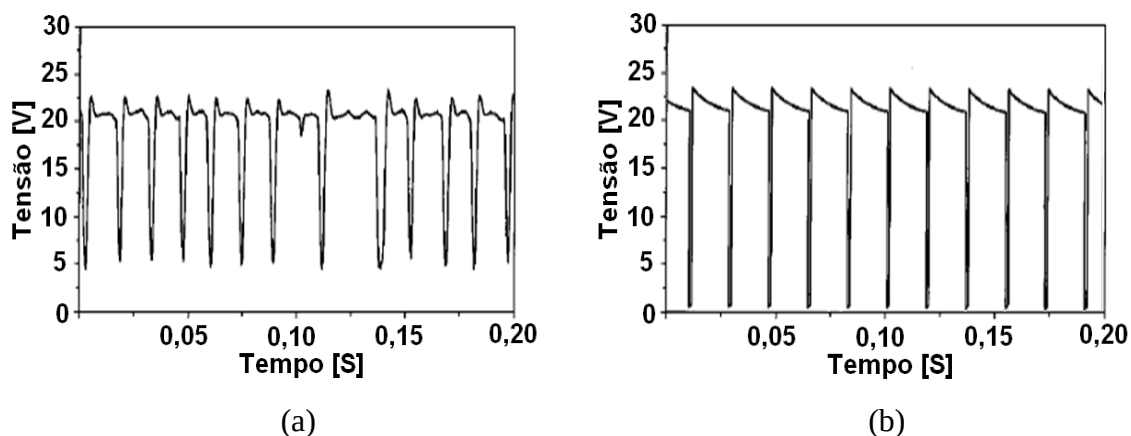


Figura 3.26 - Oscilogramas de tensão (a) experimental (b) simulado: U_0 de 21,2 V, f de 82,1 mm/s, arame com 1,2 mm de diâmetro, h de 19 mm e argônio puro (Choi, B., *et al.*, 2001).

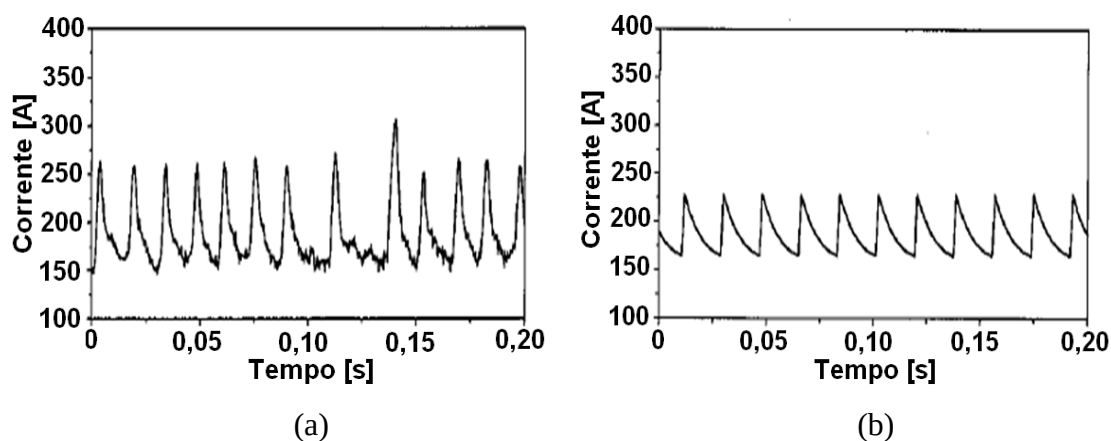


Figura 3.27 - Oscilograma de corrente (a) experimental (b) simulado. U_0 de 21,2 V, f de 82,1 mm/s, arame com 1,2 mm de diâmetro, h de 19 mm e argônio puro (Choi, B., *et al.*, 2001).

Em função dos resultados, os autores afirmam que o efeito da gota de metal fundido na ponta do arame-eletrodo parece ser desprezível quando o processo está operando com transferência metálica por *spray*, devido ao pequeno volume da gota e a alta frequência

de destacamento. E embora o efeito da gota aumente, quando o processo está operando com transferência metálica globular, este é ainda pouco representativo.

Terasaki e Simpson (2005 e 2006) desenvolveram um modelo matemático dinâmico para simular o processo de soldagem. Para a determinação da tensão na coluna do arco foi utilizada a Equação 3.11 e considerou-se um valor fixo de 14 V para a queda de tensão na transição com os eletrodos (U_{ac}). Para a simulação foram definidos valores fixos de 200 μ H para a indutância; 8,0 m Ω para a resistência parasita; 1,5 m Ω para resistência elétrica entre o bico de contato e o arame-eletrodo e, devido à dificuldade de obtenção da resistência elétrica do arame-eletrodo após o bico de contato, utilizaram um valor fixo de 0,011 Ω , quando operando com uma tensão de 19 V.

As Figuras 3.28 e 3.29 mostram os oscilogramas de tensão e corrente obtidos experimentalmente e por simulação para uma condição de soldagem específica.

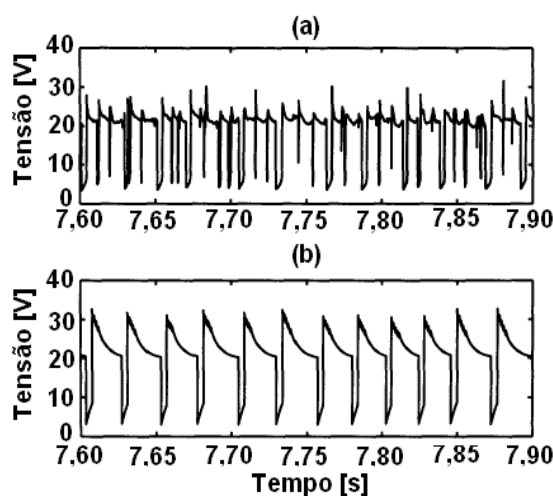


Figura 3.28 - Oscilogramas de tensão (a) experimental e (b) simulado: arame com 1,2 mm de diâmetro, f de 118 mm/s e U_0 de 21 V (Terasaki *et al.*, 2006).

Percebe-se, nos oscilogramas de tensão, divergências entre os valores experimentais e simulados de tempo de curto-circuito e arco aberto, frequência de curtos-circuitos e a existência de curtos de curta duração que o modelo não pode prever. Os oscilogramas de corrente (Fig. 3.29) revelam uma divergência significativa entre os valores experimentais e simulados de corrente, sobretudo corrente máxima.

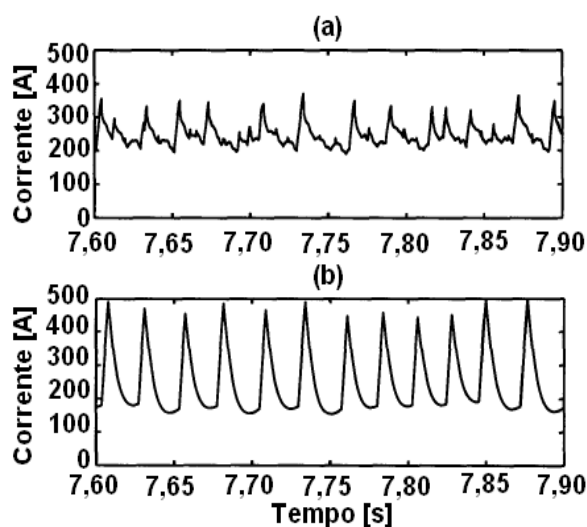


Figura 3.29 - Oscilogramas de corrente (a) experimental e (b) simulado: arame com 1,2 mm de diâmetro, f de 118 mm/s e U_0 de 21 V (Terasaki *et al.*, 2006).

O modelo prevê bem a transição do modo de transferência metálica de curtos-circuitos para globular na soldagem com arame de 1,2 mm de diâmetro. Os resultados referentes à comparação entre os valores de frequência de curto-circuitos simulados e experimentais em relação à tensão em vazio apresentaram uma divergência menor em relação aos apresentados por Xu *et al.* (1999), como pode ser observado na Figura 3.30.

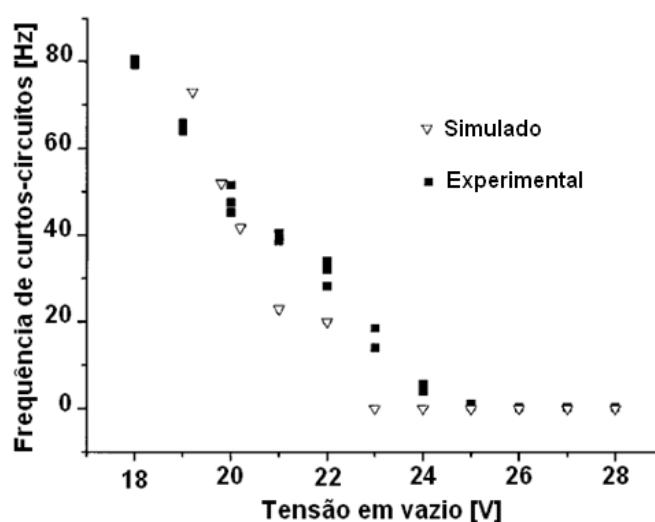


Figura 3.30 - Frequência de curtos-circuitos em relação a variação da tensão em vazio: f de 118 mm/s, arame com 1,2 mm de diâmetro (Terasaki *et al.*, 2006).

Diante do exposto, percebe-se que diferentes abordagens foram conduzidas na tentativa de modelar aspectos relacionados ao processo de soldagem GMAW. Entre as diferentes abordagens exploradas, o modelamento numérico do circuito elétrico de soldagem simultaneamente com diferentes aspectos físicos do processo aparece como uma linha de grande interesse, sobretudo devido à possibilidade de antever aspectos operacionais e/ou desempenho deste. Um número relativamente pequeno de trabalhos foram conduzidos dentro desta linha, destacando-se os de Xu *et al.* (1999), Choi, B., *et al.* (2001) e Terasaki e Simpson (2005 e 2006). O presente trabalho procura aprofundar alguns aspectos desta abordagem e, em particular, tenta levantar diferentes alternativas que permitam uma representação mais real do processo. Espera-se fornecer assim as bases para o desenvolvimento de aplicativos em computador capazes de auxiliar no levantamento de informações que fomentem o entendimento e promovam uma maior facilidade na aplicação deste processo.

DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS

4.1 - Modelo matemático estático

Este modelo foi baseado em um conjunto de equações que descrevem as características operacionais da fonte de energia, as quedas de tensão que ocorrem no arco elétrico e nos componentes do circuito de soldagem, e em um balanço de energia na ponta do arame.

A denominação *estático* relaciona-se à sua aplicabilidade, ou seja, simulação do processo de soldagem GMAW em situações em que não ocorram grandes flutuações de corrente e tensão elétrica ao longo do tempo, por exemplo, quando o processo estiver operando com transferência metálica globular e ou *spray* (sem ocorrência de curtos-circuitos).

Utilizando as Equações 3.9 e 3.10 juntamente com as características do processo (Fig. 3.21 e 3.22) pode-se chegar à Equação 4.1, que possibilita estimar o valor da tensão elétrica total do circuito do processo GMAW em operação com arco aberto.

$$U_{circ} = I(R_p + R_b + R_w S + R_g) + E L_a + U_c + U_a \quad (4.1)$$

Em que: U_{circ} - tensão total do circuito [V],

R_p - resistência parasita [Ω],

R_b - resistência entre bico de contato e o arame [Ω],

R_w - resistividade média do arame-eletrodo dividida pela área da seção transversal do arame [Ω/m],

R_g - resistência da gota [Ω], que depende do seu comprimento (L_g),

S - comprimento de arame energizado [m],

E - campo elétrico na coluna do arco [V/m],

L_a - comprimento do arco elétrico [m],

U_c - queda de tensão catódica [V],

U_a - queda de tensão anódica [V].

Igualando a Equação 3.13 à Equação 4.1 e somando-se a resistividade da gota à resistividade do arame-eletrodo, chega-se à Equação 4.2.

$$U_0 - MI = I(R_p + R_b + R_{w1}S) + E(h - S) + U_{ac} \quad (4.2)$$

Em que: U_0 - tensão em vazio [V],

M - slope ou inclinação da curva característica da fonte [V/A],

R_{w1} - resistividade do arame-eletrodo (incluindo a gota) dividida pela área da seção transversal do arame [Ω/m],

Manipulando-se a Equação 4.2, chega-se à Equação 4.3.

$$S = \frac{U_0 - U_{ac} - MI - Eh - I(R_p + R_b)}{(R_{w1}I - E)} \quad (4.3)$$

Considerando a manutenção de um equilíbrio entre as velocidades de alimentação (f) e de fusão (W) de forma que, em qualquer condição operacional, seus valores instantâneos possam ser eventualmente diferentes, mas, na média, dentro de um período adequado de tempo, sejam iguais e manipulando-se a Equação 3.23, que representa um balanço de energia na ponta do arame, chega-se a Equação 4.4.

$$S = \frac{f - \alpha I}{\beta I^2} \quad (4.4)$$

Em que: f - velocidade de alimentação [m/min],

α - representa a contribuição do aquecimento anódico pelo arco [m/As],

β - representa a contribuição do efeito Joule na fusão do arame [$1/A^2s$].

Feito isso, igualando as Equações 4.3 e 4.4, chega-se à Equação 4.5.

$$\frac{U_0 - U_{ac} - MI - Eh - I(R_p + R_b)}{(R_{w1}I - E)} = \frac{f - \alpha I}{\beta I^2} \quad (4.5)$$

A partir da Equação 4.5, obtém-se uma equação polinomial de terceiro grau que representa a inter-relação entre as diversas variáveis do processo, Equação 4.6.

$$I^3 B1 - I^2 B2 + IB3 - B4 = 0 \quad (4.6)$$

Os termos $B1 (= \beta M)$, $B2 (= \beta(U_0 - U_{ac} - Eh - I(R_p + R_b) + R_{w1}\alpha)$, $B3 (= R_{w1}f + E\alpha)$, e $B4 (= Ef)$ são provenientes das características do arame, da fonte, do arco elétrico e das características operacionais do processo.

Com a resolução da Equação 4.6, que será pormenorizada na metodologia (CAPÍTULO VI), obtém-se a corrente de soldagem e, utilizando o valor da tensão em vazio e *slope* da fonte, dados de entrada, obtém-se a tensão de soldagem pela Equação 3.13.

O comprimento do arco elétrico pode então ser calculado pela Equação 4.7.

$$La = h - \frac{f - \alpha I}{\beta I^2} \quad (4.7)$$

4.2 - Modelo matemático dinâmico

O modelo dinâmico advém, também, do mesmo conjunto de equações utilizadas no modelo estático. Este considera, porém, o efeito da indutância do circuito de soldagem e a variação da velocidade de fusão ao longo do tempo. O que possibilita utilizá-lo em simulações que envolvam, por exemplo, curtos-circuitos.

Pela manipulação das Equações 3.14 (CAPÍTULO III), e Equação 4.1, pode-se obter uma equação diferencial, Equação 4.8.

$$\frac{dI}{dt} = -\frac{1}{L} [I(R_p + R_b + R_{w1}S + M) + E(h - S) + \varepsilon U_{ac} - U_0] \quad (4.8)$$

Em que: L - indutância da fonte [Vs/A].

ε - coeficiente que é definido como zero (quando S for igual a h) ou um (quando S for menor do que h)

Agora, considerando que necessariamente não haja uma manutenção do equilíbrio entre as velocidades de alimentação (f) e de fusão (W) ao longo do tempo, pode-se manipular as Equações 3.15 e 3.25, que caracterizam o comportamento operacional do processo e a velocidade de fusão do arame, respectivamente, obtendo uma segunda equação diferencial, Equação 4.9.

$$\frac{dS}{dt} = f - \varepsilon \alpha I - \beta S I^2 \quad (4.9)$$

A partir das Equações 4.8 e 4.9 monta-se o sistema de equações diferenciais que corresponde ao comportamento do processo, portanto o modelo dinâmico, Equação 4.10.

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial I}{\partial t} = -\frac{1}{L} [I(R_p + R_b + R_{w1}S + M) + E(h - S) + \varepsilon U_{ac} - U_0] \\ \frac{\partial S}{\partial t} = f - \varepsilon \alpha I - \beta S I^2 \end{array} \right. \quad (4.10)$$

Com a resolução da Equação 4.10 obtêm-se os valores de corrente e comprimento de arame energizado (S), o que possibilita calcular o valor da tensão por meio da Equação 4.1. E o comprimento do arco elétrico é determinado pela simples subtração de S no valor de h .

Novamente, os detalhes operacionais para a resolução dessas equações serão pormenorizados na metodologia (CAPITULO VI).

EQUIPAMENTOS E MATERIAIS

5.1 - Fonte de energia

Utilizou-se no trabalho uma fonte de tensão constante convencional (White Martins - modelo VI-400), com alimentador de arame (modelo SAWM-25). Esta fonte é um transformador-retificador, trifásico, com característica de tensão constante. A Tabela V.1 apresenta os principais dados técnicos desta fonte.

Tabela V.1 - Características técnicas da fonte VI-400.

Característica	Valor de referência
Saída – ciclo de 100%	400 A – 34 V
Tensão em vazio (U_0)	16 – 45 V
Tipo de corrente	Contínua
Fator de potência com 400 A – 34 V	98%

Fonte: Catálogo fabricante.

Utilizou-se uma fonte de energia eletrônica multiprocessos, a fonte de energia MTE DIGITEC 600 do Instituto de Soldagem e Mecatrônica - LABSOLDA/UFSC com uma tocha refrigerada a água e um cabeçote de alimentação de arame STA-20D, somente na realização de alguns testes para verificar a influência da taxa de aquisição de dados na obtenção de dados de entrada para os modelos. Os principais dados técnicos da fonte MTE DIGITEC 600 estão apresentados na Tabela V.2.

Tabela V.2 - Características técnicas da fonte MTE DIGITEC 600.

Característica	Valor de referência
Saída – ciclo de 100%	350 A
Tensão em vazio (U_0)	64 V
Corrente máxima	600 A
Tipo de fonte	Multi-processo
Fator de potência	94%

Fonte: Catálogo fabricante.

5.2 - Equipamento de aquisição e análise dos dados

Os parâmetros elétricos de soldagem (corrente e tensão) foram monitorados durante todos os experimentos. Para tanto, utilizou-se, dependendo da situação, um dos dois sistemas de aquisição de dados apresentados a seguir (a definição da escolha entre os dois sistemas e o porque serão detalhados na metodologia, Item 6.2.1)

(Sistema 01) Um microcomputador equipado com uma placa de aquisição de dados da Advantech (modelo PCL-1714), sensor de corrente por efeito *Hall* da marca Beckman Industrial (modelo CT 233, 600A AC/DC). Um programa (SINAL) desenvolvido no LABSEND/UFGM foi usado para controlar a aquisição de dados e posterior análise dos mesmos (detalhes de utilização do programa podem ser vistos em COSTA, 2006).

(Sistema 02) Um microcomputador equipado com uma placa de aquisição de dados da Advantech (modelo PCL-818H), sensor de corrente por efeito *Hall* da marca LEM (modelo HT 500-SBD) e componentes auxiliares para o condicionamento dos sinais de corrente e tensão da IMC (modelo TC-1).

5.3 - Equipamento para soldagem mecanizada

Para execução dos cordões de solda utilizou-se um sistema de soldagem mecanizado, representado esquematicamente na Figura 5.1.

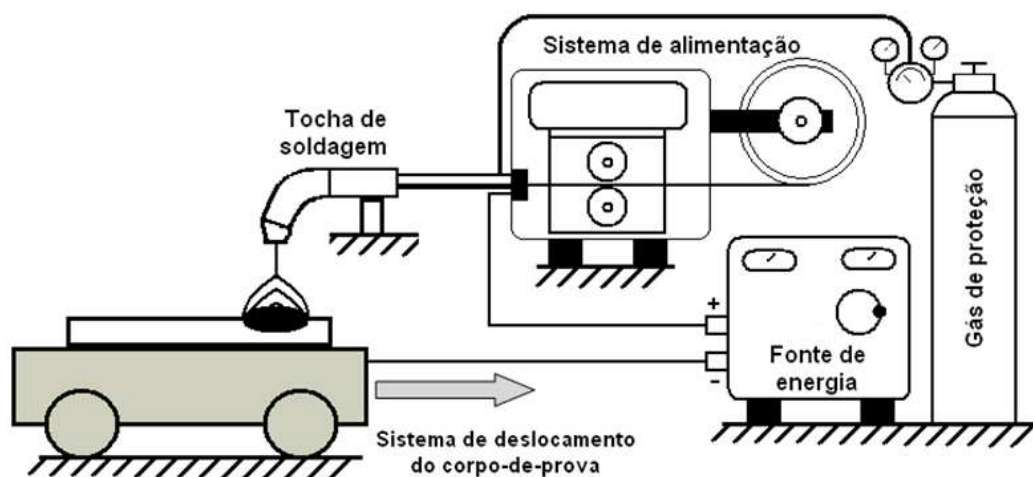


Figura 5.1 - Desenho esquemático do sistema de soldagem mecanizado.

Este sistema possui um equipamento (BUG-O - modelo BUG 0443) que possibilita o movimento do corpo-de-prova (de 5 a 60 cm/min) enquanto a tocha permanece parada.

5.4 - Tochas e periféricos

Utilizaram-se dois modelos de tochas da TBI industries: (01) O modelo TBI 380, com ciclo de trabalho de 60% (ciclo de 10 min) para 380 A, refrigerada com o próprio gás de proteção, diâmetro de arame de 1,2 a 1,6 mm. (02) O modelo TBI 511 com ciclo de trabalho de 100% para 450 A, refrigerada com água (modulo de refrigeração TBI Ruhberg 14 tipo CC33), diâmetro de arame de 1,2 a 1,6 mm.

5.5 - Equipamento para medição da velocidade de deslocamento do arame

Determinou-se a velocidade de alimentação de arame com um medidor de deslocamento da IMC (modelo MVA - 1) que possibilita a visualização dos valores em um display em tempo real e a transferência dos dados por cabo para um microcomputador.

Este equipamento foi submetido a um procedimento de “calibração” no intuito de verificar sua confiabilidade. Realizou-se uma série de experimentos nos quais determinou-se a velocidade de alimentação com o equipamento e com a aplicação do procedimento relativo à Equação 6.2 (ver item 6.2.2).

5.6 - Metal base (corpos-de-prova)

Em geral, os experimentos de soldagem (deposição de cordões sobre chapas planas) foram realizados em corpos-de-prova de aço baixo carbono laminado a quente. Utilizaram-se dois padrões:

- 1) um para níveis de energia de soldagem menores, geralmente aqueles nos quais se desejava transferência metálica por curto-circuito ou globular (9,5x50x150 mm), e,
- 2) outro para níveis de energia de soldagem maiores, para transferência metálica por *spray* (12,7x50x150 mm).

Todos os corpos-de-prova tiveram a camada de óxidos retirada por limpeza mecânica (escova de aço) antes da realização dos experimentos.

5.7 - Gases de proteção

Os experimentos de soldagem foram realizados com os seguintes gases de proteção:

- ✓ Argônio com 2% oxigênio (17 L/min),
- ✓ Argônio com 25% CO₂ (17 L/min).

5.8 - Metal de Adição

Durante os experimentos de soldagem foram utilizados arames maciços cobreados de aço carbono da classe AWS-ER70S-6 de 1,0 e 1,2 mm de diâmetro, cuja composição química nominal pode ser observada na Tabela V.3.

Tabela V.3 - Composição química nominal do arame de soldagem AWS-ER70S-6 de acordo com a norma AWS - A5.18-2005.

%C	%Mn	%Si	%P	%S
0,06 a 0,15	1,40 a 1,85	0,80 a 1,15	< 0,025	< 0,035

METODOLOGIA

6.1 - Introdução

A metodologia utilizada no desenvolvimento deste trabalho pode ser dividida de forma esquemática em quatro partes:

- 1) desenvolvimento dos modelos matemáticos (CAPÍTULO IV),
- 2) elaboração e padronização de procedimentos operacionais (item 6.2),
- 3) determinação das características dos equipamentos, dos materiais e dos processos de soldagem para alimentar os modelos, dados de entrada (item 6.3),
- 4) validação dos modelos, testes experimentais e simulação (itens 6.4 e 6.5).

A fluxograma apresentado na Figura 6.1 representa de forma esquemática este ciclo para o modelo estático.

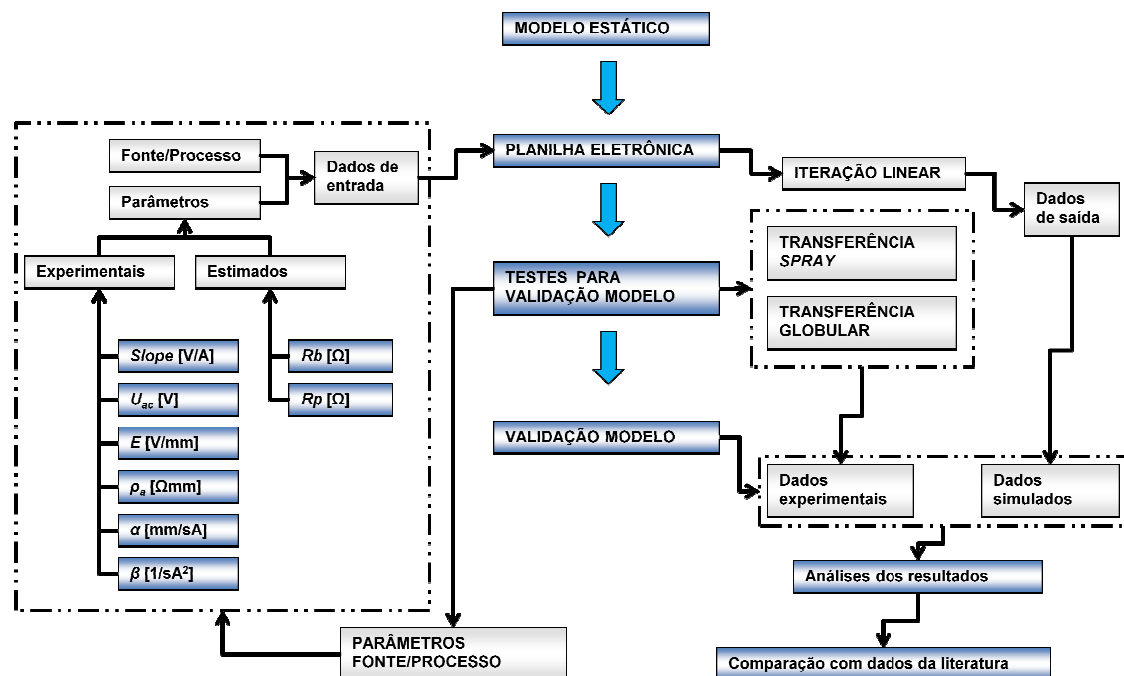


Figura 6.1 - Fluxograma que representa a elaboração e validação do modelo estático.

Como relatado no item 4.1, o modelo estático se baseia na resolução das Equações 4.6, 4.7 e 3.13. Após o desenvolvimento deste, construiu-se uma planilha eletrônica

utilizando os recursos do Microsoft Office Excel 2007, que, dentre outras coisas, após a inserção de dados de entrada (tais como: velocidade de alimentação (f), distância entre o bico de contato e a peça (h), diâmetro do arame; tensão em vazio (U_0), etc) possibilita a resolução da Equação 4.6 pelo método das aproximações sucessivas ou método de iteração linear (utilizou-se 10 iterações, o que possibilita a convergência dos resultados). Esta planilha possibilita estimar de forma rápida e com poucos recursos de processamento computacional, dentre outras coisas, os valores médios de corrente e tensão de soldagem e o valor do comprimento de arco.

Na sequência foram obtidos experimentalmente, a partir de uma série de testes de soldagem, os seguintes parâmetros (dados de entrada no modelo): (a) valores e comportamento do *slope* da fonte para diferentes tensões em vazio, (b) valores e comportamento das quedas de tensão anódica e catódica para diferentes condições de soldagem, (c) valores de campo elétrico utilizando dois gases de proteção diferentes, (d) valores e comportamento da resistividade do arame-eletrodo para diferentes condições de soldagem e (e) valores dos coeficientes α e β que compõem a equação que representa a velocidade de fusão do arame (Eq. 3.23).

Por fim, realizou-se vários testes de soldagem com o processo operando com transferência metálica globular e/ou *spray*, no intuito de obter dados experimentais (valores médios e comportamento da corrente, tensão e comprimento de arco em função de diferentes condições de soldagem). Os parâmetros de soldagem utilizados nestes testes foram usados na simulação numérica que culminou na obtenção dos dados simulados, que foram, então, comparados com os experimentais para a validação do modelo.

A fluxograma apresentado na Figura 6.2 representa de forma esquemática o ciclo de desenvolvimento e validação do modelo dinâmico.

Como relatado no item 4.2, o modelo dinâmico baseia-se na resolução de um sistema de equações diferenciais, Equação 4.10. Este sistema de equações foi resolvido de duas maneiras: aplicando os métodos de Euler e Runge-Kutta clássico de quarta ordem.

Ambos os métodos calculam, a partir de condições iniciais, valores progressivos das variáveis de interesse (por exemplo, $I_1, I_2, \dots, I_n, I_{n+1}, \dots$) em incrementos de tempo que podem ser tanto constantes como variáveis. No presente trabalho, foi usado um incremento (passo) constante. Para tanto, construiu-se uma planilha eletrônica utilizando os recursos do *Microsoft Office Excel 2007*, que, dentre outras coisas, após a inserção dos dados de entrada (tais como: velocidade de alimentação (f), distância entre o bico de contato e a peça (h), diâmetro do arame, tensão em vazio (U_0), etc), possibilita a obtenção dos valores médios de corrente e tensão de soldagem, o valor do comprimento de arco, a frequência de curtos-circuitos e os oscilogramas de corrente e tensão (Ver ANEXO A).

A seguir são listadas as principais condições utilizadas no modelo durante a simulação:

- (1) Se o valor da corrente de soldagem (I_n) for menor que zero, (I_n) assume valor igual a zero.
- (2) Se o valor do comprimento de arame energizado (S_n) for maior que o valor da distância entre o bico de contato e a peça (h), (S_n) assume o valor de h .
- (3) Se o valor de S_n for igual ao valor de h , ε assume valor igual a zero. Em qualquer outra situação, ε assume valor igual a 1.
- (4) Se o valor de S_n for igual ao valor de h , considera-se o processo operando em curto-circuito, em caso contrário, operando em arco aberto.
- (5) Se há ocorrência de curtos-circuitos, a soma das tensões anódica e catódica (U_{ac}) assume valor de 18 V. Caso contrário, assume valor de 19 V.
- (6) O valor do passo (incremento) utilizado para a resolução da Equação 4.10 foi de 0,0001 s.
- (7) O valor da resistividade inicial (dado de entrada) do arame-eletrodo (ρ_a) é 1000 $\mu\text{Ohm}\times\text{mm}$. Durante a simulação o valor de (ρ_a 501) é obtido a partir da corrente média de soldagem (Tabela VII.18).

Além da utilização dos dados de entrada utilizados no modelo estático (obtidos experimentalmente), para este modelo foi determinado também o comportamento e valores da indutância da fonte de energia para diferentes condições de soldagem.

Para a validação do modelo dinâmico utilizou-se os testes de soldagem realizados para a validação do modelo estático, mais uma série de testes em que o processo operou com transferência metálica por curtos-circuitos, que, também, foram realizados para a obtenção de dados experimentais (valores médios e oscilogramas de corrente e tensão, frequência de curtos-circuitos, mudança de modo de transferência metálica, etc). Todos estes dados experimentais foram confrontados com dados simulados numericamente a partir dos mesmos parâmetros de soldagem utilizados nos testes de soldagem.

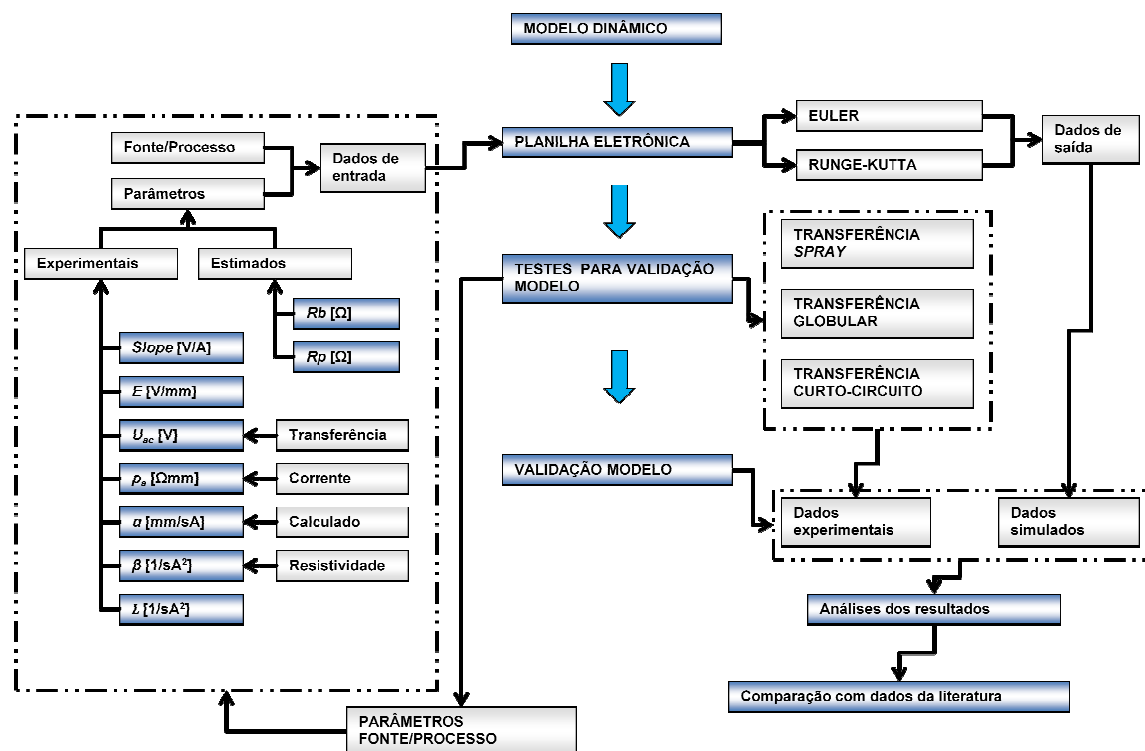


Figura 6.2 - Fluxograma que representa a elaboração e validação do modelo dinâmico.

6.2 - Elaboração e padronização de procedimentos operacionais

6.2.1 - Testes de soldagem

Durante os testes de soldagem (deposição de cordões sobre chapas planas) utilizou-se um sistema mecanizado, descrito no item 5.3, que permitia o deslocamento dos corpos-de-prova enquanto a tocha (ligada no pólo positivo da fonte) permanecia imóvel.

Em todos os testes os sinais elétricos (corrente e tensão) foram monitorados utilizando um dos sistemas de aquisição de dados descritos no item 5.2. Nos testes destinados à

avaliação da influência da frequência de aquisição de dados nos valores das características elétricas e operacionais do processo, utilizou-se o sistema 01, que permite uma maior taxa de aquisição de dados. Para o restante dos testes, utilizou-se o sistema 02 com uma taxa de aquisição de 5 kHz durante um tempo total de 3 s. Mensurou-se a velocidade de alimentação do arame, aplicando o medidor de deslocamento descrito no item 5.5.

Para minimizar uma possível influência do aspecto geométrico dos cordões nos parâmetros operacionais e no procedimento de medição dos comprimentos de arco elétrico, utilizaram-se diferentes velocidades de deslocamento dos corpos-de-prova em função das velocidades de alimentação. Este procedimento objetivou manter em um mesmo grupo de testes a seção transversal dos cordões, referente à quantidade de metal depositado, com aproximadamente 15 mm² (menores velocidades de alimentação) ou 20 mm² (maiores velocidades de alimentação).

Para determinar possíveis valores referentes à incerteza dos resultados obtidos a partir dos experimentos realizados, consideraram-se apenas os erros aleatórios, desconsiderando os erros provenientes do sistema de medição (tendência). Os cálculos foram realizados para a obtenção do resultado da medição (RM), com uma probabilidade de 95%, utilizando a Equação 6.1 (Albertazzi e Souza, 2008).

$$R_m = M_i \pm \frac{st}{\sqrt{n}} \quad (6.1)$$

Em que: R_m - resultado da medição,

M_i - valor médio das indicações,

s - desvio padrão,

t - coeficiente “t” de *Student*,

n - número de medidas efetuadas.

6.2.2 - Regulagem e controle da velocidade de alimentação do arame

O alimentador de arame acoplado à fonte de soldagem VI-400 possui um sistema de

regulagem de velocidade de alimentação que foi considerado como pouco preciso e confiável para o presente trabalho. Para garantir uma maior segurança no ajuste dos valores de velocidade de alimentação utilizados, realizaram-se dois procedimentos distintos para verificar a possibilidade de regulagem destes em função da tensão imposta ao motor elétrico responsável pelo deslocamento do arame.

O primeiro procedimento foi realizado sem promover alimentação de arame, correlacionando-se a tensão do motor com o número de rotações por segundo do sistema de roletes de alimentação (Fig. 6.3).



Figura 6.3 - Sistema de roletes responsável pelo arraste do arame (desacoplado).

Após os experimentos, calculava-se a velocidade de alimentação para cada condição específica de tensão, utilizando a Equação 6.2.

$$f = \frac{(\pi d_r)N}{t} \quad (6.2)$$

Em que: d_r - diâmetro do rolete [mm],

N - número de voltas do rolete,

t - tempo de acionamento do sistema de alimentação no experimento [s].

Após um conjunto de testes, a relação entre a tensão do motor e a velocidade de alimentação foi modelada por regressão linear.

O segundo procedimento foi realizado com o sistema promovendo alimentação de arame, isto é, com o sistema de roletes acionado (Fig. 6.4).



Figura 6.4 - Sistema de roletes responsável pelo arraste do arame (acionado).

Nesta condição, com a aplicação de um valor determinado de tensão, mensurou-se o comprimento de arame deslocado, durante um tempo estipulado. Em seguida, obteve-se a velocidade de alimentação com a utilização da Equação 6.3.

$$f = \frac{C}{t} \quad (6.3)$$

Em que: C - comprimento de arame deslocado [mm],

Novamente, tendo os valores de tensão e velocidade de alimentação em várias condições estabelecia-se uma relação entre estes. A motivação para a realização dos dois procedimentos foi verificar se a utilização do sistema de alimentação acionado (motor com carga) ou não (motor sem carga) influenciaria nos resultados, uma vez que a regulação da velocidade de alimentação seria realizada sem alimentação de arame.

6.2.3 - Medição do comprimento do arco elétrico

Para padronizar o que seria considerado como o comprimento do arco elétrico, adotou-se, neste trabalho, o seguinte critério: independentemente se o processo estivesse operando com transferência metálica globular, *spray* ou mista, o comprimento do arco

seria a distância entre peça e o ponto médio onde o arco oscilava (na gota ou no arame-eletrodo), como pode ser observado na Figura 6.5.

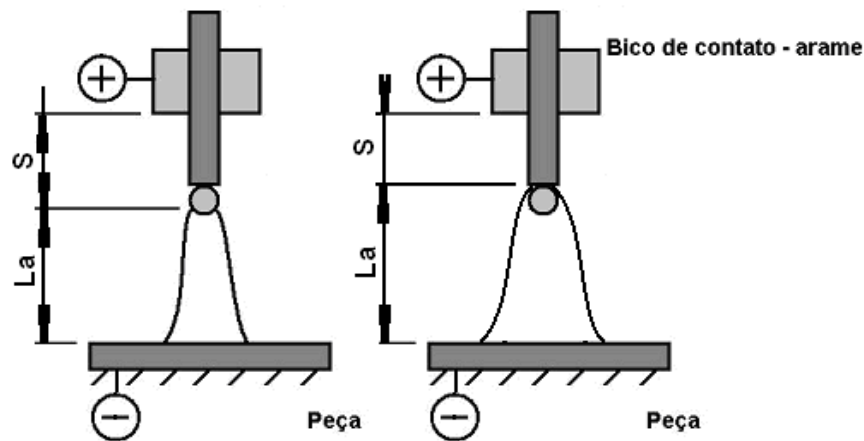


Figura 6.5 - Desenho esquemático da padronização do comprimento do arco elétrico.

Feito isto, o comprimento do arco elétrico foi determinado através da medição da sua imagem (projetada com o auxílio de uma lente de aumento de 5,5 vezes e filtros de luz, utilizados na soldagem a arco elétrico) em um anteparo fixo a uma distância predeterminada que garantisse que a imagem estivesse focada (Fig. 6.6) (Reis, 2004).

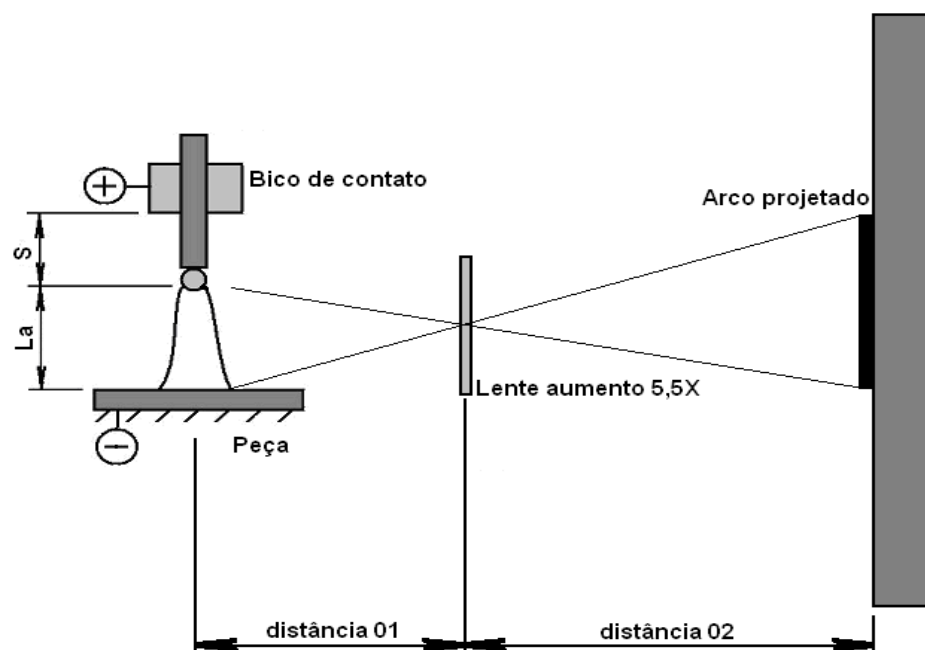


Figura 6.6 - Desenho esquemático do procedimento para medição do comprimento de arco elétrico.

6.3 - Desenvolvimento e execução de procedimentos para obtenção de dados de entrada para os modelos

6.3.1 - Determinação do *Slope* da fonte

As curvas características da fonte de soldagem VI-400 (a partir deste momento, o coeficiente angular obtido na curva característica será tratado como *slope*, por ser este termo amplamente aplicado na literatura) foram determinadas a partir de dados coletados (corrente e tensão) de experimentos realizados em quatro condições de tensão em vazio (U_0): 20, 30, 35 e 40 V (valor nominal). Utilizou-se uma montagem que permitia, com a fonte ligada e regulada para uma tensão em vazio pré-estabelecida, a variação da resistência imposta ao circuito elétrico por meio do movimento de placas móveis de aço inoxidável em uma solução salina (Fig. 6.7) (Scotti e Ponomarev, 2008).

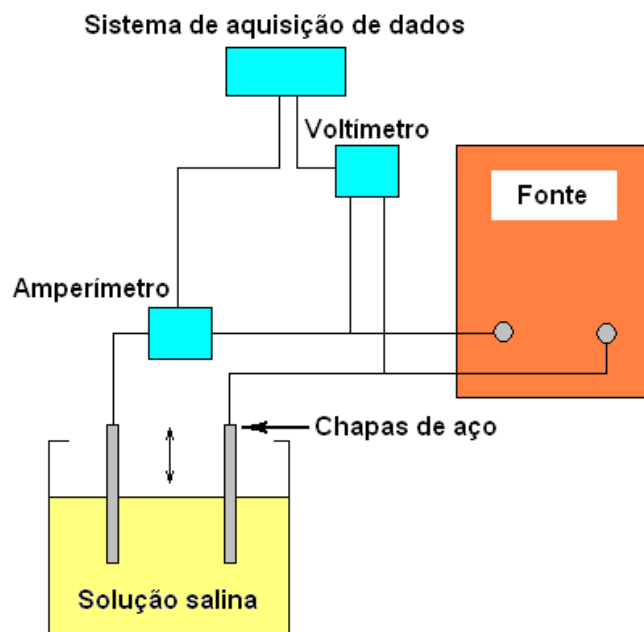


Figura 6.7 - Desenho esquemático do aparato para a determinação das curvas características da fonte.

Durante os experimentos, monitorou-se o comportamento da corrente e tensão de soldagem em função da inserção das placas na solução. Uma vez realizado os experimentos e de posse dos dados obtidos, por regressão linear obteve-se as curvas características, os modelos matemáticos e as suas correlações com os pontos (R^2).

6.3.2 - Determinação da indutância da fonte

Após a realização de testes, que deveriam apresentar transferência metálica por curtos-circuitos, obtinha-se oscilogramas de tensão e corrente. De posse destes oscilogramas, com a utilização do programa SINAL, obtinham-se os dados necessários para calcular o valor da indutância utilizando a Equação 6.4.

$$L = \frac{-U_{curto} + U_0 - MI_{curto}}{\frac{dI}{dt}} \quad (6.4)$$

Em que: L - indutância [Vs/A],

U_{curto} - tensão média durante o curto-circuito [V],

M - *slope*, inclinação da fonte [V/A],

I_{curto} - corrente média durante o curto-circuito [A],

t - tempo [s].

Padronizou-se que os valores da tensão (U_{curto}) e a corrente (I_{curto}) seriam os valores médios, respectivamente, da corrente e tensão durante um período de curto-circuito, e a taxa de subida da corrente (dI/dt) seria determinada, desconsiderando os valores correspondentes a 10% dos instantes iniciais e finais.

O valor da tensão em vazio (U_0) é um parâmetro pré-definido e regulado no equipamento antes dos testes de soldagem. O valor do *slope* da fonte (M) foi determinado como descrito no item 6.3.1. Por fim, para a determinação do valor de referência da indutância, realizavam-se cinco procedimentos para cada teste de soldagem.

A fonte de energia VI-400 possui um controle de indutância. Para verificar a efetividade deste controle, foram realizados dois procedimentos de soldagem distintos: no primeiro (experimento 01) o controle foi ajustado para o valor mínimo e no segundo (experimento 02) para o valor máximo. Os parâmetros de soldagem usados nestes testes estão listados na Tabela VI.1.

Tabela VI.1 - Parâmetros de soldagem para verificar a efetividade do controle de indutância: fonte VI-400.

Parâmetros	Valores
f [m/min]	5,4
h [mm]	12,0
U_o [V]	28,0
Gás de proteção	Ar 2%O ₂
Deslocamento [cm/min]	45,0

Verificou-se, também, se haveria oscilações no valor da indutância em função da velocidade de alimentação, da tensão em vazio e do diâmetro do arame. Para tanto, realizaram-se diferentes experimentos de soldagem nas condições descritas nas Tabelas VI.2 e VI.3.

Tabela VI.2 - Parâmetros de soldagem para verificar o comportamento da indutância em função de f e U_o : arame de 1,2 mm de diâmetro.

Parâmetros	Condição 01	Condição 02	Condição 03
f [m/min]	3,6	4,8	6,0
h [mm]	20,0	20,0	20,0
U_o [V]	24,0	27,0	29,0
Gás de proteção	Ar 2%O ₂	Ar 2%O ₂	Ar 2%O ₂
Deslocamento [cm/min]	27,0	36,0	45,0

Tabela VI.3 - Parâmetros de soldagem para verificar o comportamento da indutância em função de f e U_o : arame de 1,0 mm de diâmetro.

Parâmetros	Condição 01	Condição 02	Condição 03
f [m/min]	3,6	4,8	6,0
h [mm]	20,0	20,0	20,0
U_o [V]	23,0	25,0	26,0
Gás de proteção	Ar - 2%O ₂	Ar - 2%O ₂	Ar - 2%O ₂
Deslocamento [cm/min]	27,0	36,0	45,0

6.3.3 - Determinação resistividade do arame-eletrodo

Para determinar o valor da resistividade média do arame-eletrodo durante os testes de soldagem, realizaram-se vários experimentos com transferência metálica por curtos-circuitos. Após a realização destes obtinha-se com o programa SINAL, dentre outras coisas, os oscilogramas de resistência elétrica do circuito em função do tempo, como se pode observar na Figura 6.8.

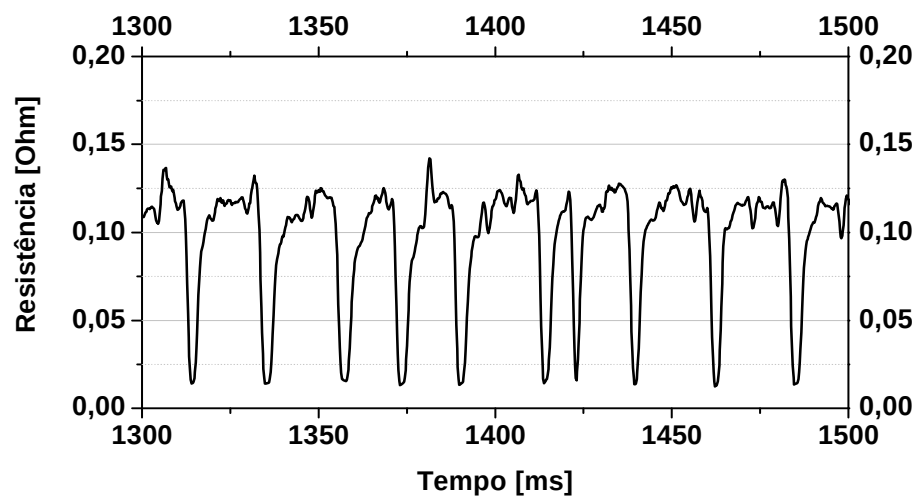


Figura 6.8 - Exemplo de oscilograma de resistência elétrica do circuito de soldagem (transferência por curtos-circuitos).

Nestes oscilogramas, os períodos de curto-circuito correspondem aos momentos em que a resistência elétrica tende aos valores mínimos, já os períodos de arco correspondem aos intervalos em que a resistência aumenta abruptamente até atingir o seu valor máximo e permanece oscilando até a ocorrência de um novo curto-circuito.

Novamente utilizando o programa SINAL, constroi-se um gráfico de resistência elétrica em função da corrente de soldagem (Fig. 6.9).

Neste gráfico, após selecionar os pontos referentes aos curtos-circuitos (R_{cc}) e calcular o valor médio destes, calculou-se a resistência elétrica no comprimento de arame-eletrodo energizado (R_a) utilizando-se a Equação 6.5, procedimento que leva em consideração a gota presa na ponta do arame (Fig.6.10).

$$R_a = R_{cc} - (R_p + R_b) \quad (6.5)$$

Em que: R_a - resistência observada no comprimento de arame-eletrodo energizado [Ω],

R_{cc} - resistência elétrica durante os períodos de curto-circuito [Ω],

R_p - resistência parasita [1,5 m Ω] (valor estimado a partir de experimentos),

R_b - resistência entre arame-eletrodo e bico de contato [1,5 m Ω] (Terasaki e Simpson, 2006).

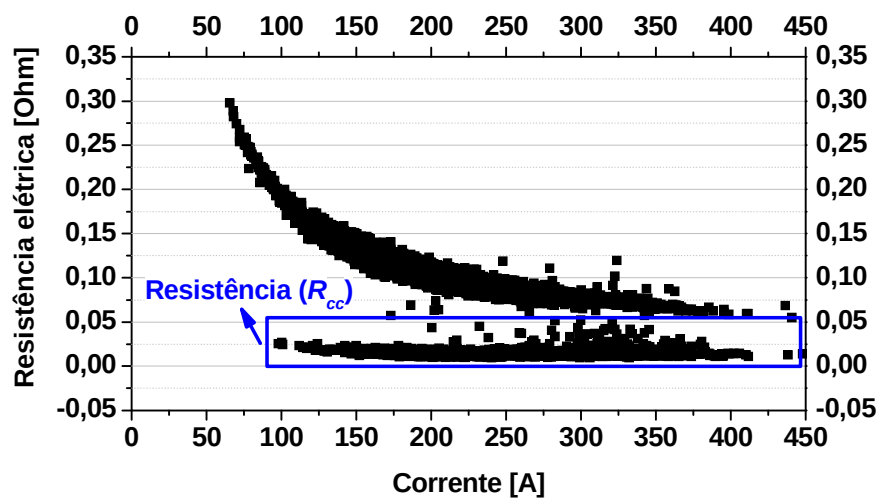


Figura 6.9 - Exemplo de gráfico de resistência elétrica do circuito de soldagem versus corrente elétrica obtido.

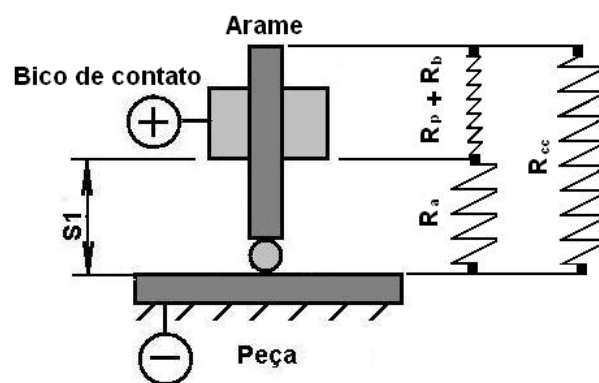


Figura 6.10 - Desenho esquemático das resistências elétricas verificadas durante o momento de curto-circuito.

De posse do valor médio de resistência elétrica no comprimento de arame-eletrodo energizado, calculava-se a resistividade média do arame-eletrodo (considerando a gota

preza na ponta do arame) através da Equação 6.6.

$$\rho = \frac{R_a A}{S} \quad (6.6)$$

Em que: ρ - resistividade do arame [$\Omega \cdot \text{mm}$],

A - área da seção transversal do arame [mm^2],

S - comprimento de arame-eletrodo energizado [mm],

Para verificar a resistividade do arame-eletrodo estudado (ER70S6 de 1,2 mm de diâmetro) foram realizados dois procedimentos distintos: o primeiro para verificar uma possível influência da velocidade de alimentação e tensão em vazio e o segundo para verificar a possível influência da distância entre bico de contato e peça neste parâmetro.

Definiram-se três condições específicas de soldagem para cada procedimento, como pode ser observado nas Tabelas VI.4 e VI.5. Foram realizados dez experimentos para cada condição específica de soldagem, para posterior análise estatística.

Tabela VI.4 - Parâmetros de soldagem para determinação da resistividade do arame-eletrodo, primeiro procedimento (Proteção: Ar - 2%O₂).

Parâmetros de soldagem	Condição 01	Condição 02	Condição 03
f [m/min]	3,6	5,4	7,3
h [mm]	15,0	15,0	15,0
U_o [V]	24,0	28,0	31
Deslocamento [cm/min]	27,0	41,0	56,0

Tabela: VI.5 - Parâmetros de soldagem para determinação da resistividade do arame-eletrodo, segundo procedimento (Proteção: Ar - 2%O₂).

Parâmetros de soldagem	Condição 01	Condição 02	Condição 03
f [m/min]	4,8	5,4	6,1
h [mm]	10,0	14,0	18,0
U_o [V]	26,0	26,0	26,0
Deslocamento [cm/min]	36,0	41,0	47,0

Para determinar a resistividade do arame-eletrodo utilizando outro gás de proteção (Ar - 25%CO₂) definiram-se quatro condições específicas de soldagem, como pode ser observado na Tabela VI.6. Foram realizados cinco experimentos para cada condição específica de soldagem, para posterior análise estatística

Tabela VI.6 - Parâmetros de soldagem para determinação da resistividade do arame-eletrodo com proteção de Ar - 25%CO₂.

Parâmetros	Condição 01	Condição 02	Condição 03	Condição 04
f [m/min]	3,0	3,7	4,9	5,6
h [mm]	15,0	15,0	15,0	15,0
U_o [V]	24	25	27	29
Deslocamento [cm/min]	22	27	36	41

6.3.4 - Determinação das quedas de tensão no arco

Devido à dificuldade encontrada em determinar separadamente os valores de queda anódica (U_a) e catódica (U_c), optou-se por determinar um valor de referência para a soma destes dois parâmetros (U_{ac}).

Uma das metodologias adotadas utiliza os oscilogramas de tensão obtidos durante testes de soldagem com transferência metálica por curtos-circuitos (Fig. 6.11).

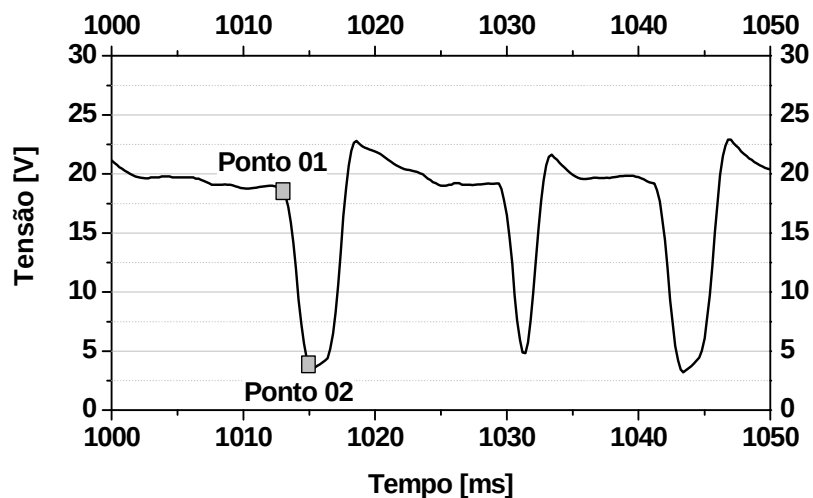


Figura 6.11 - Desenho esquemático do procedimento para determinar os valores de U_{ac} utilizando oscilograma de tensão.

Nestes oscilogramas, considera-se que a queda de tensão U_{ac} seja a diferença entre a tensão no ponto 01, ponto imediatamente antes do início do curto-circuito (em que a queda de tensão na coluna do arco pode ser desprezada, L_a próximo a zero), e a tensão no ponto 02, ponto em que o curto-circuito é plenamente verificado (Ponomarev *et al.* 1997). Adotando este procedimento, obtinham-se os valores de U_{ac} com a utilização do programa SINAL, o qual possibilita derivar os oscilogramas de tensão de soldagem em relação ao tempo. Para esta condição, a derivada é calculada de forma aproximada pela diferença de tensão entre dois pontos dividida pelo dobro do intervalo de tempo de aquisição de dados, isto é, $\Delta U/2\Delta t$. Assim, para obter os valores de ΔU , os valores calculados são multiplicados por $2\Delta t$, o que é feito no próprio programa. Os dados obtidos desta forma representam a diferença de tensão entre dois pontos não imediatamente adjacentes. As maiores diferenças (em valor negativo) correspondem às quedas de tensão no início de cada curto-circuito e podem ser obtidas, no programa Sinal, através de uma rotina específica que separa aqueles valores maiores ou menores que um valor de corte especificado pelo usuário (no presente trabalho foi usado o valor de -15 V), e após eliminar todos os valores inferiores ao limite de corte (Fig. 6.12) calculava-se a média entre todos os valores encontrados.

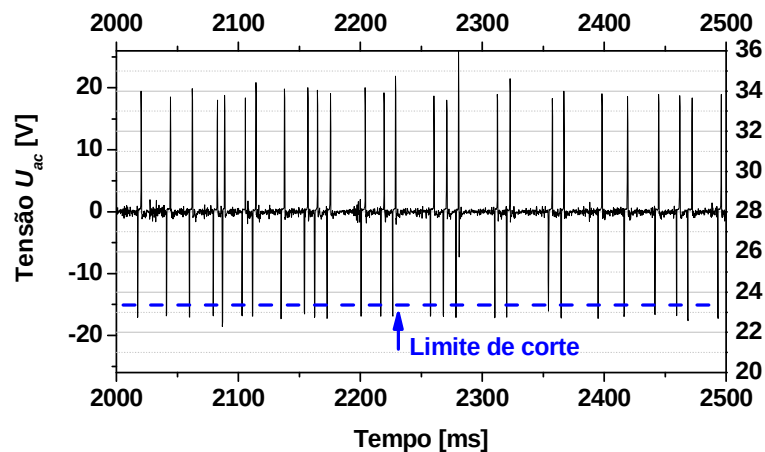


Figura 6.12 - Desenho esquemático do procedimento para determinar os valores de U_{ac} utilizando os oscilogramas.

Utilizando a metodologia apresentada, realizaram-se três procedimentos (séries de testes) distintos para determinação da queda de tensão U_{ac} utilizando Ar - 2%O₂ como gás de proteção.

No primeiro procedimento, para verificar a possível influência da corrente elétrica média nos valores de U_{ac} , utilizaram-se os mesmos testes da seção anterior cujas condições são descritas na Tabela VI.4.

No segundo procedimento, para verificar a possível influência da distância entre o bico de contato e a peça nos valores de U_{ac} , utilizaram-se os mesmos testes da seção anterior cujas condições são descritas na Tabela VI.5.

No terceiro procedimento, que verificava a possível influência da tensão em vazio no valor da queda de tensão U_{ac} , utilizaram-se três condições específicas de soldagem, como pode ser observado na Tabela VI.7. Foram realizados dez experimentos para cada condição específica de soldagem, para posterior análise estatística.

Tabela VI.7 - Parâmetros de soldagem para verificação da queda de tensão anódica e catódica (U_{ac}) em função da tensão em vazio (U_0).

Parâmetros de soldagem	Condição 01	Condição 02	Condição 03
f [m/min]	5,4	5,4	5,4
h [mm]	15,0	15,0	15,0
U_0 [V]	26,0	28,0	30,0
Gás de proteção	Ar - 2%O ₂	Ar - 2%O ₂	Ar - 2%O ₂
Deslocamento [cm/min]	41,0	41,0	41,0

A metodologia adotada para determinar o valor médio do campo elétrico na coluna do arco consiste em definir duas condições distintas de soldagem (variou-se os valores de h e U_0) de tal forma que houvesse uma variação no comprimento do arco entre os procedimentos (Fig. 6.13). Adicionalmente, deveria se observar os mesmos modos de transferência metálica, e a igualdade aproximada entre os valores médios de comprimento de arame-eletrodo energizado (S) (Fig. 6.13) e corrente de soldagem (I).

Atendendo a estas condições supõe-se que as quedas de tensão anódica e catódica, a resistência elétrica do bico de contato e as resistências parasitas mantêm-se idênticas nos dois procedimentos de soldagem.

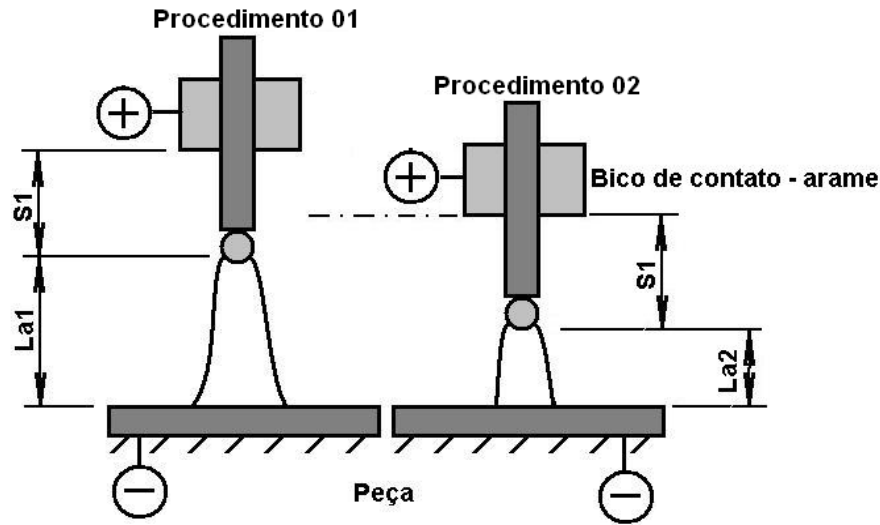


Figura 6.13 - Desenho esquemático do procedimento experimental para determinar o valor do campo elétrico.

Durante a realização dos testes, monitorou-se os parâmetros elétricos e mediu-se o comprimento do arco (Item 6.2.3). Após a realização destes com a utilização do programa SINAL, determinavam-se os valores médios da resistência elétrica do circuito e em função da corrente elétrica média calculava-se a resistividade do arame-eletrodo (Itens 6.3.3 e 7.2.3). Feito isso, a resistência média da coluna do arco em função do comprimento poderia ser determinada pela Equação 6.7.

$$R_E = \frac{\left(R_1 - \frac{\rho_1 S_1}{A}\right) - \left(R_2 - \frac{\rho_2 S_2}{A}\right)}{L_{a1} - L_{a2}} \quad (6.7)$$

Em que: R_E - resistência elétrica média na coluna do arco por milímetros [Ohm/mm],

R_1 e R_2 - valores médios de resistências elétricas do circuito [Ohm],

ρ_1 e ρ_2 - resistividade elétrica média do arame-eletrodo [Ohm.mm],

S_1 e S_2 - comprimento de arame-eletrodo energizado [mm],

A - área da seção transversal do arame [mm²],

L_{a1} e L_{a2} - comprimentos do arco elétrico [mm].

Obs: Os índices 1 e 2 referem-se, respectivamente, aos procedimentos 01 e 02.

Os termos correspondentes à resistência do arame-eletrodo ($\rho S/A$) entram na equação para levar em consideração qualquer diferença entre os valores de comprimento de arame-eletrodo energizado.

De posse do valor de resistência média da coluna do arco por milímetros, determina-se o valor do campo elétrico médio do arco por meio da Equação 6.8.

$$E = \frac{R_E L_{a1} I_1 - R_E L_{a2} I_2}{L_{a1} - L_{a2}} \quad (6.8)$$

Em que: E - valor médio do campo elétrico [V/mm].

I_1 e I_2 - corrente de soldagem média [A]

Determinado o valor médio para o campo elétrico, este era utilizado no segundo procedimento para determinação das quedas de tensão anódica e catódica (U_{ac}) que utiliza a Equação 6.9.

$$U_{ac} = U_{circ} - \left(R_p + R_b + \frac{\rho S}{A} \right) - E L_a \quad (6.9)$$

Para determinar o valor de campo elétrico médio de referência quando se utiliza Ar - 2%O₂ definiu-se, após simulação prévia e vários pré-testes, quatro condições distintas de soldagem, descritas na Tabela VI.8.

Tabela VI.8 - Parâmetros de soldagem para verificação do campo elétrico no arco (E), utilizando Ar - 2%O₂.

Parâmetros	Condição 01	Condição 02	Condição 03	Condição 04
f [m/min]	5,2	5,2	7,1	7,1
h [mm]	18	15	18	14
U_o [V]	38	36	42	39
Deslocamento [cm/min]	29	29	39	39

O intuito era de se obter, com isso, dois grupos de testes: o primeiro (condição 01 e 02) com modo de transferência metálica globular e o segundo (condição 03 e 04) com modo de transferência por *spray*. Para cada condição de soldagem foram realizados dez experimentos para possibilitar posterior análise estatística.

Para determinar o valor de campo elétrico médio utilizando Ar - 25%CO₂ como gás de proteção definiu-se, novamente após simulação prévia e vários pré-testes, duas condições distintas de soldagem, descritas na Tabela VI.9. Objetivando testes com modo de transferência metálica globular. Para cada condição de soldagem foram realizados cinco experimentos, para possibilitar posterior análise estatística.

Tabela VI.9 - Parâmetros de soldagem para verificação do campo elétrico no arco (E), utilizando Ar - 25%CO₂.

Parâmetros de soldagem	Condição 01	Condição 02
f [m/min]	6,5	6,5
h [mm]	14	18
U_o [V]	39,5	43,8
Deslocamento [m/min]	39	39
Modo de transferência	Globular	Globular

6.3.5 - Influência da frequência de aquisição de dados

Os sistemas de aquisição de dados (Item 5.2, CAPÍTULO V) utilizados para monitorar os sinais elétricos durante os procedimentos de soldagem, possibilitam diferentes taxas e tempos de aquisição. Para verificar uma possível influência da taxa de aquisição de dados nos resultados obtidos com a aplicação dos procedimentos descritos nos Itens 6.3.2 a 6.3.5, realizou-se alguns testes de soldagem. Nestes, utilizou-se os mesmos parâmetros operacionais (Tab. VI.10) e monitorou-se os sinais elétricos em cada teste com uma taxa de aquisição de dados diferente (2,5; 5; 10; 20; 40; 80; 160 e 320 kHz). De posse dos dados verificou-se as possíveis variações nos valores de indutância (L), resistividade (ρ_a), somatório das quedas de tensão anódica e catódica (U_{ac}), frequência e fator de curtos-circuitos em função da frequência de aquisição de dados.

Tabela VI.10 - Parâmetros de soldagem para verificar a influência da taxa de aquisição de dados no procedimento descritos nos Itens 6.3.2 a 6.3.5.

Parâmetros de soldagem	Dados
f [m/min]	4,0
h [mm]	17,0
U_o [V]	22,0
Gás de proteção	CO ₂
Deslocamento da tocha [m/min]	20,0
Fonte	MTE DIGITEC 600

6.3.6 - Determinação dos coeficientes α e β

Para determinar experimentalmente os valores dos coeficientes α e β necessários para resolução dos modelos propostos (Itens 4.1 e 4.2) realizou-se uma série de testes, cujos parâmetros de soldagem utilizados e o número de réplicas podem ser apreciados na Tabela VI.11.

Durante os testes mensuravam-se os valores de comprimento de arco utilizando os procedimentos descritos na metodologia (item 6.2.3) e de velocidade de alimentação (item 5.5).

Tabela VI.11 - Parâmetros de soldagem referentes ao procedimento para determinar experimentalmente os valores de α e β (valores nominais).

Procedimentos	Parâmetros			
	f [m/min]	h [mm]	U_o [V]	Deslocamento da tocha [cm/min]
01 (8 replicas)	6,9	18	43	39
02 (8 replicas)	7,8	18	40	44
03 (8 replicas)	5,9	20	40	33
04 (8 replicas)	7,0	15	38	39
05 (10 replicas)	5,2	18	38	30
06 (10 replicas)	5,2	15	36	30
07 (10 replicas)	7,1	18	42	40
08 (10 replicas)	7,1	14	39	40

De posse dos arquivos referentes aos sinais elétricos, obteve-se por meio do programa SINAL os valores de corrente média e eficaz. Os valores dos coeficientes alfa e beta experimentais foram então calculados, satisfazendo a Equação 6.10, pelo método dos mínimos quadrados utilizando o programa MINITAB.

$$w = \alpha I + \beta SI_{eficaz}^2 \quad (6.10)$$

Em que: I_{eficaz} - corrente eficaz [A].

Os valores dos coeficientes α e β determinados experimentalmente foram comparados com os calculados (para valores de corrente elétrica semelhantes àqueles observados nos testes) utilizando as Equações 3.24 e 3.25 implementadas no modelo dinâmico. A Tabela VI.12 exhibe os valores dos parâmetros utilizados para o ajuste das Equações 3.24 e 3.25.

Tabela VI.12 - Dados utilizados para determinação dos valores simulados de α e β .

Dados	Valor/unidade	Observações
Constante de Boltzmann	$1,38E^{-23}$ [J/K]	Wang e Tsai (2001)
Temperatura do plasma	8000 [K]	Haida e Lowke (1996)
Temperatura de fusão do arame	1773 [K]	Wang <i>et al.</i> (2003)
Temperatura de destacamento	2400 [K]	Wang e Tsai (2001)
Temperatura do bico de contato	300 [K]	Haida e Lowke (1996)
Função de trabalho (ϕ)	4,5 [V]	Haida e Lowke (1996)
V_a	0,1 [V]	Fator de ajuste
Densidade do arame	7800 [kg/m ³]	Choi <i>et al.</i> (2001)
Resistividade do arame-eletrodo	Variável [$\mu\Omega/\text{mm}$] ⁽¹⁾	Experimental
Material vaporizado	6 [%]	Fator de ajuste
Calor latente de fusão	$2,77E^{+05}$ [J/kg]	Cho <i>et al.</i> (2006)
Calor latente de evaporação	$7,34E^{+06}$ [J/kg]	Cho <i>et al.</i> (2006)
cp sólido	700 [J/kg.K]	Wang <i>et al.</i> (2003)
cp líquido:	780 [J/kg.K]	Wang <i>et al.</i> (2003)

Obs: ⁽¹⁾ Valor definido em função da corrente de soldagem ($\rho_{(arame-eletrodo)}$ [$\mu\Omega.\text{mm}$] = $2,57 I [A] + 305,2$).

Esse procedimento buscou ajustar alguns dos parâmetros necessários para a resolução destas equações (fração de vapor gerado, energia cinética extra que os elétrons recebem ao cruzar a zona de queda anódica, V_a) para que fornecessem valores compatíveis com os experimentais (valores de coeficientes α e β). Para tanto, utilizou-se também dados obtidos a partir da literatura e outros dados experimentais.

Ajustadas as equações e, portanto, definidos todos os parâmetros necessários, os dados fornecidos pelo modelo foram confrontados com dados experimentais. Uma vez que os resultados foram considerados satisfatórios (iguais ou melhores do que aqueles obtidos com a utilização dos valores experimentais de α e β) as equações passaram a ser parte integrante na resolução do modelo dinâmico.

6.4 - Validação do modelo estático

A validação do modelo foi realizada comparando dados obtidos em testes experimentais com dados simulados (valores médios de corrente, tensão e comprimento de arco). Para obtenção dos dados experimentais foram definidos e realizados dois procedimentos distintos, que serão descritos a seguir, nos quais desejava-se transferência globular ou *spray*.

(01) No primeiro procedimento, foram utilizados quatro diferentes valores de velocidade de alimentação (Tab. VI.13) mantendo-se os valores de vazão de gás de proteção (17 L/min - Ar-2%O₂), distância entre o bico de contato e a peça (18 mm), tensão em vazio (37 V) e indutância (controle na regulagem máxima) constantes. Esses parâmetros visavam obter em todos os testes o modo de transferência metálica globular.

Tabela VI.13 - Parâmetros de soldagem para validação do modelo estático (variando f), transferência globular.

Parâmetros	Condição 01	Condição 02	Condição 03	Condição 04
f [m/min]	4,5	5,0	5,5	6,0
Deslocamento [cm/min]	25,0	28,0	31,0	34,0

(02) No segundo procedimento, foram utilizados quatro diferentes valores de velocidade de alimentação (Tab. VI.14) mantendo-se os valores de vazão de gás de proteção (17 L/min- Ar-2%O₂), distância entre o bico de contato e a peça (18 mm), tensão em vazio (41 V) e indutância (controle na regulagem máxima) constantes. Esses parâmetros visavam obter em todos os testes o modo de transferência metálica por *spray*.

Tabela VI.14 - Parâmetros de soldagem para validação modelo estático (variando f), transferência *spray*.

Parâmetros	Condição 01	Condição 02	Condição 03	Condição 04
f [m/min]	7,0	8,0	9,0	10,0
Deslocamento [cm/min]	40,0	45,0	50,0	55,0

Foram realizados cinco experimentos para cada condição específica de soldagem, nos quais monitoraram-se os sinais elétricos (corrente e tensão) utilizando o sistema de aquisição de dados (item 4.5.2) e mediu-se a velocidade de deslocamento do arame (item 4.5.5) e o comprimento de arco (item 6.2.3).

A Tabela VI.15 exibe os valores dos parâmetros (dados de entrada) utilizados na simulação.

Tabela VI.15 - Valores de alguns parâmetros utilizados no modelo.

Dados	Valor/unidade	Observações
Queda de tensão anódica e catódica - U_{ac}	20 V	Valor experimental
Resistência parasita - R_p	0,0015 Ω	Literatura
Resistência entre bico e arame-eletrodo - R_b	0,0015 Ω	Literatura
Campo elétrico do arco - E	0,7 V/mm	Valor experimental
<i>Slope</i> da fonte - M	0,039 V/A	Valor experimental
Resistividade do arame-eletrodo - ρ_a	0,001 Ω mm	Valor experimental
Coeficiente alfa - α	0,305 mm/sA	Valor experimental
Coeficiente beta - β	$6,6 \times 10^{-5}$ 1/sA ²	Valor experimental

De posse dos valores experimentais e simulados (corrente, tensão e comprimento de arco), estes foram confrontados em gráficos de corrente (I), tensão (U_{circ}) e

comprimento de arco (L_a) (simulados e experimentais) em função da distância entre o bico de contato e a peça (h). A diferença entre os valores foram calculados e os dados foram comparados com os resultados apresentados na literatura por outros autores.

6.5 - Validação do modelo dinâmico

Para verificar se a rotina computacional (método de Euler e Runge-Kutta clássico de quarta ordem), utilizada na planilha eletrônica para resolução da Equação 4.10, estava funcionando adequadamente, esta foi usada para resolução de uma equação diferencial que modela a variação da temperatura de um fluido (Eq. 6.11) e que possui solução analítica. Após isso, comparou-se os resultados obtidos numericamente (com diferentes incrementos) com aqueles obtidos por meio da solução analítica.

$$\frac{dT}{dt} = -\frac{1}{50}(T - 20) \quad (6.11)$$

Em que: T - temperatura do fluido [$^{\circ}\text{C}$],

condições de contorno, temperatura inicial do fluido de 95°C e temperatura do ambiente circunvizinho de 20°C .

Outro procedimento realizado para verificar o comportamento do modelo dinâmico foi verificar a influência de alguns parâmetros (dados de entrada) na determinação dos valores dos dados simulados, tais como valores médios de corrente e tensão de soldagem, valores de comprimento de arco e frequência de curtos-circuitos. Para tanto, utilizou-se uma condição específica de soldagem (Tab. VI.16), a transferência por voo livre ou curtos-circuitos, e cada parâmetro foi testado isoladamente (repetia-se a simulação alterando apenas o parâmetro avaliado). As condições usadas nestas simulações podem ser visualizadas na Tabela VI.17.

Após a realização dos procedimentos, obteve-se por regressão linear os modelos que correlacionavam os dados de entrada com os parâmetros simulados, assim como a correlação destes com os pontos. Por fim, com a utilização dos modelos construiu-se

vários gráficos mostrando a influência de cada parâmetro (dentro de uma faixa de variação de 50%) nos valores médios simulados de corrente e tensão de soldagem, comprimento de arco e frequência de curtos-circuitos, considerando a transferência metálica por voo livre e por curtos-circuitos.

Tabela VI.16 - Condições de soldagem utilizadas para avaliar os parâmetros (dados de entrada) utilizados no modelo.

Transferência metálica	Parâmetros	Valores
Transferência por voo livre	Diâmetro arame [mm]	1,2
	f [m/min]	4,8
	U_o [V]	34,0
	h [mm]	18,0
Transferência por curto-circuito	Diâmetro do arame [mm]	1,2
	f [m/min]	4,8
	U_o [V]	26
	h [mm]	18

Tabela VI.17 - Parâmetros (dados de entrada) avaliados e valores utilizados.

Parâmetro	Valores testados
Coeficiente alfa, α [mm/sA]	0,25; 0,26; 0,27; 0,28; 0,29; 0,30 e 0,31
Coeficiente beta, β [mm/sA]	$3,0 \times 10^{-5}$; $3,5 \times 10^{-5}$; $4,5 \times 10^{-5}$ e $5,0 \times 10^{-5}$
U_{ac} [V/A]	17,0; 17,5; 18,2; 18,7; 19,0; 19,3; 19,8; 20,5 e 21,0
Campo elétrico, E [V/A]	0,50; 0,55; 0,63; 0,66; 0,69; 0,75; 0,80 e 0,90
<i>Slope</i> da fonte [V/A]	0,0312; 0,0351; 0,0390; 0,0429 e 0,0468
Indutância [μ Vs/A]	150; 168; 187; 205; 224; 243; 261 e 280

A validação do modelo dinâmico foi, também, realizada comparando dados obtidos em testes experimentais com dados simulados (valores médios e oscilogramas de corrente e tensão de soldagem e comprimento de arco).

Para a validação do modelo dinâmico em condições operacionais em que se observa a transferência metálica globular e *spray* utilizou-se os resultados experimentais dos dois

procedimentos realizados para a validação do modelo estático, item 6.4, e um terceiro procedimento que será descrito a seguir.

(3) No terceiro procedimento realizou-se testes com quatro diferentes valores de distância entre o bico de contato e a peça (Tab. VI.18) mantendo-se os valores de velocidade de alimentação do arame (8 m/min), tensão em vazio (37 V), vazão de gás de proteção (17 L/min) e indutância (controle na regulagem máxima) constantes. Esses parâmetros visavam obter em todos os testes o modo de transferência por *spray*.

Tabela VI.18 - Parâmetros de soldagem para validação modelo dinâmico, variando h (transferência *spray*).

Parâmetros	Condição 01	Condição 02	Condição 03	Condição 03
h [mm]	14,0	17,0	20,0	23,0
Deslocamento [cm/min]	45,0	45,0	45,0	45,0

Para obtenção dos dados experimentais em condições operacionais em que se observa a transferência metálica por curtos-circuitos, foram definidos e realizados dois procedimentos que serão descritos a seguir.

(01) No primeiro procedimento foram utilizados testes com três diferentes condições de soldagem, que podem ser observadas na Tabela IV.19.

Tabela VI.19 - Parâmetros de soldagem para validação do modelo dinâmico.

Parâmetros	Condição 01	Condição 02	Condição 03
f [m/min]	4,0	5,2	6,1
h [mm]	18,0	18,0	18,0
U_0 [V]	26,0	29,1	29,0
Deslocamento [cm/min]	22,0	29,0	34,0
Gás proteção [l/min]	Ar-2%O ₂	Ar-2%O ₂	Ar-2%O ₂
Indutância [μ V.s/A]	máxima	máxima	máxima

(02) No segundo procedimento foram realizados testes com diferentes valores de tensão em vazio (de 21 a 37 V, variando a cada 1 V) mantendo-se os valores de vazão de gás

de proteção (17 L/min- Ar 2%O₂), distância entre o bico de contato e a peça (18 mm), velocidade de alimentação (7 m/min), velocidade de soldagem (39 cm/min) e indutância (controle na regulação máxima) constantes. Esses parâmetros visavam obter transferência metálica por curtos-circuitos com diferentes características (frequência, tempo de curto-circuito, comprimento de arco, etc), a transição para transferência por *spray* e a transferência *spray*.

Foram realizados, no primeiro procedimento, 5 (cinco) experimentos e, no segundo procedimento, 1 (um) experimento para cada condição específica de soldagem nos quais monitorou-se os sinais elétricos utilizando o sistema de aquisição de dados (item 4.3.2) e mediu-se a velocidade de deslocamento do arame (item 4.3.5).

A Tabela VI.20 exibe os valores dos parâmetros (dados de entrada) utilizados na simulação. Percebe-se diferenças em relação à Tabela VI.15, o que se deve a alguns fatores, tais como tentativa de otimizar o modelo e possibilitar que o mesmo apresente resultados semelhantes ao modelo estático independente do modo de transferência metálica sem a necessidade de ajuste manual dos dados de entrada.

Tabela VI.20 - Valores de alguns parâmetros utilizados no modelo.

Dados	Valor/unidade	Observações
Queda de tensão anódica e catódica - U_{ac}	18 V (Curto-circuito) 19 V (Globular/ <i>Spray</i>)	Experimental
Resistência parasita - R_p	0,0015 Ω	Literatura
Resistência entre bico e arame-eletrodo - R_b	0,0015 Ω	Literatura
Campo elétrico do arco - E	0,66 V/mm	Experimental
Slope da fonte - M	0,039 V/A	Experimental
Indutância da fonte - L	0,000187 Vs/A	Experimental
Resistividade do arame-eletrodo - ρ_a	variável	Tab. VII.18
Coeficiente alfa - α	variável	Equações 3.24
Coeficiente beta - β	variável	Equações 3.25

Novamente de posse dos dados experimentais e simulados (oscilogramas e valores médios de corrente e tensão) estes foram confrontados. A diferença entre os valores

foram calculadas e os dados, também, foram comparados com resultados apresentados na literatura por outros autores.

RESULTADOS E DISCUSSÕES

7.1 - Resultados referentes à elaboração e padronização de procedimentos operacionais

7.1.1 - Regulagem e medição da velocidade de alimentação

Pode-se observar na Figura 7.1 a relação obtida entre a velocidade de alimentação e a tensão imposta ao motor elétrico do mecanismo de arraste de arame. Essa relação foi obtida com o mecanismo não promovendo o movimento do arame como descrito na metodologia (item 6.2.2). Os experimentos foram realizados de tal forma a cobrir uma ampla faixa de trabalho do sistema de alimentação. Cada ponto do gráfico representa a média de três experimentos e, por regressão linear, obteve-se o modelo e a correlação deste com os pontos.

A avaliação dos dados apresentados na Figura 7.1 permitiu considerar que há uma relação linear entre a velocidade de alimentação e a tensão imposta ao motor do mecanismo de arraste de arame e que o modelo obtido pode ser utilizado uma vez que a correlação deste com os pontos foi de 0,9947.

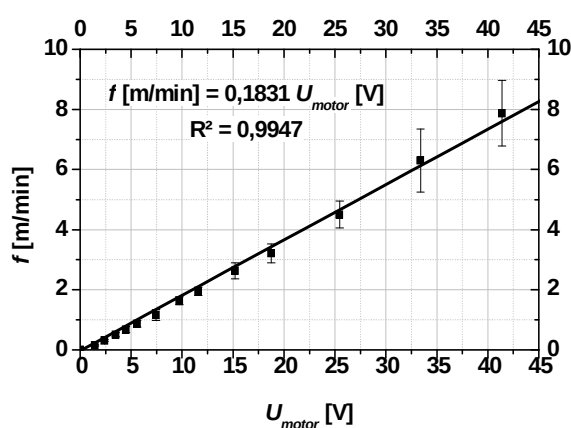


Figura 7.1 - Velocidade de alimentação em função da tensão aplicada ao motor (U_{motor}), sem arraste de arame.

A Figura 7.2 possibilita visualizar a relação entre a velocidade de alimentação e a tensão

imposta ao motor elétrico do mecanismo de arraste do arame acionado, como descrito na metodologia (item 6.22).

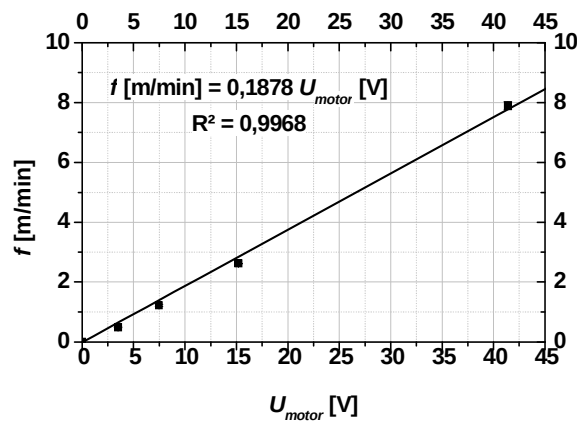


Figura 7.2 - Velocidade de alimentação em função da tensão aplicada ao motor (U_{motor}), com arraste de arame.

Cada ponto no gráfico representa a média de três experimentos. Novamente, por regressão linear, obteve-se o modelo e a correlação deste com os pontos.

A Tabela VII.1 apresenta os resultados dos experimentos, com e sem arraste de arame, os modelos obtidos e as correlações.

Tabela VII.1 - Resultados dos dois experimentos, com e sem arraste de arame.

Sem arraste de arame			
Tensão média [V]	Velocidade [m/min]	Modelo	Correlação
3,50	0,50 ± 0,07	$f \text{ [m/min]} = 0,1831U_{(motor)} \text{ [V]}$	R = 0,9947
7,45	1,16 ± 0,18		
15,20	2,63 ± 0,26		
41,40	7,87 ± 1,09		
Com arraste de arame			
Tensão média [V]	Velocidade [m/min]	Modelo	Correlação
3,50	0,49 ± 0,01	$f \text{ [m/min]} = 0,1878U_{(motor)} \text{ [V]}$	R = 0,9968
7,45	1,22 ± 0,04		
15,20	2,63 ± 0,01		
41.40	7,90 ± 0,14		

Os resultados apresentados na Tabela VII.1 revelam uma diferença entre os valores

obtidos nos dois experimentos de, no máximo, 5%. Esta constatação possibilitou considerar pertinente regular a velocidade de alimentação requerida nos testes com o sistema de soldagem mecanizado montado sem promover arraste de arame (metodologia, item 6.2.2). Portanto, puderam ser utilizados os valores de tensão obtidos pelo modelo apresentado na Figura 7.1 para regular a velocidade de alimentação.

Uma vez regulada a velocidade de alimentação, esta era medida durante os experimentos com o sistema de medição de deslocamento de arame (descrito na metodologia, item 5.5). Este equipamento foi submetido a alguns experimentos para se verificar a sua confiabilidade e os dados relativos à sua “calibração” (utilizou-se os dados obtidos pelo procedimento utilizando a Equação 6.2 como valor verdadeiro convencional) podem ser observados na Figura 7.3.

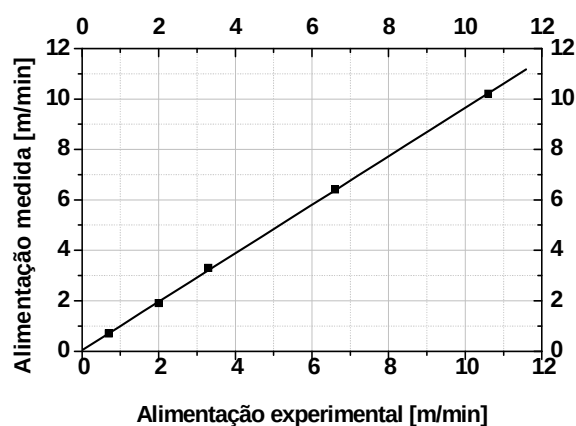


Figura 7.3 - Calibração do medidor de velocidade de deslocamento de arame.

Cada ponto do gráfico apresentado na Figura 7.3 corresponde à média de três experimentos. A comparação entre os valores experimentais (Equação 6.2) e medidos pelo instrumento da IMC mostra uma diferença máxima de aproximadamente 1%. Considerando que esta diferença é relativamente pequena, quando comparada com as flutuações frequentemente observadas durante os procedimentos de soldagem e, que também existe a incerteza em relação aos valores considerados como valores verdadeiros convencionais, decidiu-se usar os resultados deste equipamento sem qualquer tratamento adicional.

7.2 - Resultados referentes aos procedimentos para obtenção e avaliação de dados de entrada para os modelos

7.2.1 - Determinação do *Slope* da fonte

A Figura 7.4 exibe os resultados referentes aos procedimentos para determinar as curvas características da fonte VI-400, realizados em quatro condições de tensão em vazio (U_0 , valor nominal): 20, 30, 35 e 40 V, descritos na metodologia (Item 6.3.1).

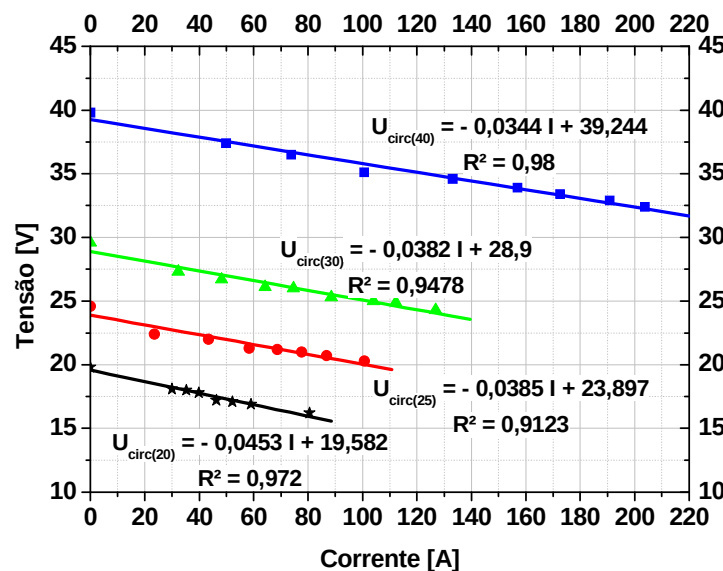


Figura 7.4 - Curvas características da fonte (VI-400).

Comparando os modelos obtidos nas condições de tensão em vazio de 25 e 30 V (nominal), percebe-se uma diferença entre os valores dos coeficientes angulares (*slope*) das curvas características de aproximadamente 1,0%. Entretanto, comparando todos os valores obtidos, percebe-se entre eles uma diferença máxima de 24%.

A Figura 7.5 exibe os valores de *slope* encontrados em função da tensão em vazio. Percebe-se que há uma tendência dos valores diminuírem com o aumento da tensão em vazio, indicando que o equipamento pode apresentar diferentes respostas operacionais (relação entre a corrente e a tensão de soldagem) em função da tensão em vazio. Porém, o modelo encontrado apresenta um coeficiente de correlação relativamente baixo, o que compromete a sua utilização.

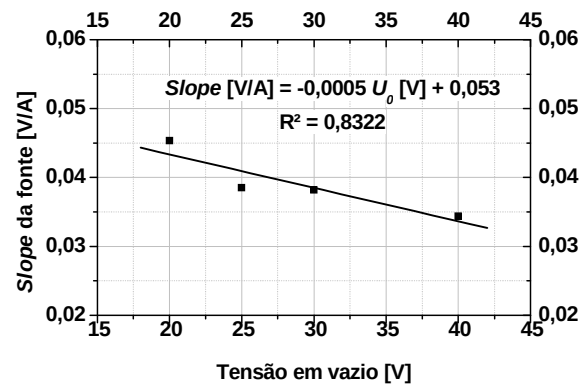


Figura 7.5 - Valor de *slope* em função da tensão em vazio.

Para minimizar possíveis erros experimentais optou-se por utilizar, como valor de referência nos modelos a média dos quatro valores de *slope* encontrados, o que diluiria, no mínimo, os erros aleatórios ocorridos durante os experimentos. Uma síntese dos resultados pode ser observada na Tabela VII.2.

Tabela VII.2 - Valor de referência para *slope* da fonte VI-400.

U_0	20 V	25 V	30 V	40 V	Média	S (desvio padrão)
<i>slope</i> [V/A]	- 0,0453	- 0,0385	- 0,0382	- 0,0346	- 0,03915	0,0045
R^2	0,9720	0,9123	0,9478	0,9800	XXXXX	XXXX
Resultado da medição (R_m): - 39 ± 7 mV/A)						

Scotti e Ponomarev (2008) afirmam que para fontes convencionais, ditas de tensão constante, o valor do *slope* deve ser menor que 70mV/A. Choi B., *et al.* (2001) e Simpson (2009) utilizaram nos seus trabalhos 5mV/A e 34mV/A, respectivamente, para representar o *slope* da fonte. Portanto, de acordo com esses autores o valor encontrado (39mV/A) é coerente (em termos de sua ordem de grandeza) para a fonte analisada.

7.2.2 - Determinação da indutância

As Tabelas VII.3 e VII.4 revelam os resultados referentes aos testes para verificar a efetividade do mecanismo de regulação da indutância da fonte VI-400, descritos na metodologia (Item 6.3.2).

Como se pode observar, nas Tabelas VII.3 e VII.4, a diferença obtida entre os valores

de indutância nos dois experimentos é de aproximadamente 22% (38 $\mu\text{Vs/A}$). Considerando que toda a faixa de trabalho do mecanismo de regulação de indutância da fonte foi utilizada (regulação mínima e máxima) para geral esta diferença, estes resultados indicam que este mecanismo de ajuste é ineficaz, uma vez que esta variação de indutância não é capaz de promover, para uma condição específica de soldagem, variações expressivas no comportamento do processo (corrente e tensão média ou frequência de curtos circuitos).

Tabela VII.3 - Dados referentes ao procedimento para determinação da indutância (Controle ajustado para o valor mínimo).

Medições	di/dt [A/ms]	Corrente (I_{curto}) [A]	Tensão (U_{curto}) [V]	Indutância [$\mu\text{Vs/A}$]
1	108	311	7,0	110
2	74	358	7,7	130
3	68	334	7,2	159
4	71	343	7,2	148
5	116	269	6,6	117
Média	87	323	7,1	133
s	22	35	0,4	21
Resultado da medição (Rm): 133 $\pm$ 23 $\mu\text{Vs/A}$				

Tabela VII.4 - Dados referentes ao procedimento para determinação da indutância (Controle ajustado para o valor máximo).

Medições	di/dt [A/ms]	Corrente (I_{curto}) [A]	Tensão (U_{curto}) [V]	Indutância [$\mu\text{Vs/A}$]
1	69	313	6,4	178
2	73	336	7,0	149
3	58	329	6,9	192
4	69	308	6,6	178
5	78	304	6,7	157
Média	70	318	6,7	171
s	7	14	0,3	18
Resultado da medição (Rm): 171 $\pm$ 20 $\mu\text{Vs/A}$				

Com base nessas informações, decidiu-se que todos os experimentos de soldagem para a validação dos modelos, seriam realizados com o mecanismo de controle da indutância posicionado no seu valor máximo.

A Tabela VII.5 exibe os resultados referentes aos testes para verificar o comportamento da indutância em função dos parâmetros de soldagem e diâmetro do arame, descritos na metodologia (Item 6.3.2). Os valores foram determinados a partir de cinco réplicas.

Tabela VII.5 - Valores (média $\pm$ incerteza) de indutância para diferentes parâmetros de soldagem e diâmetros de arame.

Diâmetro (1,2 mm)		Diâmetro (1,0 mm)	
Parâmetros (valores nominais)	Indutância [$\mu\text{V.s/A}$]	Parâmetros (valores nominais)	Indutância [$\mu\text{V.s/A}$]
$f - 3,6 \text{ m/min}; U_o - 24 \text{ V}$	170 ± 4	$f - 3,6 \text{ m/min}; U_o - 23 \text{ V}$	181 ± 22
$f - 4,8 \text{ m/min}; U_o - 27 \text{ V}$	190 ± 8	$f - 4,8 \text{ m/min}; U_o - 25 \text{ V}$	180 ± 12
$f - 6,0 \text{ m/min}; U_o - 29 \text{ V}$	195 ± 24	$f - 6,0 \text{ m/min}; U_o - 26 \text{ V}$	190 ± 16
Média $\pm$ incerteza	185 ± 25	Média $\pm$ incerteza	184 ± 6

Percebe-se que os resultados apresentados na Tabela VII.5 indicam que os valores de indutância não sofreram variações relevantes (isto é, as variações permaneceram dentro da faixa de incerteza) em função dos parâmetros de soldagem e diâmetro do arame. Esta constatação possibilita inferir que se pode utilizar um valor de indutância fixo ($185 \mu\text{V.s/A}$) de referência no modelo dinâmico quando a fonte estiver regulada para indutância máxima.

Pode-se observar que os valores de indutância determinados, para a fonte VI-400, são similares a outras fontes convencionais de soldagem (Fig. 3.19).

Esse valor ($185 \mu\text{V.s/A}$), também, é coerente (em termos de sua ordem de grandeza) com os valores utilizados por outros autores, como se pode observar na Tabela VII.6.

Tabela VII.6 - Valores de indutância utilizados por outros autores.

Autores	Indutância [$\mu\text{V.s/A}$]
Choi <i>et al.</i> , 2001	350
Terasaki e Simpson, 2005	200
Terasaki e Simpson, 2006	200
Ngo <i>et al.</i> , 2007	900
Simpson, 2009	160

7.2.3 - Determinação da resistividade do arame-eletrodo

As Tabelas VII.7 a VII.9 revelam os resultados referentes aos testes para avaliar a influência da velocidade de alimentação e tensão em vazio nos valores de resistividade média do arame-eletrodo de aço carbono (AWS-ER70S-6) com 1,2 mm de diâmetro (durante experimentos de soldagem), utilizando Ar - 2%O₂ como gás de proteção, descritos na metodologia (Item 6.3.3). Contemplam-se, também, parâmetros importantes tais como: corrente e tensão média de soldagem, frequência e fator de curto-circuito (porcentagem do tempo em que o processo opera em curto-circuito (Scotti e Ponomarev, 2008).

Tabela VII.7 - Resistividade: f de 3,6 m/min, U_0 de 24 V, h de 15 mm e Ar - 2%O₂.

Valores	Corrente média [A]	Tensão média [V]	Frequência curto-circuito [Hz]	Fator curto-circuito [%]	Resistividade média [Ohmxmm]
Média	201	17,2	59	16,4	0,00085
s	2	0,1	4	0,9	0,00010
Resultado da medição (Rm): 850 ± 70 µOhmxmm					

Tabela: VII.8 - Resistividade: f de 5,4 m/min, U_0 de 28 V, h de 15 mm e Ar - 2%O₂.

Valores	Corrente Média [A]	Tensão média [V]	Frequência curto-circuito [Hz]	Fator curto-circuito [%]	Resistividade média [Ohmxmm]
Média	248	19,5	59	13,8	0,00091
s	2	0,1	6	0,9	0,00005
Resultado da medição (Rm): 914 ± 35 µOhmxmm					

Tabela VII.9 - Resistividade: f de 7,3 m/min: U_0 de 31 V, h de 15 mm e Ar - 2%O₂.

Valores	Corrente [A]	Tensão média [V]	Frequência curto-circuito [Hz]	Fator curto-circuito [%]	Resistividade [Ohmxmm]
Média	284	21,1	83	11,3	0,00104
s	2	0,1	5	0,8	0,00005
Resultado da medição (Rm): 1039 ± 35 µOhmxmm					

Como desejado, nas três condições de soldagem o processo operou em transferência metálica por curtos-circuitos, o que pode ser constatado pela análise dos oscilogramas apresentados nas Figuras 7.6 a 7.8.

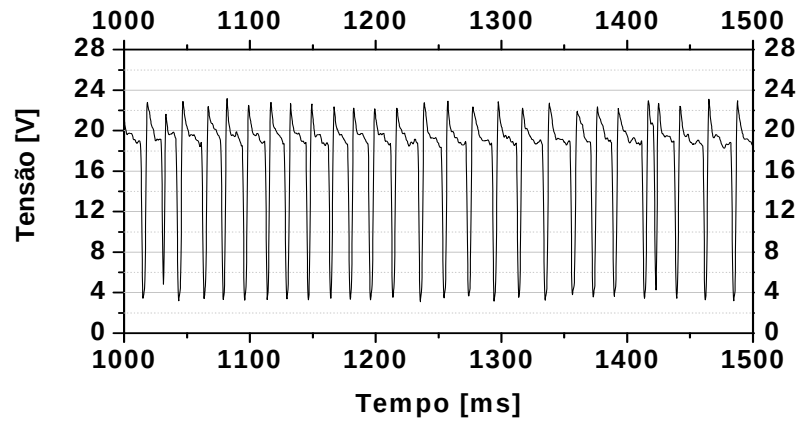


Figura 7.6 - Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 3,6 m/min e U_0 de 24 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.

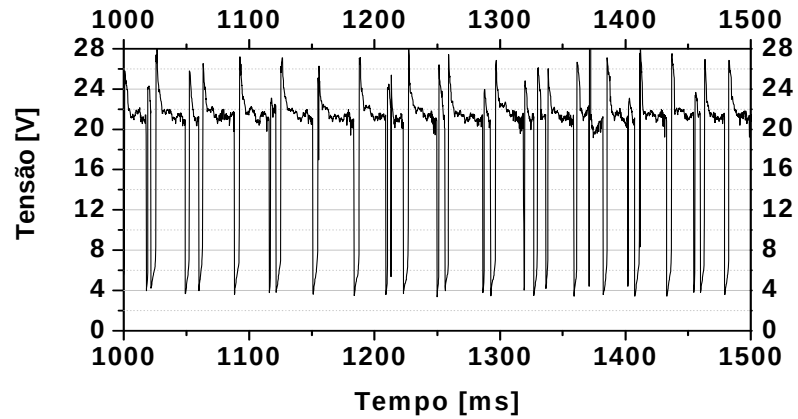


Figura 7.7 - Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 5,4 m/min e U_0 de 28 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.

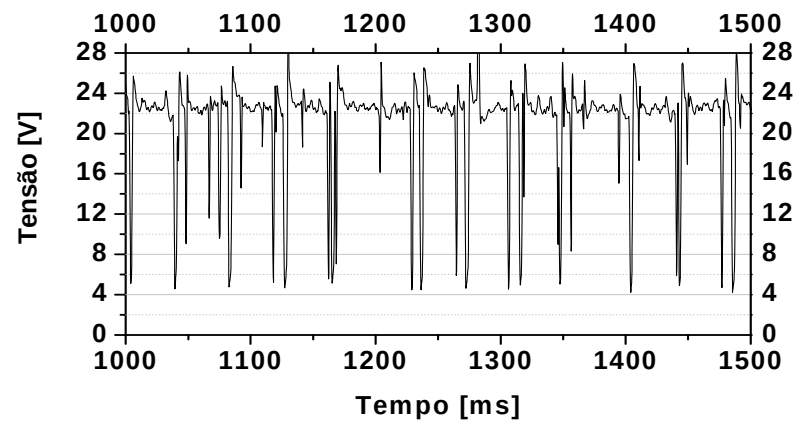


Figura 7.8 - Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 7,3 m/min e U_0 de 31 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.

Os testes proporcionaram cordões de solda contínuos e com uniformidade geométrica, constatada por meio de análise visual. Durante a análise dos oscilogramas, não foi detectado a ocorrência de curtos-circuitos de longa duração (de dezenas de milissegundos) e/ou transferência mista (por exemplo: curto-circuito/globular), ou qualquer anomalia que pudesse interferir no procedimento de determinação e comparação da resistividade média entre os experimentos.

Os resultados apresentados nas Tabelas VII.7 a VII.9 revelam que os valores médios de corrente e tensão de soldagem aumentaram para maiores valores de velocidade de alimentação e tensão em vazio, assim como os valores de resistividade média calculada.

A resistividade dos metais depende, dentre outros fatores, da composição química (que neste caso não se altera, pois se utilizou o mesmo arame durante os experimentos), do nível de deformação plástica e da temperatura. Nos aços, em geral, quanto maior o teor de elementos de liga, maior tende a ser a distorção da rede cristalina e maior a dificuldade dos elétrons se movimentarem, aumentando, assim, a resistividade (Reed-Hill e Abbaschian, 2009). A deformação plástica causa um grande aumento na quantidade de defeitos cristalinos, particularmente, discordâncias e lacunas, o que também leva a um aumento da resistividade (Reed-Hill e Abbaschian, 2009). E, por fim, o aumento da temperatura provoca maior agitação térmica dos átomos o que, por consequência, aumenta a resistividade (Halliday e Resnick, 1980; Reis, 2004). De acordo com o *Handbook of Chemistry and Physics* (1991-1992) a resistividade do ferro puro a 20°C é 96,1 $\mu\text{Ohm}\cdot\text{mm}$.

Diante do exposto, um dos fatores que poderia justificar o aumento da resistividade média do arame-eletrodo, em função dos parâmetros de soldagem, seria o aumento da temperatura média deste. Deve-se ressaltar que a temperatura do arame-eletrodo varia consideravelmente ao longo de seu comprimento, de valores acima da temperatura de fusão do metal na ponta do arame-eletrodo a valores menores em direção ao bico de contato (Modenesi e Reis, 2007).

As duas fontes principais de calor, que poderiam possibilitar um aumento da

temperatura média no arame-eletrodo, seriam o arco elétrico (nos momentos de existência) e o efeito Joule. Este último teria seu efeito mais pronunciado nos momentos de curto-circuito (maiores valores de corrente e resistência), principalmente nas interfaces entre arame/peça e arame/bico de contato (Scotti e Ponomarev, 2008).

O procedimento adotado neste trabalho, para determinar a resistividade, utiliza a resistência elétrica durante os momentos de curto-circuito (Item 6.3.3). O calor gerado neste momento é essencialmente por efeito Joule, e se deve as resistências elétricas (arame, interfaces arame/bico de contato e arame-gota/peça), ao quadrado da corrente e o tempo de curto-circuito. Portanto, o fator mais relevante para a obtenção dos valores crescentes de resistividade, em função do aumento dos valores de velocidade de alimentação e tensão em vazio, seria os maiores valores observados na corrente de curto-circuito.

O fator motivador do estudo e determinação dos valores de resistividade do arame-eletrodo foi possibilitar, dentre outras coisas, após utilizar estes como dados de entrada nos modelos, o cálculo do calor gerado no arame pelo efeito Joule. Portanto, uma primeira possibilidade seria vinculá-lo aos valores de velocidade de alimentação (variável pré-definida) que possui relação direta com a corrente de soldagem durante a programação.

A Figura 7.9 exibe o comportamento da resistividade média do arame-eletrodo em relação à velocidade de alimentação. Com exceção do valor de resistividade ($318 \mu\text{Ohm}\times\text{mm}$) para velocidade de alimentação igual zero (arame na temperatura ambiente) obtido do trabalho de Reis (2004) cada ponto do gráfico refere-se à média de dez experimentos. Por regressão linear, obteve-se o modelo matemático e a correlação deste com os pontos. Pode-se observar que o modelo obtido possui um coeficiente de correlação de 0,9282, indicando uma possibilidade de utilização da velocidade de alimentação para modelar a resistividade. Porém, outras variáveis (tensão em vazio, distância entre o bico de contato e a peça, etc) , também, podem influenciar os valores de corrente elétrica e em alguns casos de forma não linear, alterando assim os valores da resistividade.

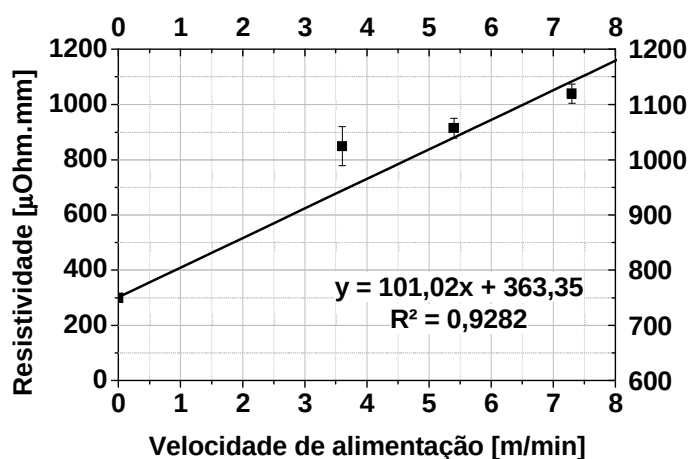


Figura 7.9 - Resistividade em função da velocidade de alimentação (Ar - 2%O₂).

Uma abordagem alternativa seria fazer a regressão desconsiderando o ponto inicial (arame na temperatura ambiente). Esta leva, para os dados usados, à obtenção de um modelo cujo intercepto seria 655°C. Esse valor exibe uma diferença em relação ao valor de resistividade para o arame a temperatura ambiente (318 μOhm×mm) de 206%. Esta diferença pode ser atribuída não só a não adequação do uso da velocidade de alimentação para modelar a resistividade, mas também, à variação de temperatura existente ao longo do comprimento do arame-eletrodo (como relatado anteriormente).

Uma segunda alternativa seria modelar a resistividade em função da corrente média de soldagem, o que foi adotado neste trabalho, Figura 7.10.

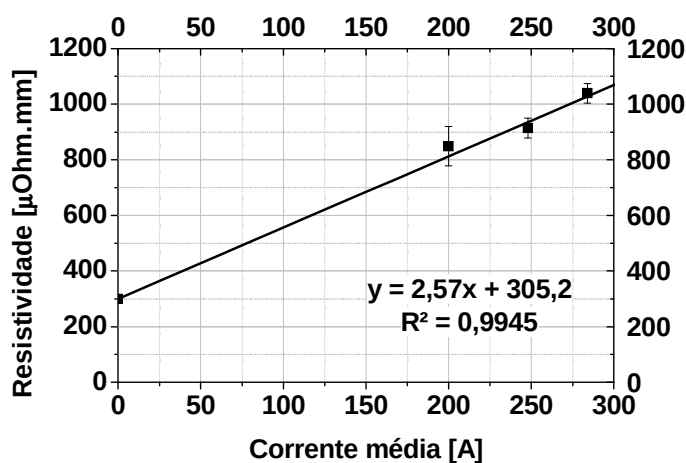


Figura 7.10 - Resistividade em função da corrente média, gás de proteção Ar - 2%O₂.

Utilizou-se os valores de corrente de soldagem média e não os seus valores eficazes por não terem sido constatadas diferenças entre as duas variáveis superiores a cerca de 3%.

As Tabelas VII.10 a VII.12 revelam os valores de resistividade média obtida referente ao procedimento para verificar a possível influência da distância entre o bico de contato e a peça. Nas três condições de soldagem, o processo operou em transferência metálica por curtos-circuitos, como pode ser observado nas Figuras 7.11 a 7.13.

Tabela VII.10 - Resistividade: h de 10 mm, f de 4,8 m/min, U_0 de 26 V e Ar - 2%O₂.

Teste	Corrente média [A]	Tensão média [V]	Frequência curto-circuito [Hz]	Fator curto-circuito [%]	Resistividade média [Ohmxmm]
Média	241	18,0	59	16	0,0010
s	3	0,2	6	1	0,0001
Resultado da medição (Rm): 1000 ± 58 µOhmxmm					

Tabela VII.11 - Resistividade: h de 14 mm, f de 5,4 m/min, U_0 de 26 V e Ar - 2%O₂.

Teste	Corrente média [A]	Tensão média [V]	Frequência curto-circuito [Hz]	Fator curto-circuito [%]	Resistividade média [Ohmxmm]
Média	241	17,9	62	18	0,00089
s	2	0,1	4	1	0,00006
Resultado da medição (Rm): 890 ± 43 µOhmxmm					

Tabela: VII.12 - Resistividade: h de 18 mm, f de 6,1 m/min, U_0 de 26 V e Ar - 2%O₂.

Teste	Corrente média [A]	Tensão média [V]	Frequência curto-circuito [Hz]	Fator curto-circuito [%]	Resistividade média [Ohmxmm]
Média	245	17,5	73	22	0,00087
s	3	0,2	8	2	0,00004
Resultado da medição (Rm): 870 ± 32 µOhmxmm					

Nos três procedimentos, a corrente média se manteve praticamente constante, como desejado, assim como o valor da tensão média (diferença máxima de 2,8%), o que é típico de uma fonte de tensão constante nestas circunstâncias.

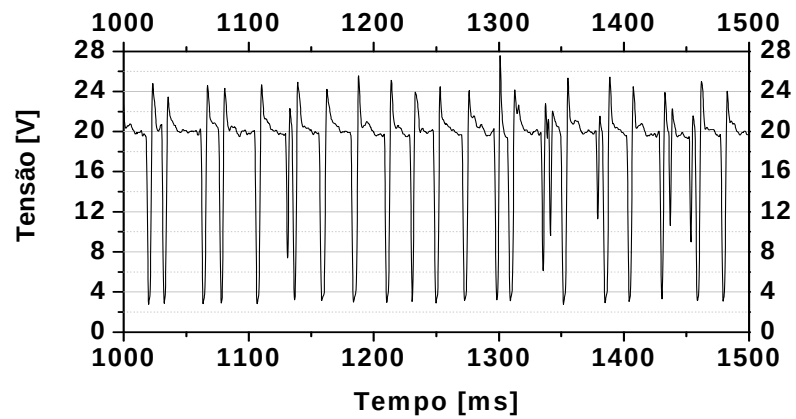


Figura 7.11 - Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 4,8 m/min, h de 10 mm, U_0 de 26 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.

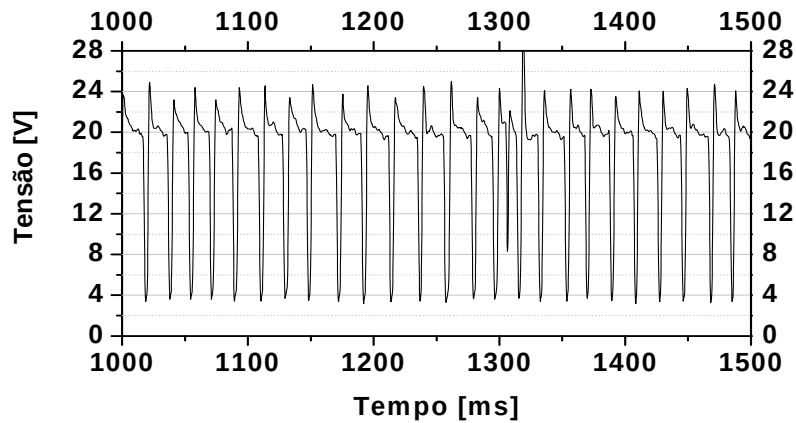


Figura 7.12 - Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 5,4 m/min, h de 14 mm, U_0 de 26 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.

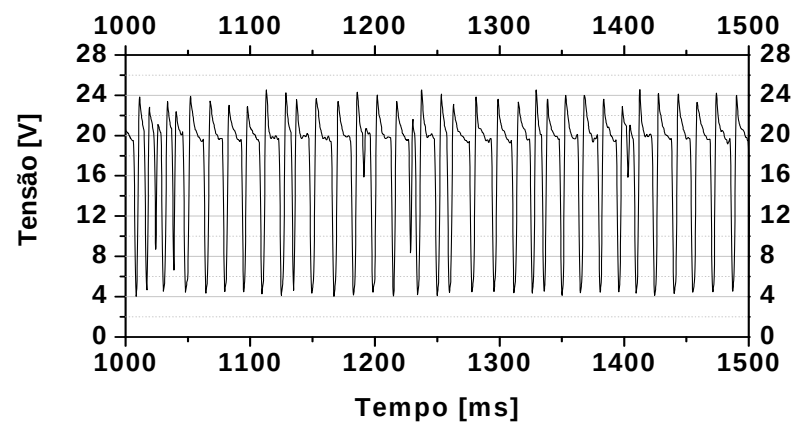


Figura 7.13 - Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 6,1 m/min, h de 18 mm, U_0 de 26 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.

Os dados revelam que os valores de resistividade média nas condições de “ h ” de 14 e 18 mm praticamente não apresentam diferenças (2,2%). Contudo, o valor de resistividade média na condição em que o valor de h é igual a 10 mm, aumenta em relação aos demais (aproximadamente 13%). Possíveis explicações para esse aumento de resistividade para a condição com h igual a 10 mm seriam:

- o maior confinamento do calor gerado no processo pelo bocal poderia aumentar a temperatura média do arame, consequentemente sua resistividade.
- mudanças na resistividade da gota (aumento de tamanho e/ou temperatura) que influenciam diretamente no procedimento adotado para determinar a resistividade.
- aumento da resistência entre o arame e o bico de contato que influenciam diretamente no procedimento adotado para determinar a resistividade, além de contribuir para o aquecimento do arame.
- o menor comprimento de S poderia estar influenciando o perfil de temperatura no arame-eletrodo (aumentando a temperatura média)

Pode-se observar, nas Tabelas VII.13 a VII.16, os valores de resistividade média obtidos no procedimento utilizando Ar - 25%CO₂ como gás de proteção. Novamente os resultados indicam um aumento da resistividade com o aumento da velocidade de alimentação e tensão em vazio.

Tabela VII.13 - Resistividade: f de 3,0 m/min, U_0 de 24 V, h de 15 mm e Ar-25%CO₂.

Valores	Corrente média [A]	Tensão média [V]	Frequência curto-circuito [Hz]	Fator curto-circuito [%]	Resistividade média [Ohmxmm]
Média	176	18,7	50	14,6	0,00098
s	1	0,1	2	0,3	0,00003
Rm	980 ± 30 µOhmxmm				

Tabela VII.14 - Resistividade: f de 3,7 m/min, U_0 de 25 V, h de 15 mm e Ar-25%CO₂.

Valores	Corrente média [A]	Tensão média [V]	Frequência curto-circuito [Hz]	Fator curto-circuito [%]	Resistividade média [Ohmxmm]
Média	193,5	19,2	55	16,0	0,00107
s	0,4	0,3	3	0,7	0,00003
Rm	1070 ± 19 µOhmxmm				

Tabela VII.15 - Resistividade: f de 4,9 m/min, U_0 de 27 V, h de 15 mm e Ar-25%CO₂.

Valores	Corrente média [A]	Tensão média [V]	Frequência curto-circuito [Hz]	Fator curto-circuito [%]	Resistividade média [Ohmxmm]
Média	221	20,1	72	18,4	0,00116
s	2	0,1	4	1,0	0,00009
Rm	1160 ± 68 µOhmxmm				

Tabela VII.16 - Resistividade: f de 5,6 m/min, U_0 de 29 V, h de 15 mm e Ar-25%CO₂.

Valores	Corrente média [A]	Tensão média [V]	Frequência curto-circuito [Hz]	Fator curto-circuito [%]	Resistividade média [Ohmxmm]
Média	232	21,4	69	16,1	0,00128
s	1	0,1	4	0,2	0,00005
Rm	1280 ± 38 µOhmxmm				

Verifica-se que para as condições de soldagem semelhantes Tabelas VII.7 e VII.14 e Tabelas VII.8 e VII.16, a resistividade aumenta quando se utiliza Ar - 25%CO₂ no lugar de Ar - 2%O₂. Os fatores mais relevantes para explicar essa mudança de comportamento possivelmente seriam:

- a maior queda de tensão durante os períodos de arco aberto quando se utiliza Ar - 25% CO₂, fato que poderia estar contribuindo para mudar a temperatura do arame-eletrodo e consequentemente sua resistividade,
- mudanças na resistência da gota (aumento de tamanho e/ou temperatura) que influenciam diretamente no procedimento adotado para determinar a resistividade. Na transferência por curtos-circuitos, apesar do metal não ser transferido através do arco, a composição do gás é capaz de afetar o tamanho da gota e a duração do curto-circuito (Scotti e Ponomarev, 2008)
- aumento da resistência de contato entre arame (gota) e peça devido a característica oxidante do gás, que influencia diretamente no procedimento adotado para determinar a resistividade.
- aumento na quantidade de curtos-circuitos de curta duração que poderia aumentar a temperatura média do arame e consequentemente sua resistividade.

Como desejado, em todas as condições de soldagem o processo operou em transferência metálica por curtos-circuitos, como pode ser observado nas Figuras 7.14 a 7.17.

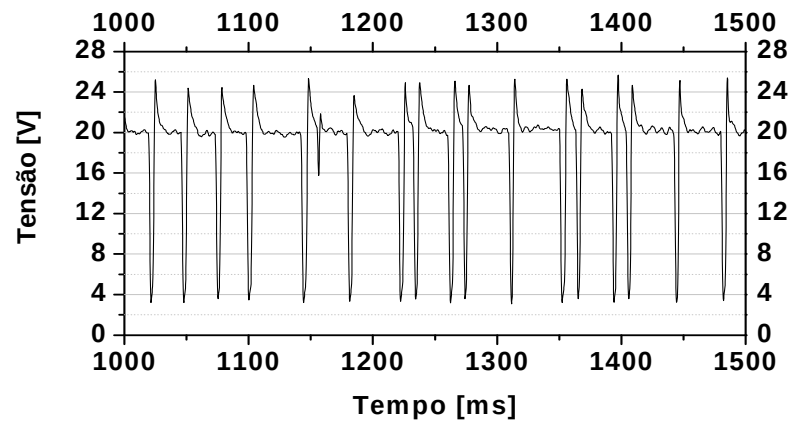


Figura 7.14 - Oscilogramas de tensão: f de 3,0 m/min, U_0 de 24 V e h de 15 mm, tempo de aquisição 3s, frequência de 5 kHz e Ar - 25% CO₂.

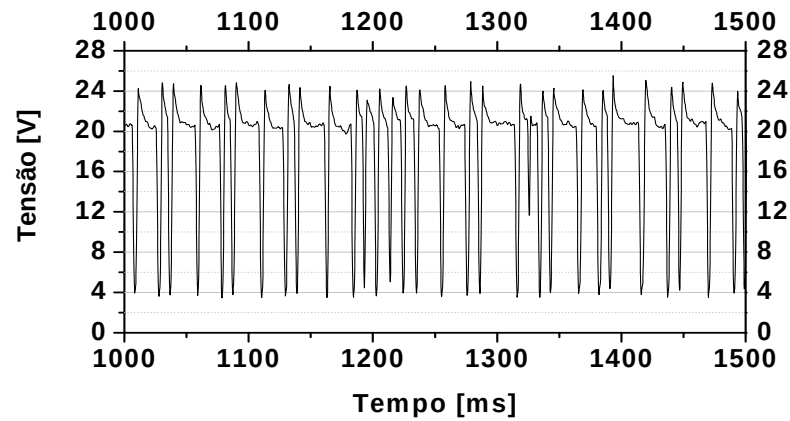


Figura 7.15 - Oscilogramas de tensão: f de 3,7 m/min, U_0 de 25 V e h de 15 mm, tempo de aquisição 3s, frequência de 5 kHz e Ar - 25% CO₂.

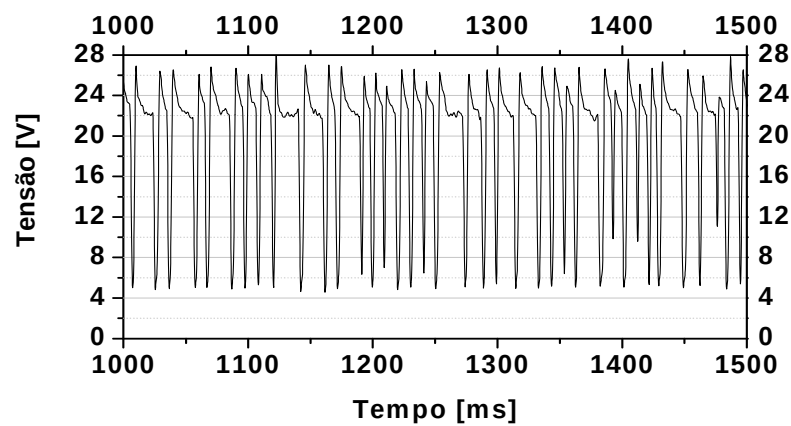


Figura 7.16 - Oscilogramas de tensão: f de 4,9 m/min, U_0 de 27 V e h de 15 mm, tempo de aquisição 3 s, frequência de 5 kHz e Ar - 25% CO₂.

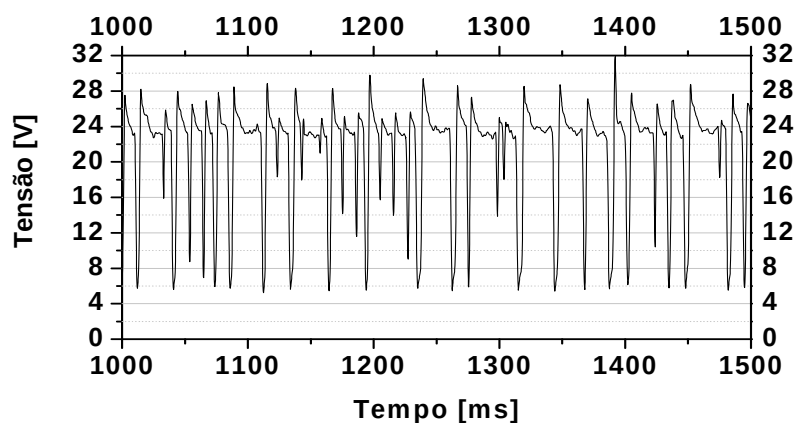


Figura 7.17 - Oscilogramas de tensão: f de 5,6 m/min, U_0 de 29 V e h de 15 mm, tempo de aquisição 3 s, frequência de 5 kHz e Ar - 25% CO₂.

A Figura 7.18 exibe o comportamento da resistividade média em função da corrente elétrica com a utilização de Ar - 25% CO₂ como gás de proteção.

A Figura 7.19 compara os valores de resistividade calculados a partir das equações obtidas nos procedimentos com a utilização de Ar - 2%O₂ e Ar - 25% CO₂ como gases de proteção, Figuras 7.10 e 7.18.

Como relatado anteriormente o procedimento adotado para determinar a resistividade leva em consideração os momentos de curto-circuito e não os de arco aberto. Porém, acredita-se que este não seja um fator crítico (negativo), uma vez que a resistividade no processo se torna mais relevante exatamente nos momentos de curto-circuito.

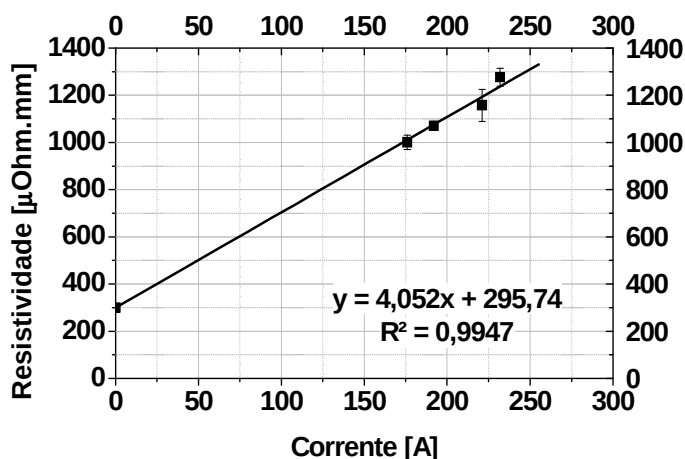


Figura 7.18 - Resistividade em função da corrente média: gás de proteção Ar - 25%CO₂.

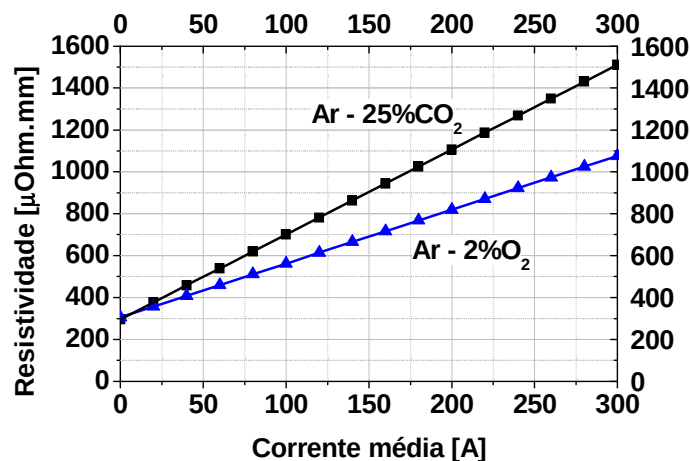


Figura 7.19 - Valores calculados da resistividade média em função da corrente média: gás de proteção Ar - 2% O₂ e Ar - 25% CO₂.

Diante do exposto, verifica-se que o valor de referência para resistividade que deverá ser utilizado no modelo deve levar em consideração, também, a composição do gás de proteção.

Para exemplificar o que vem sendo adotado por outros autores em relação ao valor da resistência do arame-eletrodo (aço carbono) nos procedimentos de simulação numérica do processo GMAW a Tabela VII.17 exhibe alguns procedimentos ou valor de resistividade.

Por fim, concluiu-se que estimar o valor da resistividade do arame-eletrodo (arame-eletrodo sólido e gota) a partir dos valores médios da corrente de soldagem seria uma opção viável e realística do ponto de vista operacional (levando-se em conta o gás de proteção).

Tabela VII.17 - Resistividade do arame-eletrodo (aço carbono), diferentes autores.

Autores	Resistividade [μΩ.mm]	Observação
Choi <i>et al.</i> , 2001	XXXXXXXXXX	Valor fixo para resistência do arame-eletrodo (0,001Ω).
Terasaki e Simpson, 2005	XXXXXXXXXX	Valor fixo para resistência do arame-eletrodo (0,001Ω).
Xu e Simpson, 1999	940	Valor fixo.

A Tabela VII.18 exibe os modelos para a determinação da resistividade em função da corrente média de soldagem e os fatores de correlação obtidos em função do gás de proteção.

Tabela VII.18 - Modelos para determinação da resistividade do arame-eletrodo AWS-ER70S-6 de 1,2 mm de diâmetro.

Gás de proteção	Modelo (Resistividade corrente)	Correlação (R^2)
Ar - 2%O ₂	$\rho_{(\text{aram-eleetrodo})} [\mu\Omega.\text{mm}] = 2,57 I [\text{A}] + 305,2$	0,9945
Ar - 25%CO ₂	$\rho_{(\text{aram-eleetrodo})} [\mu\Omega.\text{mm}] = 4,052 I [\text{A}] + 295,74$	0,9947

7.2.4 - Determinação das quedas de tensão no arco

Para a determinação do valor de queda de tensão U_{ac} referente ao procedimento utilizando Ar - 2%O₂ como gás de proteção, foram realizados três procedimentos distintos como relatado na metodologia (Item 6.3.4). Pode-se observar, na Tabela VII.19, os valores de U_{ac} referentes ao procedimento para verificar a possível influência da corrente de soldagem.

Tabela VII.19 - Queda de tensão anódica e catódica em função da corrente de soldagem.

Alimentação	3,6 m/min		5,4 m/min		7,3 m/min	
Valores	Corrente [A]	U_{ac} [V]	Corrente [A]	U_{ac} [V]	Corrente [A]	U_{ac} [V]
Média	201	16,7	248	17,6	284	17,1
s	2	0,3	2	0,8	2	1,1
Rm	16,6 ± 0,2 V		17,9 ± 0,6 V		17,7 ± 0,8 V	

Utilizou-se os mesmos testes realizados para determinação da resistividade do arame AWS-70S6 com 1,2 mm de diâmetro, sendo assim, parâmetros importantes tais como: tensão de soldagem, frequência e fator de curto-circuito, podem ser observados nas Tabelas VII.7 a VII.9.

Observa-se na Tabela VII.19 que os valores de queda de tensão U_{ac} não apresentam um vínculo claro com o aumento da corrente de soldagem. Comparando os valores de U_{ac} observa-se que houve um aumento de 7,2% quando a corrente passa de 201 para 248 A e um decréscimo de 1,18% quando a corrente passa de 248 para 284 A.

Percebe-se, também, um aumento do desvio padrão médio (média dos desvios padrões dos dez experimentos analisados) e conseqüentemente da incerteza dos resultados à medida que se aumenta a corrente de soldagem. Acredita-se que isto seja reflexo da maior instabilidade do processo com o aumento da velocidade de alimentação (aumento na quantidade de curtos de curta duração) e a diminuição do tempo de curto-circuito, o que pode ser observado avaliando as Figuras 7.6 a 7.8, o que interfere no procedimento adotado para determinar os valores de U_{ac} .

Pode-se observar na Tabela VII.20 os valores de U_{ac} referentes ao procedimento para verificar a possível influência da distância entre o bico de contato e a peça.

Tabela VII.20 - Queda de tensão anódica e catódica em função do h .

h	10 mm		14 mm		18 mm	
Valores	Frequência cc [Hz]	U_{ac} [V]	Frequência cc [Hz]	U_{ac} [V]	Frequência cc [Hz]	U_{ac} [V]
Média	59	17,5	62	17,1	73	16,6
s	6	0,5	4	0,4	8	0,4
Rm	17,5 ± 0,4V		17,1 ± 0,3V		16,6 ± 0,3V	

O valor da tensão média de soldagem nos três procedimentos manteve-se praticamente constante, diferença máxima de 2,8%, assim como, o valor da corrente média de soldagem, diferença máxima de 1,4% (Tabelas VII.10 a VII.12). A Figura 7.20 exibe a tendência de queda de tensão U_{ac} em função do h .

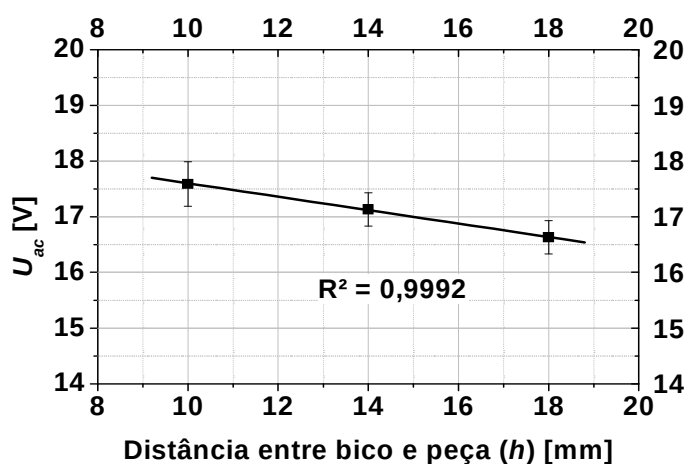


Figura 7.20 - Queda de tensão anódica e catódica (U_{ac}) em função de h .

Acredita-se que o fator mais relevante para explicar a tendência dos valores de U_{ac} aumentarem para menores valores de h seria a diminuição da frequência de curto-circuito (Tabela VII.20). Para uma mesma condição de soldagem (aproximadamente os mesmos valores de corrente e tensão) uma menor frequência de curto-circuito estaria provocando alterações na ponta do arame (maior tamanho da gota) que poderiam alterar a entalpia da região (afetando a produção de vapores metálicos) e/ou temperatura dificultando a absorção dos elétrons pela rede eletrônica do metal, consequentemente influenciando o valor da queda de tensão anódica (U_a).

Pode-se observar, nas Tabelas VII.21 a VII.23, os valores de U_{ac} , em testes com U_0 : 26, 28 e 30 V, respectivamente, referentes ao procedimento para verificar a possível influência da tensão média de soldagem.

Tabela VII.21 - Queda de tensão U_{ac} em função da tensão em vazio: U_0 de 26 V, f de 5,4 m/min e h de 15 mm.

Teste	Corrente média [A]	Tensão média [V]	Frequência curto-circuito [Hz]	Fator curto-circuito [%]	U_{ac} [V]
Média	249	17,6	73	18,6	17,0
s	4	0,2	6	0,8	0,5
Rm	17,0 ± 0,4 V				

Tabela VII.22 - Queda de tensão U_{ac} em função da tensão em vazio: U_0 de 28 V, f de 5,4 m/min e h de 15 mm.

Teste	Corrente média [A]	Tensão média [V]	Frequência curto-circuito [Hz]	Fator curto-circuito [%]	U_{ac} [V]
Média	247	19,7	50	11,5	18,0
s	2	0,1	6	0,5	1,0
Rm	18,0 ± 0,7 V				

Tabela VII.23 - Queda de tensão U_{ac} em função da tensão em vazio: U_0 de 30 V, f de 5,4 m/min e h de 15 mm.

Teste	Corrente média [A]	Tensão média [V]	Frequência curto-circuito [Hz]	Fator curto-circuito [%]	U_{ac} [V]
Média	247	21,5	32	7,0	19,1
s	2	0,3	5	0,7	1,1
Rm	19,1 ± 0,8 V				

Observa-se que há uma tendência de U_{ac} aumentar para maiores valores de tensão média de soldagem, fato que vêm a reforçar a idéia de que este aumento esteja vinculado a frequência de curtos-circuitos, já que este parâmetro diminuiu com o aumento da tensão média de soldagem.

Nas três condições de soldagem, o processo operou em transferência metálica por curtos-circuitos, como pode ser observado nas Figuras 7.21 a 7.23, e os dados revelam que os valores de corrente média de soldagem nas três condições de soldagem praticamente não apresentam diferenças (máximo de 0,8%).

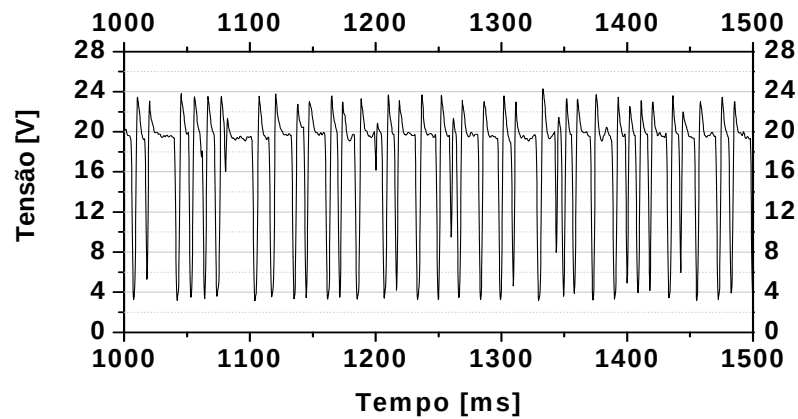


Figura 7.21 - Oscilograma de tensão de um dos testes com U_0 de 26 V, f de 5,4 m/min e h de 15 mm: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.

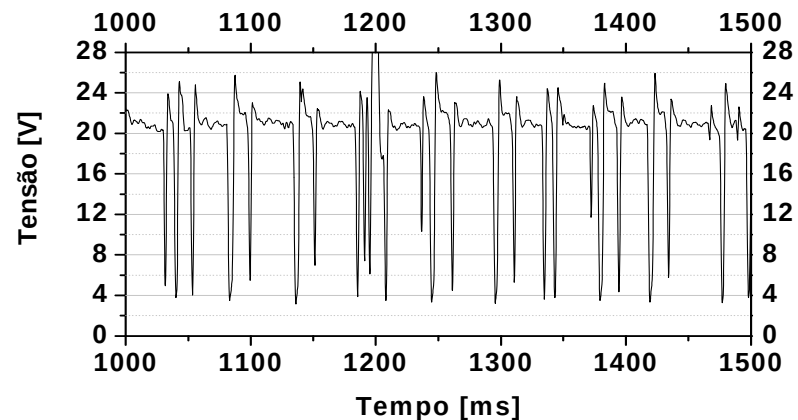


Figura 7.22 - Oscilograma de tensão de um dos testes com U_0 de 28 V, f de 5,4 m/min e h de 15 mm: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.

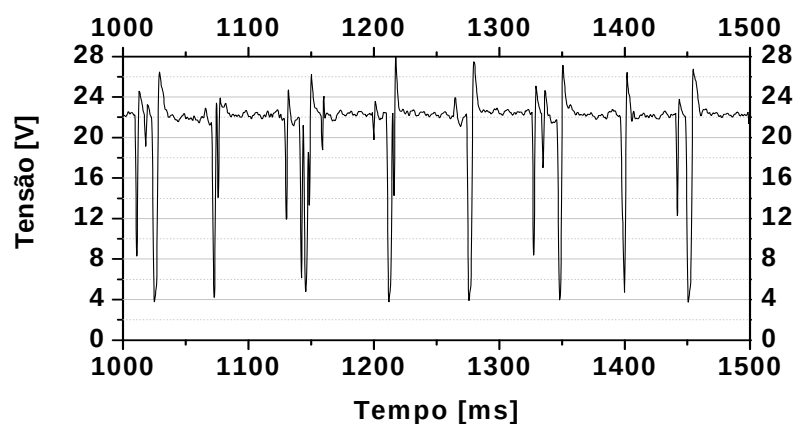


Figura 7.23 - Oscilograma de tensão de um dos testes com U_0 de 30 V, f de 5,4 m/min e h de 15 mm, frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.

A Figura 7.24 exibe o comportamento da queda de tensão U_{ac} em função da tensão média de soldagem.

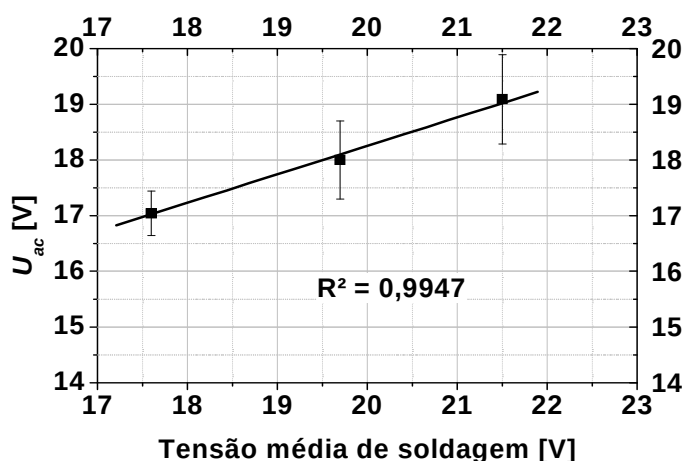


Figura 7.24 - Queda de tensão U_{ac} em função da tensão média de soldagem.

Pode-se observar na Tabela VII.24 os valores de queda de tensão U_{ac} obtidos referente ao procedimento utilizando Ar - 25%CO₂ como gás de proteção, descritos na metodologia (item 6.3.5).

Utilizou-se os mesmos testes realizados para determinação da resistividade do arame quando se utiliza Ar - 25%CO₂ como gás de proteção, sendo assim, parâmetros importantes tais como: tensão de soldagem, frequência e fator de curto-circuito, podem ser observados nas Tabelas VII.13 a VII.16.

Pode-se observar na Tabela VII.24 os valores de queda de tensão U_{ac} obtidos referente ao procedimento utilizando Ar - 25%CO₂ como gás de proteção, descritos na metodologia (item 6.3.4).

Utilizou-se os mesmos testes realizados para determinação da resistividade do arame com gás de proteção Ar - 25%CO₂, sendo assim, parâmetros importantes tais como: tensão de soldagem, frequência e fator de curto-circuito, podem ser observados nas Tabelas VII.13 a VII.16.

Tabela VII.24 - Queda de tensão anódica e catódica em função da corrente de soldagem.

Alimentação	3,0 m/min		3.6 m/min		4,8 m/min		5,4 m/min	
Valores	Corrente [A]	U_{ac} [V]	Corrente [A]	U_{ac} [V]	Corrente [A]	U_{ac} [V]	Corrente [A]	U_{ac} [V]
Média	176	18,2	192,5	18,6	221	19,1	232	19,4
s	1	0,5	0,4	0,6	2	0,6	1	0,8
Rm	18,2 ± 0,6 V		18,6 ± 0,6 V		19,1 ± 0,6 V		19,4 ± 0,8 V	

A Figura 7.25 exibe o comportamento da queda de tensão U_{ac} em função da corrente média de soldagem, percebe-se que há uma relação linear da queda de tensão U_{ac} com a corrente média.

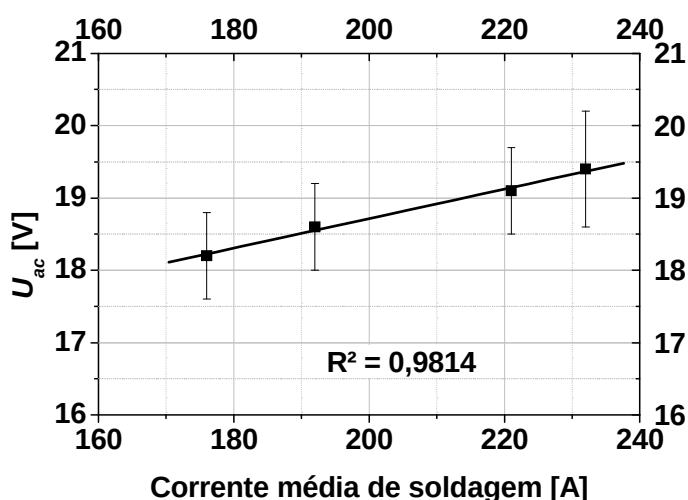


Figura 7.25 - Queda de tensão U_{ac} em função da corrente média de soldagem.

Pôde-se verificar que todos os valores de U_{ac} obtidos, quando se utiliza Ar - 2%O₂, estão dentro de um intervalo de 16,6 a 18,7 V (média 17,7 V). Portanto, a diferença

máxima observada nos resultados foi de aproximadamente 11,3%. Já os valores obtidos, quando se utiliza Ar - 25%CO₂, apresentaram valores dentro de um intervalo de 17,9 a 19,2 V (média 18,7 V) com dispersão máxima de aproximadamente 6,8%. Estes fatos indicam a necessidade de utilização de diferentes valores de U_{ac} para diferentes gases de proteção e a possibilidade (considerando os valores de dispersão e incerteza dos resultados) de utilização de um valor fixo para testes com o mesmo gás.

Para a determinação de um valor de campo elétrico médio de referência para o modelo, utilizando Ar - 2%O₂ como gás de proteção, realizou-se vários testes em quatro condições específicas de soldagem, como relatado na metodologia (item 6.3.5).

As Tabelas VII.25 e VII.26 revelam os dados obtidos nos experimentos que compõem o primeiro grupo de testes, nos quais se desejava que o processo operasse com transferência metálica globular.

Tabela VII.25 - Procedimento de soldagem 01: f de 5,16 m/min, h de 18 mm e U_0 de 38 V.

Valores	Corrente média [A]	Tensão média [V]	Resistência média [Ohm]	l_a [mm]	Resistividade arame [Ohm.mm]
Média	212	29,6	0,140	11,1	0,000850¹
s	4	0,2	0,003	0,3	-

Obs: 1 - Valores obtidos por meio da relação entre resistividade e corrente elétrica média, Tabela VII.18.

Tabela VII.26 - Procedimento de soldagem 02: f de 5,16 m/min, h de 15 mm e U_0 de 36 V.

Valores	Corrente média [A]	Tensão média [V]	Resistência média [Ohm]	l_a [mm]	Resistividade arame [Ohm.mm]
Média	211	27,2	0,129	7,2	0,000850
s	3	0,3	0,002	0,2	-

As confirmações que nestes experimentos o processo operou com transferência metálica globular podem ser obtidas por meio da análise dos oscilogramas apresentados nas

Figuras 7.26 e 7.27 (como definido por Zhu e Simpson, 2005) e dos valores de corrente média e eficaz (Scotti e Ponomarev, 2008).

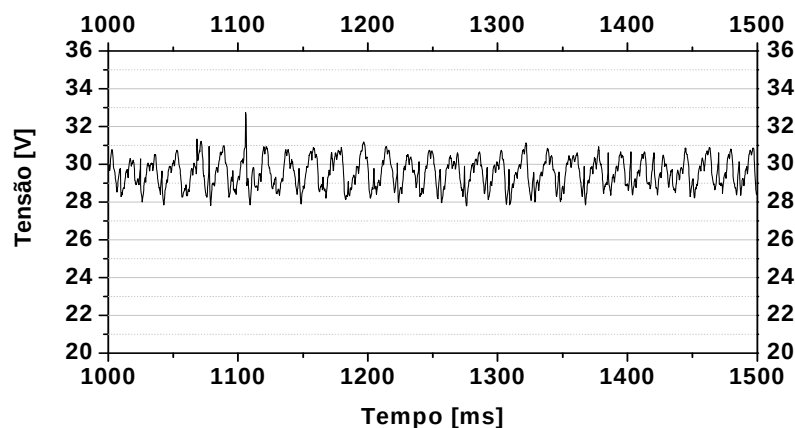


Figura 7.26 - Oscilograma de tensão de um dos testes com U_0 de 38 V, f de 5,2 m/min e h de 18 mm: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.

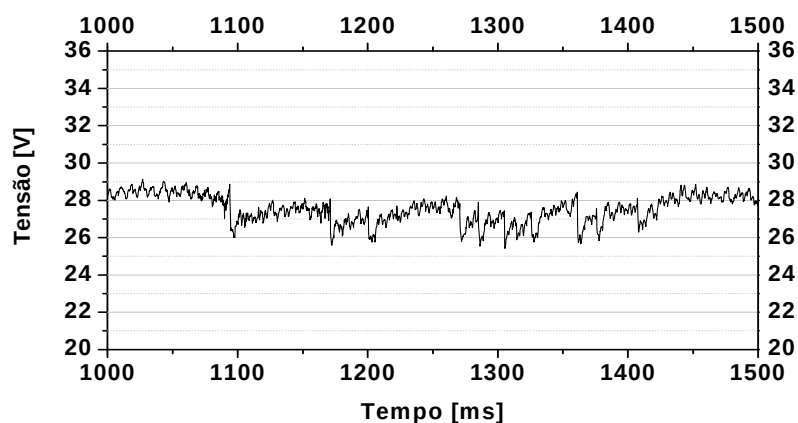


Figura 7.27 - Oscilograma de tensão de um dos testes com U_0 de 35 V, f de 5,2 m/min e h de 15 mm: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.

Pode se observar que a corrente média de soldagem manteve-se praticamente constante entre os procedimentos, diferença de aproximadamente 0,5%, e que a diferença entre os comprimentos de arame energizado foi relativamente baixa, aproximadamente 0,9 mm, como desejado (ver metodologia, item 6.3.4)

Percebe-se que a oscilação de tensão entre os oscilogramas são semelhantes, algo em torno de 2 V e a diferença entre a corrente média e eficaz foi de aproximadamente 0,4 e 0,7 A, respectivamente.

As Tabelas VII.27 a VII.28 revelam os dados obtidos nos testes experimentais que compõem o segundo grupo de testes, nos quais se desejava que o processo operasse com transferência metálica *spray*. Novamente, pode se observar que a corrente média de soldagem manteve-se, praticamente, constante entre os procedimentos, diferença de aproximadamente 0,2%, e que a diferença entre os comprimentos de arame energizado foi relativamente baixa, aproximadamente 0,2 mm.

Tabela VII. 27 - Procedimento de soldagem 03: f de 7,05 m/min, h de 18 mm e U_0 de 42 V.

Teste	Corrente média [A]	Tensão média [V]	Resistência elétrica média [Ohm]	L_a [mm]	Resistividade do arame [Ohm.mm]
Média	273	31,2	0,114	11,2	0,001006
s	3	0,2	0,001	0,3	-

Tabela VII.28 - Procedimento de soldagem 04: f de 7,05 m/min, h de 14 mm e U_0 de 39 V.

Teste	Corrente média [A]	Tensão média [V]	Resistência elétrica média [Ohm]	L_a [mm]	Resistividade do arame [Ohm.mm]
Média	272	28,3	0,104	7,0	0,001006
s	3	0,2	0,001	0,1	-

Os modos de transferência metálica observados nos experimentos 03 e 04 foram o *spray*, como desejado, o que pode ser verificado nas Figuras 7.28 e 7.29 (como definido por Zhu e Simpson, 2005).

Pode-se observar que a oscilação de tensão nos oscilogramas apresentados nas Figuras 7.28 e 7.29 são menores que 2 V. Para estas condições de soldagem, a diferença entre a corrente média e eficaz foi de 0,1 A. Estas são características típicas, observadas em ambas as condições, e que caracterizam operações com transferência por *spray* (Scotti e Ponomarev, 2008).

A partir dos dados expostos, calculou-se o valor do campo elétrico e a queda de tensão U_{ac} por meio das equações descritas na metodologia (item 6.3.4). A Tabela VII.29 revela os valores de campo elétrico médio (E), e a soma das quedas de tensão anódica e

catódica (U_{ac}). Pode-se observar que a diferença máxima entre os valores de campo elétrico, assim como, entre os valores de U_{ac} foi de aproximadamente 3%.

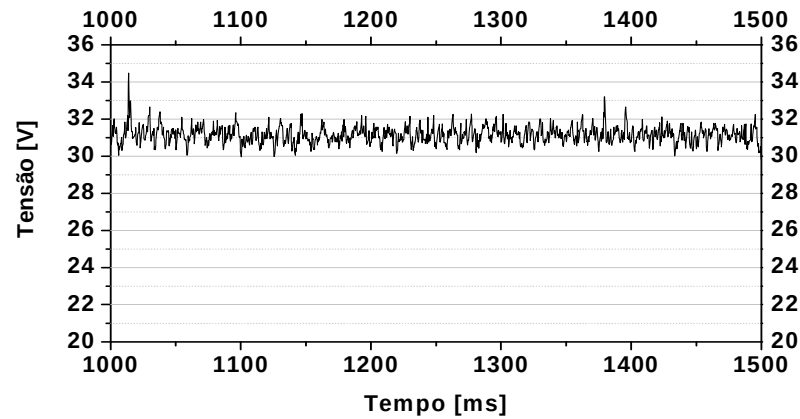


Figura 7.28 - Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 7,05 m/min, h de 18 mm e U_0 de 42 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.

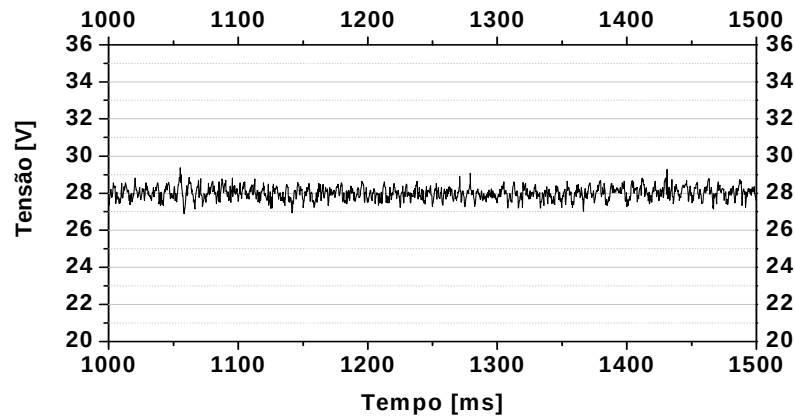


Figura 7.29 - Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 7,05 m/min, h de 14 mm e U_0 de 39 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.

Tabela VII.29 - Valores médios de campo elétrico e queda de tensão U_{ac} : Ar -2% O₂.

Grupos	Campo elétrico [V/mm]	Procedimentos	U_{ac} [V]
01	0,66	01	20,38
		02	20,33
02	0,68	03	20,79
		04	20,77
Média	0,67	Média	20,78

A diferença entre os valores médios de corrente de soldagem entre o grupo 01 (modo de transferência globular) e o grupo 02 (modo de transferência *spray*) foi de 61 A, cerca de 22%. De acordo com alguns autores (Fugimura *et al.*, 1988; Xu *et al.*, 1999; Choi, B., *et al.*, 2001; Terasaki e Simpsom, 2006; Scotti *et al.* 2006; Simpson, 2009) o valor do campo elétrico no arco depende da corrente de soldagem. Os dados revelam que para as condições de maior corrente (grupo 02) ocorreu um aumento de aproximadamente 3% nesta variável, apesar desse valor estar possivelmente dentro da faixa de incerteza da medição é coerente com a afirmação desses autores.

Em função dos dados obtidos de campo elétrico, queda de tensão U_{ac} , corrente e comprimento de arco (experimentais) calculou-se os valores de queda de tensão no arco para os quatro procedimentos apresentados (Tab. VII.25 a VII.28) utilizando a Equação 3.9 e 3.10 (item 3.3). Em seguida, utilizando os valores de corrente e comprimento de arco (experimentais) e uma equação derivada da equação de Ayrton (Choi, B., *et al.*, 2001) calculou-se novamente os valores de queda de tensão no arco. A Tabela VII.30 exibe os resultados encontrados e a comparação entre eles.

Apesar de Choi *et al.* (2001) utilizarem Argônio puro como gás de proteção (o que influência nos parâmetros utilizados na equação de Airton) a comparação entre os resultados revela relativa proximidade (diferença máxima de 8,6%).

Tabela VII.30 - Valores de queda de tensão no arco: com ou sem a utilização de O_2 no gás de proteção.

Dados	Equação	Gás	Valores de U_{Tarc} [V]			
			P 01	P 02	P 03	P 04
Encontrados	$El_a + U_{ac}$	Ar-2% O_2	27,6	25,1	28,2	25,4
Choi <i>et al.</i> (2001)	Equação de Airton (Eq.3.12)	Ar	28,9	26,2	30,9	27,8
Diferença entre os resultados			4,5%	4,2%	8,7%	8,6%

A Tabela VII.31 revela os dados obtidos nos experimentos que compõem os testes para determinação do campo elétrico quando se utiliza Ar - 25% CO_2 como gás de proteção. Pode se observar que a corrente média de soldagem manteve-se praticamente constante

entre os procedimentos, diferença de aproximadamente 1%, assim como o comprimento de arame energizado, diferença de aproximadamente de 0,06 mm.

Tabela VII.31 - Procedimento de soldagem: (01) f de 6,5 m/min, h de 14 mm e U_0 de 39,5 V, (02) f de 6,5 m/min, h de 18 mm e U_0 de 43,8 V.

Valores		Corrente média [A]	Tensão média [V]	Resistência média [Ohm]	I_a [mm]	Resistividade arame [Ohm.mm]
Procedimento (01)	Média	270,1	31,1	0,116	4,1	0,001854
	s	2,0	0,07	0,001	0,3	-
Procedimento (02)	Média	266,8	35,2	0,133	8,04	0,002022
	s	1,8	0,12	0,001	0,2	-

A confirmação, que nestes experimentos o processo operou com transferência metálica globular, pode ser obtida por meio da análise dos oscilogramas apresentados nas Figuras 7.30 e 7.31 (como definido por Zhu e Simpson, 2005).

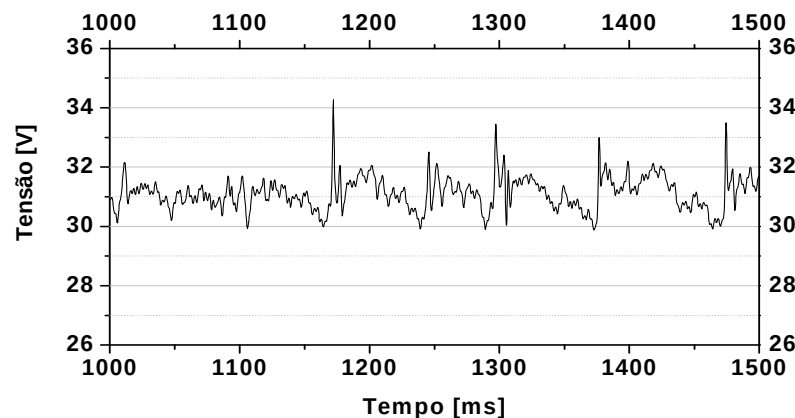


Figura 7.30 - Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 6,5 m/min, h de 14 mm e U_0 de 39,5 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.

A Tabela VII.32 revela os valores de campo elétrico médio (E), e a soma das quedas de tensão anódica e catódica (U_{ac}). Percebe-se que o valor de campo elétrico aumentou em relação ao obtido anteriormente (utilizando Ar-2%O₂), fato que era esperado devido às características do Ar-25%CO₂ (Kenned, 1970; Hilton e Norrish, 1998; Vaidya, 2002).

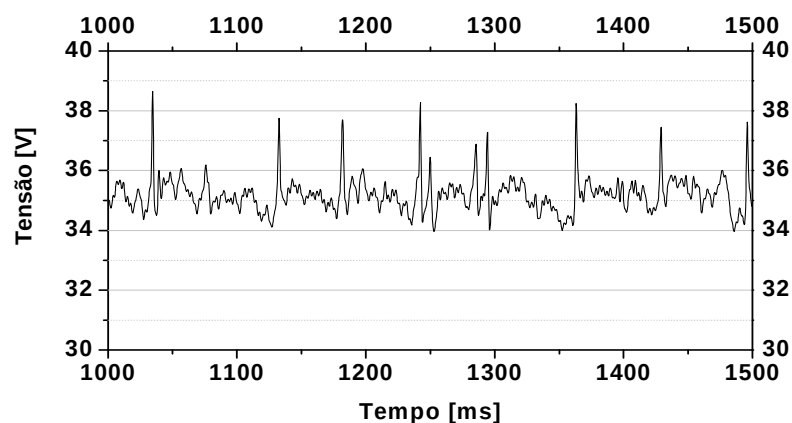


Figura 7.31 - Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 6,5 m/min, h de 18 mm, U_0 de 43,8 V: frequência de aquisição 5 kHz e tempo de aquisição 3 s.

Tabela VII.32 - Valores médios de campo elétrico e queda de tensão U_{ac} : Ar - 25%CO₂.

Campo elétrico [V/mm]	Procedimentos	U_{ac} [V]
0,99	01	21,85
	02	21,68

Calculou-se, também, os valores de queda de tensão no arco para os dois procedimentos apresentados (Tab. VII.33) utilizando a Equação 3.9 e 3.10 (item 3.5). Em seguida, utilizando os valores de corrente e comprimento de arco (experimentais), calculou-se novamente os valores de queda de tensão no arco aplicando a equação de Airton (Fugimura *et al.*, 1988) e a Equação 3.11 (Xu *et al.*, 1999) (item 3.5). A Tabela VII.33 exibe os resultados encontrados.

Tabela VII.33 - Valores de queda de tensão no arco: com a utilização de diferente percentuais de O₂ e CO₂ no gás de proteção.

Dados	Equação	Gás	Valores U_{Tarc} [V]	
			P 01	P 02
Encontrados	$E/a + U_{ac}$	Ar-25%CO ₂	25,8	29,7
Fugimura <i>et al.</i> (1988)	Equação de Airton	Ar-20%CO ₂	26,1	31,1
Xu <i>et al.</i> (1999)	Equação 3.11	Ar-3%O ₂ -5%CO ₂	25,0	30,6

Novamente, apesar da diferença entre os gases de proteção (Tab. VII.33) a comparação entre os resultados revela relativa proximidade.

7.2.5 - Determinação da influência da frequência de aquisição de dados

Pode-se observar na Tabela VII.34 os dados obtidos referentes aos procedimentos para verificar a possível influência da taxa de aquisição de dados para determinação das características elétricas e operacionais do processo GMAW (itens 6.3.2 a 6.3.5). Apresenta-se, também, os valores referentes à frequência e fator de curto-circuito.

Tabela VII.34 - Influência da taxa de aquisição de dados nos procedimentos adotados (itens 6.3.2 a 6.3.5): U_0 de 22 V, f de 4,0 m/min, h de 17 mm e CO_2 .

Frequência de aquisição [kHz]	Indutância [$\mu\text{V.s/A}$]	Resistividade [$\text{Ohm}\times\text{mm}$]	U_{ac} [V]	Frequência curto-circuito [Hz]	Fator curto-circuito [%]
2,5	357	0,01820	22,5	69	26
5	370	0,01675	22,1	60	27
10	337	0,01769	21,8	79	27
20	364	0,01581	21,4	62	28
40	353	0,01642	21,7	75	28
80	365	0,01681	20,8	71	27
160	363	0,01671	20,1	74	27
320	329	0,01702	19,8	72	27
Média	355	0,01692	21,3	70	27
s	15	0,00074	0,96	6	1

A Figura 7.32 confirma que para a condição de soldagem definida o processo operou em transferência metálica por curtos-circuitos, como era desejado.

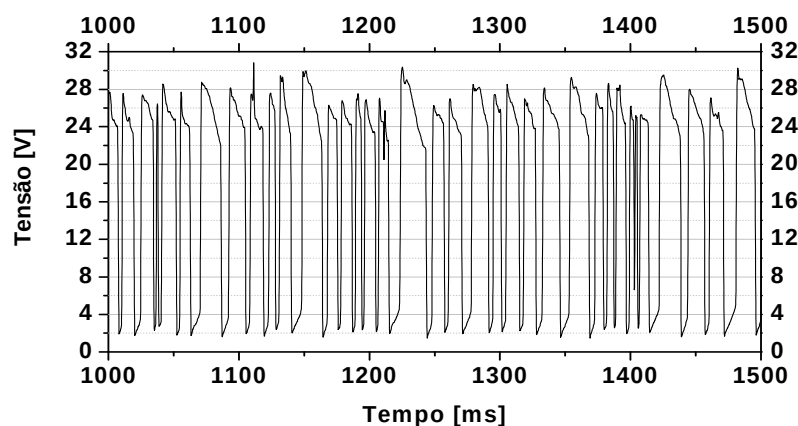


Figura 7.32 - Oscilograma de tensão de um dos testes com f de 4 m/min, h de 17 mm e U_0 de 22 V.

Percebe-se na Tabela VII.34 que a frequência de aquisição de dados não influenciou nos procedimentos de obtenção dos valores de indutância, resistividade, frequência e fator de curtos-circuitos. Já em relação ao procedimento para obtenção dos valores de U_{ac} percebe-se uma tendência dos valores diminuírem com o aumento da frequência de aquisição de dados, diferença máxima de 12% (Fig. 7.33).

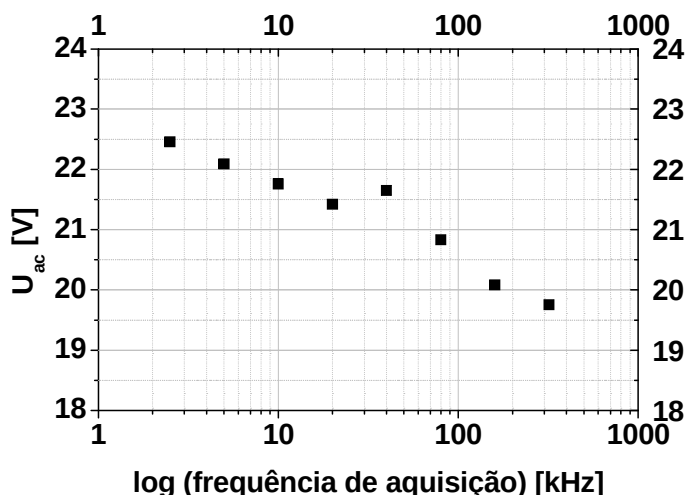


Figura 7.33 - Queda de tensão U_{ac} em função da taxa de aquisição de dados.

Portanto, constata-se que a metodologia adotada para se determinar os valores de U_{ac} é sensível, não só a frequência e duração dos curtos-circuitos (como descrito anteriormente), mas também a frequência de aquisição de dados. Deve-se ressaltar que a frequência de aquisição utilizada durante todos os experimentos de soldagem para obtenção de dados utilizados nos modelos foi de 5kHz. É importante também reforçar o fato de que, não necessariamente, o aumento da frequência de aquisição de dados possibilita valores mais precisos de queda de tensão U_{ac} , e sim que deva existir valores mais apropriados em função, por exemplo, das características dinâmicas da fonte e ou das características do modo de transferência metálica e que neste trabalho optou-se por um valor médio em função do gás de proteção.

7.2.6 - Determinação dos coeficientes α e β

Pode-se observar na Tabela VII.35 os dados utilizados para a determinação dos valores experimentais de α e β (item 6.3.6). Deve-se ressaltar que esses dados advêm de grupos

de testes de soldagem nos quais alguns apresentaram transferência metálica globular, outros *spray* e outros transferência mista globular/*spray*.

Tabela VII.35 - Dados utilizados para a determinação dos valores de α e β .

f [m/min]	L_a [mm]	I eficaz [A]	I média [A]	f [m/min]	L_a [mm]	I eficaz [A]	I [A]
6,90	10,2	326,3	326,0	5,11	11,0	220,4	220,1
6,90	10,2	314,7	314,4	5,21	11,2	212,6	211,5
6,82	10,3	311,3	311,0	5,25	10,9	210,5	210,2
6,82	10,2	317,6	317,2	5,06	11,2	212,4	211,9
6,80	10,3	315,0	314,7	5,21	11,2	214,1	213,7
6,80	10,4	316,8	316,4	5,13	10,7	208,6	208,4
6,86	10,4	315,1	314,7	5,20	11,2	214,0	213,1
6,73	10,5	311,8	311,5	5,20	10,6	205,5	205,1
7,71	6,0	311,3	311,1	5,13	7,6	217,1	216,9
7,71	5,7	308,8	308,6	5,13	7,2	210,9	210,2
7,78	5,6	312,8	312,5	5,13	7,4	212,0	211,6
7,78	5,8	317,1	316,8	5,25	7,1	211,9	211,6
7,80	5,6	310,9	310,7	5,25	7,1	214,7	214,3
7,80	5,5	308,8	308,5	5,25	7,1	212,9	212,5
7,79	5,6	310,8	310,5	5,10	7,2	209,5	209,3
7,70	5,8	307,9	307,6	5,20	7,1	207,7	207,3
5,81	11,5	282,4	282,1	5,20	6,9	207,2	207,0
5,81	11,7	276,8	275,4	5,14	7,3	211,2	211,0
5,81	11,5	276,5	276,2	6,76	11,7	270,6	270,5
5,90	11,9	281,0	280,4	6,76	11,4	274,5	274,3
5,89	11,3	281,7	280,5	6,73	11,3	274,1	274,0
5,92	11,3	285,8	284,8	6,76	10,7	271,2	271,1
5,92	11,3	284,4	283,4	7,26	10,7	269,0	268,9
5,83	12,0	290,4	289,9	7,26	11,5	270,8	270,7
5,84	11,9	290,3	289,9	7,26	11,1	269,9	269,8
5,90	11,3	286,6	285,8	7,26	11,1	279,0	275,6
6,29	6,6	314,8	314,5	7,26	11,2	276,8	276,7
6,97	6,0	314,0	313,7	7,20	10,9	274,3	274,2
6,82	6,0	313,0	312,8	6,79	7,0	270,8	270,7
7,16	6,2	314,3	314,1	6,79	6,8	268,9	268,8
7,08	6,1	310,6	310,3	6,79	6,9	275,0	274,8
7,07	6,3	318,3	317,9	7,07	6,8	269,2	269,1
7,05	6,1	316,3	316,1	7,07	7,2	276,7	276,6
7,09	5,9	318,7	318,5	7,15	7,0	275,6	275,5
7,00	5,7	320,5	320,3	7,15	7,0	275,4	273,2
7,09	5,9	321,4	321,1	7,21	7,2	269,1	269,0
5,11	11,2	213,1	212,9	7,22	7,1	272,1	272,0
5,11	11,4	216,2	215,8	7,22	7,2	272,6	270,2

A partir desses dados (Tab. VII.35) os valores dos coeficientes alfa e beta experimentais

foram então calculados, satisfazendo a Equação 6.10, pelo método dos mínimos quadrados utilizando o programa MINITAB, como descrito na metodologia (item 6.3.6). A Tabela VII.36 mostra os valores experimentais de α e β obtidos.

Tabela VII.36 - Valores obtidos experimentalmente de α e β .

Coeficientes	Valores	Desvio padrão
α [mm/s.A]	0,305	0,020
β [1/s.A ²]	$6,6 \times 10^{-5}$	$1,2 \times 10^{-5}$

Uma vez determinados experimentalmente os valores dos coeficientes α e β , estes foram confrontados com os valores calculados utilizando as Equações 3.24 e 3.25, já implementadas no modelo dinâmico (neste momento o modelo já utilizava a corrente média para obter os valores de resistividade média do arame-eletrodo, Item 7.2.3). Este procedimento buscou ajustar alguns parâmetros necessários para a resolução das Equações 3.24 e 3.25 para que fornecessem valores compatíveis com os obtidos experimentalmente (valores de coeficientes α e β), ver item 6.3.6. Foram utilizados dados de entrada no modelo tais como: diâmetro do arame, velocidade de alimentação, tensão em vazio, distância entre o bico de contato e a peça, etc, que forneceram três valores médios de corrente de soldagem diferentes. Este procedimento permitiu verificar a variação nos valores calculados de β em função de diferentes parâmetros de soldagem, uma vez que este parâmetro depende da resistividade e esta depende desses parâmetros.

A Tabela VII.37 revela os valores calculados de α e β a partir das Equações 3.24 e 3.25, incorporadas ao modelo dinâmico. Comparando os valores apresentados nas Tabelas VII.36 e VII.37, percebe-se que os valores calculados de α e β são semelhantes aos valores obtidos experimentalmente (em termos de sua ordem de grandeza). E em função, também, dos resultados obtidos de corrente e tensão média e comprimento de arco (simulados pelo modelo e que foram comparados com dados experimentais) foi possível concluir que as Equações 3.24 e 3.25 poderiam ser implementadas no modelo dinâmico utilizando os parâmetros de entrada apresentados na Tabela VI.12.

Tabela VII.37 - Valores calculados para α e β utilizando as Equações 3.24 e 3.25.

Corrente média [A]	Modo de transferência	Coefficientes	Valores
150	<i>Curto-circuito</i>	α (momento de arco)	0,2822 [mm/s.A]
		α (momento de curto)	0 [mm/s.A]
		β	$2,90 \times 10^{-5}$ [1/s.A ²]
200	<i>Globular</i>	α	0,2822 [mm/s.A]
		β	$4,08 \times 10^{-5}$ [1/s.A ²]
300	<i>Spray</i>	α	0,2822 [mm/s.A]
		β	$4,84 \times 10^{-5}$ [1/s.A ²]

7.3 - Validação do modelo estático

A Figura 7.34 compara os valores médios de corrente de soldagem experimentais com os simulados em função da velocidade de alimentação, referentes aos dois procedimentos experimentais nos quais objetivava-se que o processo operasse com transferência metálica globular ou *spray*, respectivamente, como descrito na metodologia (item 6.4).

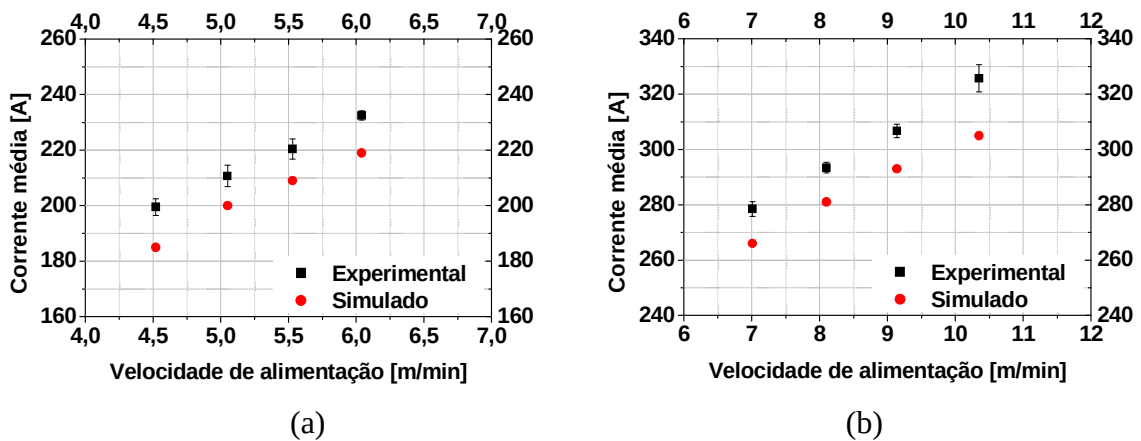


Figura 7.34 - Valores médios de corrente, simulados e experimentais, em função da velocidade de alimentação: (a) transferência globular e (b) *spray*.

Nos dois procedimentos, como esperado, a corrente média de soldagem aumentou com o aumento da velocidade de alimentação, o que possibilitou manter o equilíbrio dessa variável com a velocidade de fusão do eletrodo. Além disto, os valores obtidos por simulação relacionam-se com a velocidade de alimentação do arame de forma similar à obtida com os dados experimentais.

Percebe-se na Figura 7.34a que os valores de corrente elétrica obtidos por simulação apresentam pequena diferença em relação aos dados experimentais, exibindo valores inferiores a esses. Contudo, a diferença média entre os valores medidos e simulados é de 6,2% e a diferença máxima é de 7,8%, o que representa valores próximos a 10 A.

Observando a Figura 7.34b, percebe-se que, para transferência por *spray*, os valores de corrente elétrica obtidos por simulação apresentam pequena diferença em relação aos dados experimentais, também exibindo valores inferiores a estes. A diferença média entre os valores medidos e simulados é de 5,1% e a diferença máxima de 6,8%, o que representa valores próximos a 5 A.

A Figura 7.35 exibe os valores médios de tensão experimentais e simulados em função da velocidade de alimentação. Como esperado, a tensão referente aos dados experimentais diminuiu com o aumento da velocidade de alimentação e a mesma tendência é reproduzida pelos dados obtidos pela simulação.

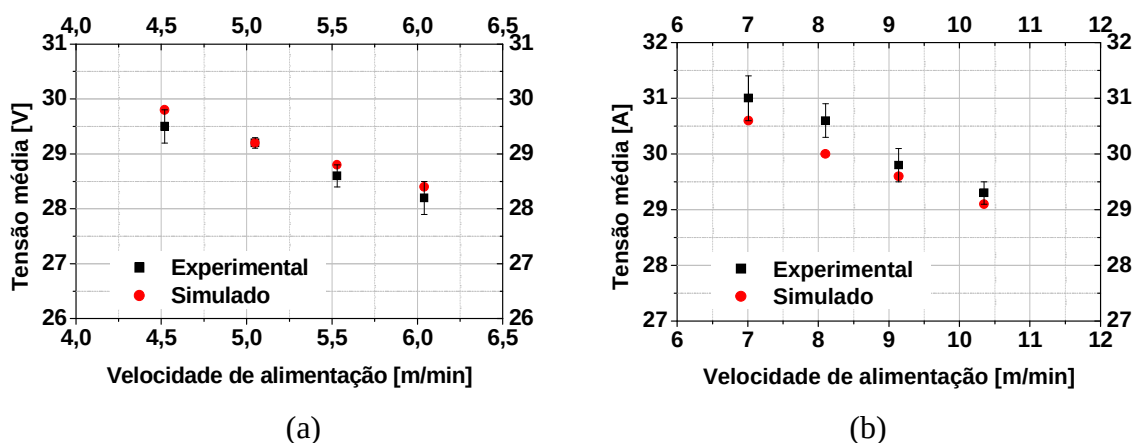


Figura 7.35 - Valores médios de tensão, simulados e experimentais, em função da velocidade de alimentação: (a) transferência globular e (b) *spray*.

Percebe-se que os valores de tensão obtidos por simulação estão muito próximos aos obtidos experimentalmente. A diferença média entre os valores experimentais e simulados, com o processo operando com transferência globular, é de 0,7%, e a diferença máxima é de 1,1%, o que representa valores próximos a 0,5 V (Fig. 7.35a). Na situação com transferência *spray*, a diferença média entre os valores experimentais e

simulados é de 1,1%, e a diferença máxima é de 1,9%, o que representa valores, novamente, próximos à 0,5 V (Fig. 7.35b).

Para comparação, os resultados apresentados por Choi *et al.* (2001), referentes à transferência globular, revelam, para uma única situação específica de soldagem, uma diferença entre os valores experimentais e simulados de corrente média de aproximadamente 3,2% (7 A) e 4% na tensão média (1 V). Em relação a transferência por *spray* os resultados apresentam uma diferença de aproximadamente 1%, na corrente média (3,5 A), e 7,3%, na tensão média (2,4 V). Já no trabalho de Xu *et al.* (1999), para os resultados referentes à transferência por *spray*, percebe-se uma diferença nos valores de tensão média de aproximadamente 1 V. Analisando esses dados, verificou-se que mesmo aplicando o modelo aqui apresentado em uma ampla faixa de velocidades de alimentação as diferenças encontradas entre os valores de corrente e tensão reais e simulados são semelhantes àsquelas encontradas por estes autores.

A Figura 7.36 exibe as relações obtidas entre os valores de comprimento de arco simulados e experimentais em função da velocidade de alimentação, em transferência metálica globular e *spray*, respectivamente.

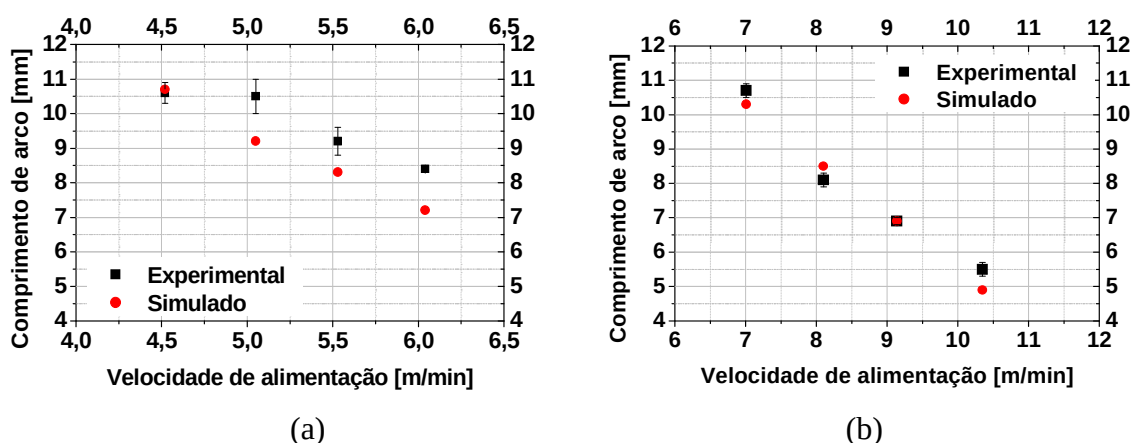


Figura 7.36 - Valores de comprimento de arco, simulados e experimentais em função da velocidade de alimentação: (a) transferência globular e (b) *spray*.

Pode-se observar que os valores de comprimento do arco, tanto os medidos como os simulados, tendem a reduzir com o aumento da velocidade de alimentação, o que é a tendência esperada. Para os testes com transferência globular (Fig. 7.36a), a diferença

média entre os valores experimentais e simulados é de 10,5% e a diferença máxima é de 17,0%, o que representa valores inferiores a 1,5 mm. Em parte, essa diferença pode ser compreendida considerando que o comprimento do arco é, entre os parâmetros usados para caracterizar o processo, aquele de maior dificuldade para ser medido. Esta dificuldade é ainda maior com processo operando em transferência globular, pois nesta circunstância ocorrem variações mais acentuadas no comprimento e forma do arco e, também, na corrente de soldagem.

Para os testes com transferência por *spray* (Fig. 7.36b), a diferença média entre os valores experimentais e simulados é de 2,7%, e a diferença máxima é de 4,0%. Observando ponto a ponto, percebe-se que a diferença entre os valores simulados e experimentais, nessa condição, *spray*, são menores do que na condição anterior, globular. Um dos motivos pode ser a menor dificuldade para se medir esse parâmetro nessa circunstância, pois há menos oscilações e como observado por Choi *et al.* (2001) o efeito da gota de metal fundido na ponta do arame parece ser desprezível nesta circunstância, devido ao pequeno tamanho da gota e a alta frequência de destacamento.

Diante dos resultados, concluiu-se que o modelo estático (que necessita de poucos recursos computacionais e apresenta baixíssimo tempo de processamento), mesmo com todas as limitações e simplificações, apresenta resultados relativamente bons em relação a dados apresentados na literatura (Xu *et al.*, 1999; Choi *et al.*, 2001) quando aplicado em situações com transferência metálica globular e *spray*.

7.4 - Validação do modelo dinâmico

7.4.1 - Verificação da rotina computacional

A seguir será apresentada a resolução algébrica da Equação 6.11, procedimento realizado para verificar se a rotina computacional (método de Euler e Runge-Kutta clássico de quarta ordem) estava correta (item 6.5).

$$\frac{dT}{dt} = -\frac{1}{50}(T - 20) \quad (6.11)$$

Condições de contorno: temperatura inicial do fluido de 95°C,
temperatura da sala de 20°C.

Resolução:

$$\int \frac{dT}{T - 20} = \int -\frac{1}{50} dt \Rightarrow \ln|T - 20| = -\frac{t}{50} + C \Rightarrow T = K e^{-\frac{t}{50}} + 20$$

$$T(0) = K + 20 = 95 \Rightarrow K = 75 \Rightarrow T(t) = 75e^{-\frac{t}{50}} + 20$$

A Figura 7.37 revela os valores obtidos, utilizando a solução algébrica e a numérica da Equação 6.11 com diferentes incrementos.

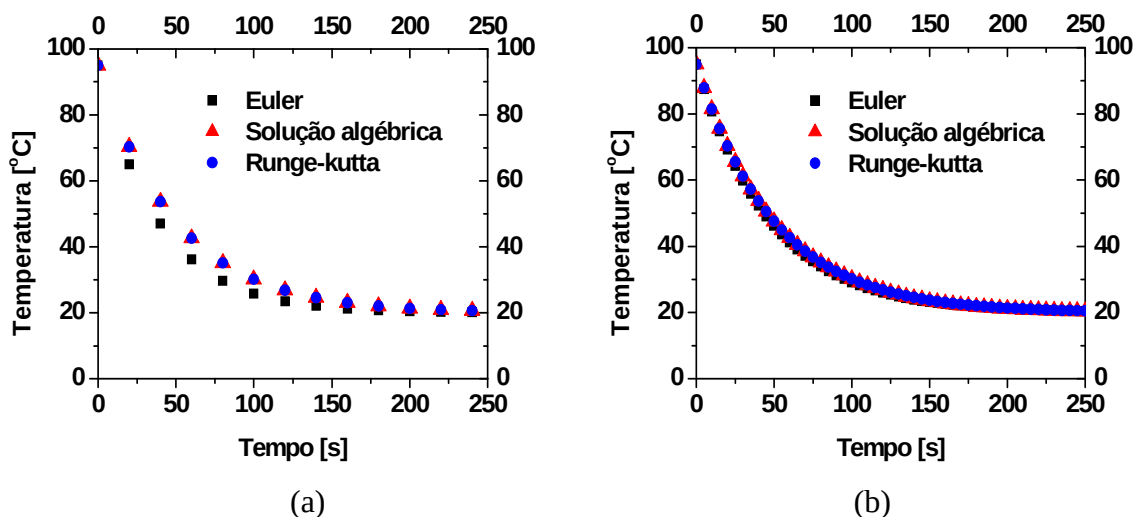


Figura 7.37 - Valores obtidos utilizando a solução algébrica e numérica da Equação 6.11: (a) incremento de 20 s e (b) incremento de 5 s.

Percebe-se que, mesmo com a utilização de um incremento de 20 s, a solução numérica utilizando Runge-Kutta apresenta valores próximos da solução algébrica, o que não é detectado para a solução utilizando o método de Euler. Porém, com a diminuição do incremento (5 s) não se observa mais diferenças entre os métodos de resolução. Diante dos resultados constata-se que a rotina computacional adotada para aplicação da técnica de resolução de equações diferenciais numericamente pelo método de Euler e Runge-Kutta está correta.

7.4.2 - Verificação da influência de alguns dados de entrada no modelo

As Figuras 7.38 a 7.40 exibem os resultados referentes aos procedimentos para verificar isoladamente a influência da variação de alguns dados de entrada no modelo dinâmico, na obtenção dos valores médios simulados de corrente, tensão, comprimento de arco e frequência de curtos-circuitos.

Os valores iniciais dos parâmetros (correspondentes, nos gráficos, à abscissa de “0%”) podem ser observados na Tabela VII.38. Estes valores não são os adotados (definidos como melhores valores) no modelo dinâmico para as diferentes simulações e sim valores menores. O que justifica, por exemplo, o fato dos valores iniciais de corrente não iniciarem no mesmo ponto, nos gráficos apresentados, quando se observa os diferentes parâmetros avaliados.

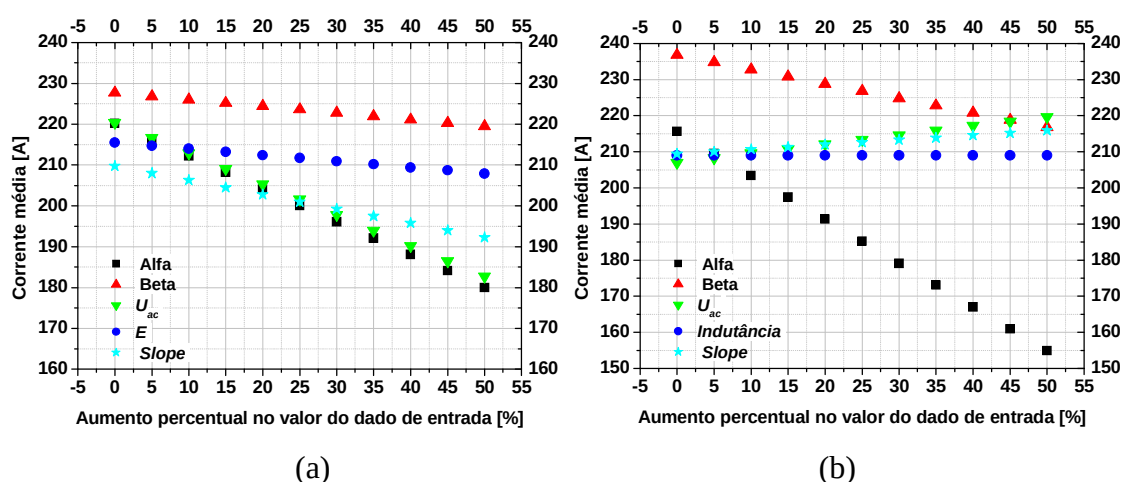


Figura 7.38 - Influência dos valores de alguns dados de entrada (no modelo dinâmico) na obtenção dos valores médios simulados de corrente: a) transferência por vôle livre e b) por curto-circuito.

Percebe-se, na Figura 7.38a, que um aumento de qualquer um dos parâmetros avaliados causa uma redução da corrente média. O que é o esperado dada à forma como estes parâmetros se relacionam no modelo. Por exemplo, maiores valores de alfa e beta significam maior facilidade de fundir o arame e, portanto, a necessidade de menores valores de corrente (Eq. 3.23).

Relembrando que este procedimento visa verificar a resposta do modelo e não do processo experimental, outra constatação possível é que os parâmetros que apresentaram maior influência nos valores médios simulados de corrente são o coeficiente alfa e a queda de tensão U_{ac} . Contudo, levando em consideração situações reais, para um dado material, o escopo para se variar, mantendo-se a mesma polaridade, os valores de alfa e beta é muito limitado. Por outro lado, trocando, para este mesmo material, o gás de proteção, pode-se afetar de uma forma mais significativa os valores de U_{ac} e E .

Para a situação em que a transferência metálica se dá por curtos-circuitos (Fig. 7.38b) um aumento nos valores dos parâmetros U_{ac} , indutância e $Slope$ passam a influenciar os valores médios simulados de corrente de forma menos relevante e, em geral, aumentando estes valores.

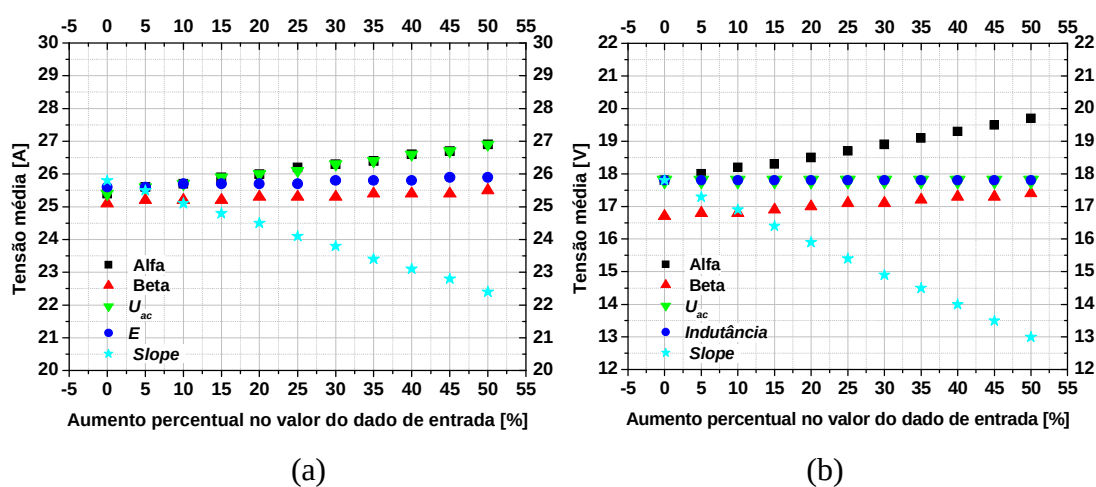


Figura 7.39 - Influência dos valores de alguns dados de entrada (no modelo dinâmico) na obtenção dos valores médios simulados de tensão: a) transferência por vôo livre e b) por curto-circuito.

O coeficiente alfa contribui de forma ainda mais intensa nos valores simulados de corrente, mesmo atuando apenas nos momentos de arco aberto. Na sequência o coeficiente beta assume a maior relevância na obtenção dos resultados.

Observando a Figura 7.39a e 7.39b percebe-se que o aumento nos valores dos dados de entrada provoca um aumento da tensão média, exceto o aumento do *Slope* da fonte. O *Slope* da fonte é o dado de entrada que mais influencia nos valores simulados de tensão média (por exemplo: em curto-circuito uma variação de 20% no valor do *Slope* provoca diminuição de 10% nos valores simulados de tensão média).

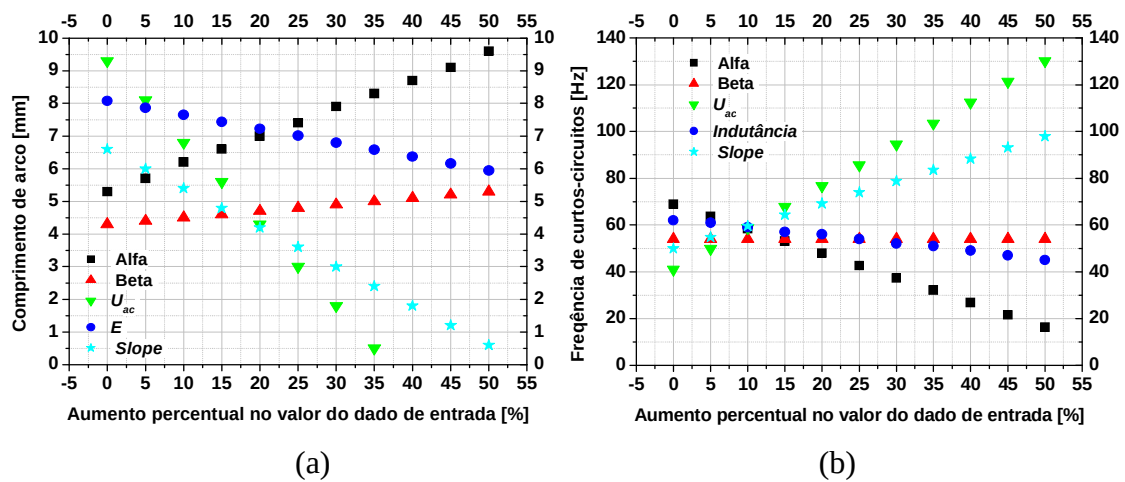


Figura 7.40 - Influência dos valores de alguns dados de entrada (no modelo dinâmico) na obtenção dos valores simulados de comprimento de arco e frequência de curto-circuito: a) transferência por vôo livre e b) por curto-circuito.

Com relação ao comportamento dos valores simulados de comprimento de arco (Fig.7.40a) percebe-se que variações nos valores do coeficiente beta são menos relevantes do que as dos outros parâmetros. O coeficiente alfa e o *slope* da fonte aparentam influenciar os valores de comprimento de arco na mesma proporção, porém de forma inversa, e as variações nos valores de queda de tensão anódica e catódica se mostraram os mais relevantes.

Em situações com transferência metálica por curtos-circuitos (Fig. 7.40b) oscilações nos valores de queda de tensão anódica e catódica (U_{ac}) e no coeficiente alfa se mostraram os mais relevantes na determinação dos valores simulados da frequência de curtos-circuitos.

Tabela VII.38 - Valores iniciais dos parâmetros (dados de entrada) que tiveram sua influência nos resultados avaliados.

Parâmetro	Valor (0% de aumento percentual)
Coeficiente alfa, α [mm/sA]	0,25
Coeficiente beta, β [1/sA ²]	$2,0 \times 10^{-5}$
Queda de tensão anódica e catódica, U_{ac} [V/A]	17,0
Campo elétrico do arco, E [V/A]	0,50
Slope da fonte [V/A]	0,0312
Indutância [μ Vs/A]	150

7.4.3 - Validação do modelo dinâmico em condições de arco aberto

A Figura 7.41 exibe os oscilogramas, simulados e experimentais, de corrente e tensão versus tempo de um dos testes de soldagem com velocidade de alimentação de 5,0 m/min.

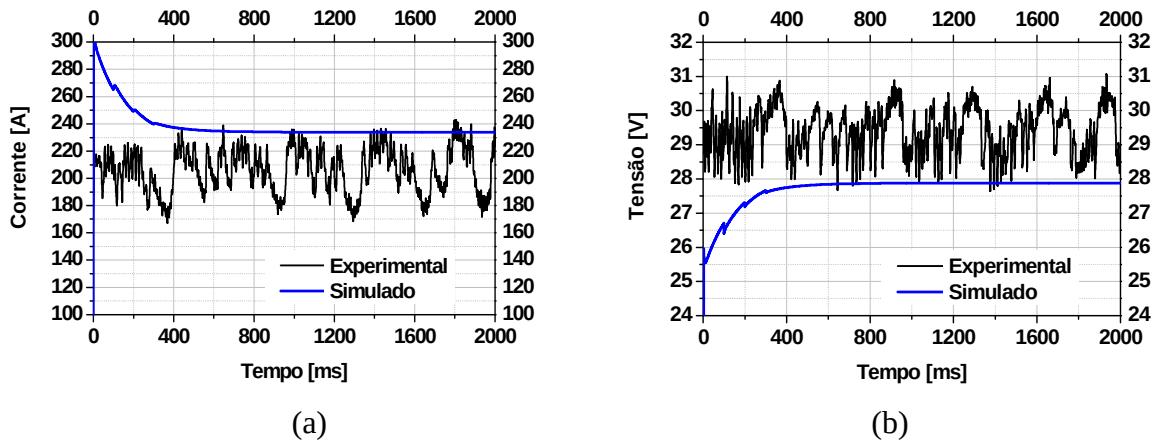


Figura 7.41 - Oscilograma de corrente (a) e tensão (b) experimental e simulado. f de 5,0 m/min, U_0 de 37 V, h de 18 mm, gás Ar-2%O₂.

Pode-se verificar pela oscilação periódica dos valores de corrente e tensão que o modo de transferência metálica neste teste foi o globular, como desejado. Essa avaliação é confirmada quando se comparam os valores de corrente média e eficaz, que foram de 210,8 A e 211,2 A, respectivamente, indicando uma diferença de aproximadamente

0,5 A, que foi também observada nos testes com velocidade de alimentação de 4,5; 5,5; e 6 m/min (nominal).

Os dados simulados não apresentam as oscilações verificadas em oscilogramas reais, pois o modelo não incorpora a influência do crescimento da gota na ponta do arame nem as oscilações desta e da poça de fusão durante o processo de soldagem. Choi *et al.* (2001) afirmaram que, embora o efeito da gota na ponta do arame aumente, quando o processo está operando com transferência globular, os resultados que obtiveram revelaram que este aspecto é menos representativo que outros parâmetros de soldagem na obtenção de bons resultados durante a simulação.

Assim, como foi feito para a validação do modelo estático, a Figura 7.42 compara os valores médios de corrente e tensão de soldagem, simulados (obtidos com o modelo dinâmico) e experimentais, em função da velocidade de alimentação.

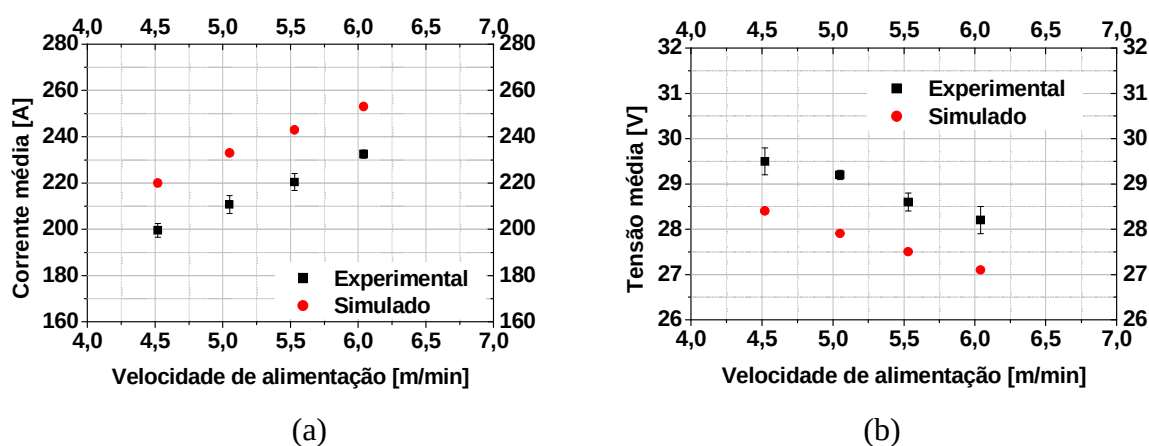


Figura 7.42 - Valores médios de (a) corrente e (b) tensão, simulados e experimentais (modo de transferência globular).

A diferença média entre os valores medidos e simulados da corrente de soldagem foi de 9,1% e a máxima é de 9,6%, o que representa valores próximos a 20 A. Já a diferença média entre os valores experimentais e simulados da tensão de soldagem foi de 4,1%, e a divergência máxima é de 4,6%, o que representa valores próximos a 1 V. Percebe-se que, neste caso, as diferenças encontradas foram maiores do que aquelas obtidas com a aplicação do modelo estático o que se explica pelo aspecto generalista do modelo

dinâmico no qual se aplica alguns parâmetros de entrada diferentes daqueles adotados no modelo estático, como descrito na metodologia (Item 6.4). Porém, dada a ampla faixa de validação, as diferenças encontradas continuam, relativamente, menores em relação à literatura (Choi *et al.*, 2001; Xu *et al.*, 1999).

A Figura 7.43 exibe os oscilogramas, experimentais e simulados, de corrente e tensão de um dos testes com velocidade de alimentação de 8,0 m/min (nominal). A diferença entre a corrente média e eficaz foi de aproximadamente 0,1 A, também observada nos testes com velocidade de alimentação de 7; 9 e 10 m/min (nominal), o que confirma o modo de transferência *spray*.

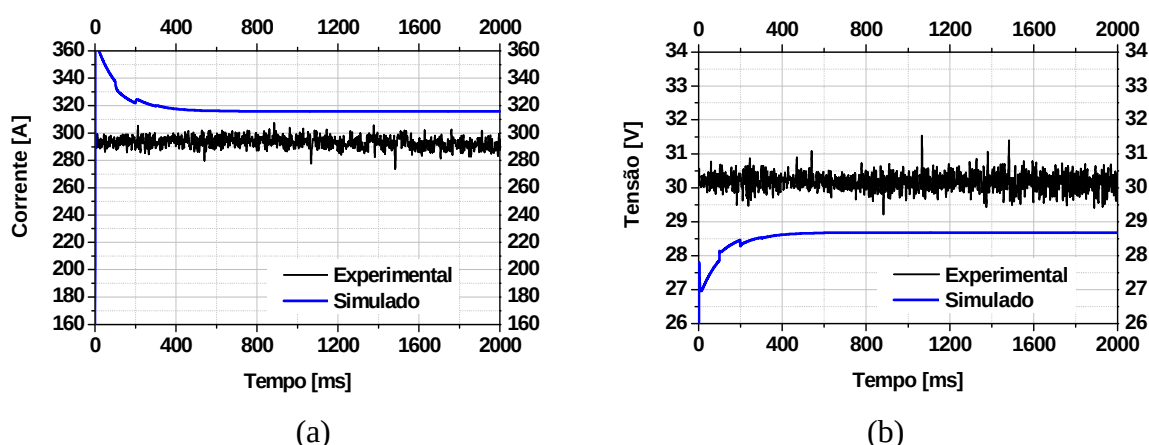


Figura 7.43 - Oscilograma de corrente (a) e tensão (b) experimental e simulado. f de 8,0 m/min, U_0 de 41 V, h de 18 mm, gás Ar-5%O₂.

A Figura 7.44 exibe as relações obtidas entre os valores médios de corrente e tensão, simulados (obtidos com o modelo dinâmico) e experimentais, em função da velocidade de alimentação.

A diferença média entre os valores medidos e simulados é de 5,8% e a máxima de 7,5%, o que representa valores próximos a 20 A. A diferença média entre os valores de tensão experimentais e simulados é de 5,6%, e a divergência máxima é de 6,6%, o que representa valores menores que 2 V.

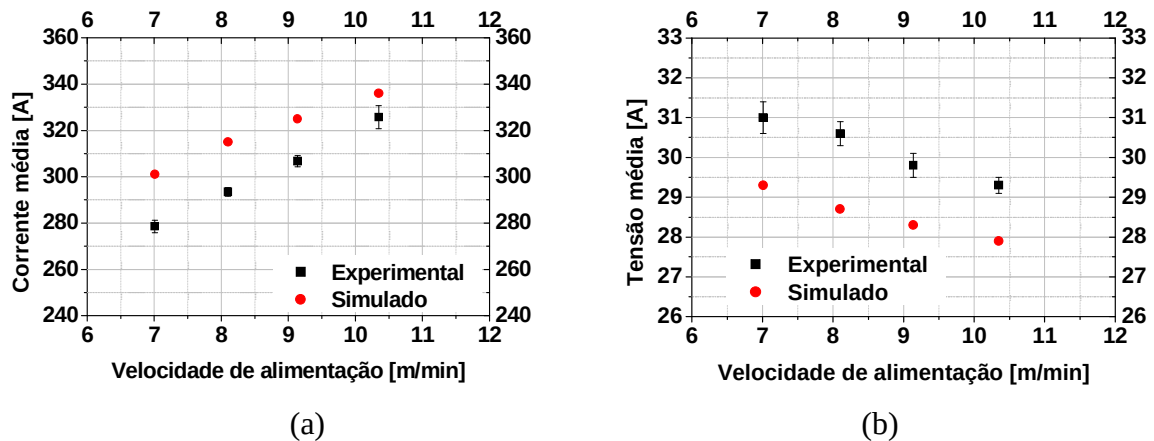


Figura 7.44 - Valores médios de (a) corrente e (b) tensão, simulados e experimentais (modo de transferência *spray*).

A Figura 7.45 exibe as relações obtidas entre os valores de comprimento de arco simulados e experimentais em transferência globular e *spray*, respectivamente.

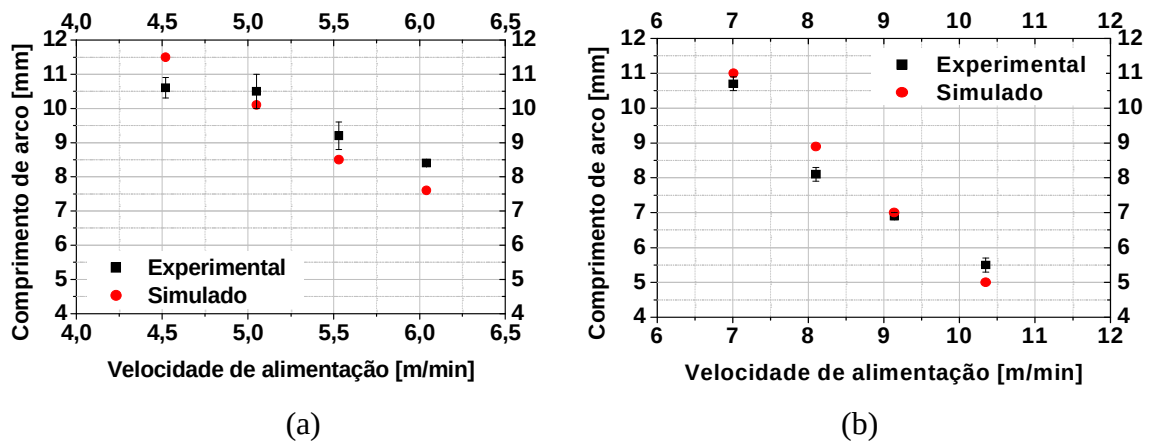


Figura 7.45 - Valores de comprimento de arco simulados e experimentais: (a) transferência globular e (b) *spray*.

Tanto na transferência globular quanto na *spray*, a diferença entre os valores experimentais e simulados é de aproximadamente 1,0 mm, o que representa valores inferiores àqueles obtidos com o modelo estático.

A Figura 7.46 revela os valores médios de corrente e tensão experimentais e simulados em função da distância entre o bico de contato e a peça.

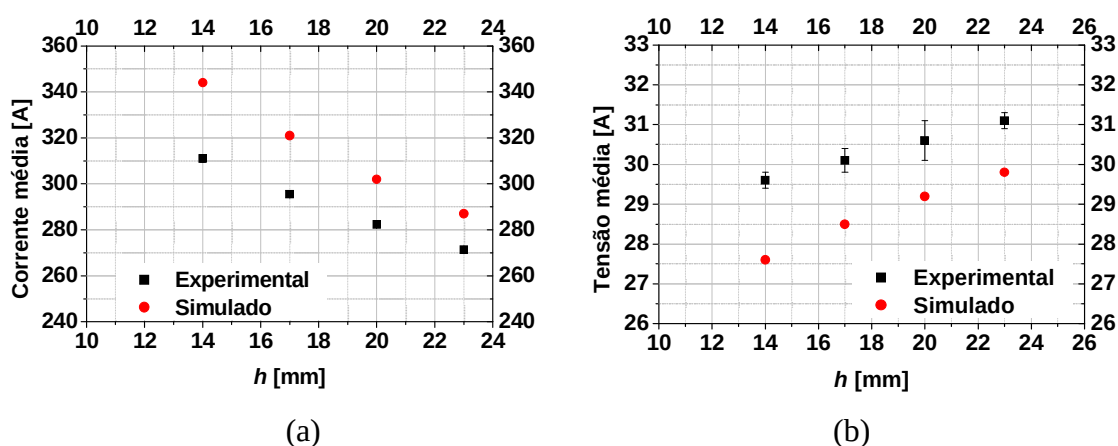


Figura 7.46 - Valores de corrente (a) e tensão (b) simulados e experimentais em função da distância entre o bico de contato e a peça.

A Figura 7.46a revela, como se esperava, a diminuição dos valores de corrente elétrica experimental com o aumento da distância entre o bico de contato e a peça, devido ao aumento da resistência elétrica do circuito, e que a mesma tendência é reproduzida pelos dados obtidos pela simulação. Os dados simulados referentes à tensão de soldagem, Figura 7.46b, também, exibem a mesma tendência dos experimentais. O modelo foi capaz de prever os valores de corrente e tensão com diferença máxima de aproximadamente 9,6% (33 A) e 7,3% (2,0 V), respectivamente.

A Figura 7.47 exibe os valores experimentais de comprimento de arco condizentes com uma fonte de tensão constante, a qual, indiferente à variação da distância entre o bico de contato e a peça, tenta manter o comprimento de arco constante.

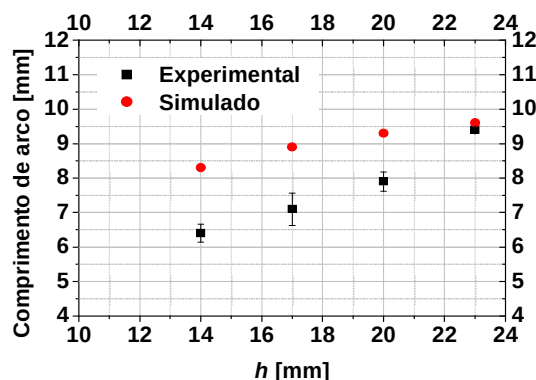


Figura 7.47 - Valores de comprimento de arco, simulados e experimentais em função da distância entre bico de contato e peça.

O modelo foi capaz de prever os valores de comprimento de arco com diferença máxima de aproximadamente 2,0 mm.

Considerando que as diferenças encontradas entre os valores simulados e experimentais se mantêm praticamente idênticas na condição de transferência globular e *spray* (tamanho de gota muito menor), acredita-se que nas situações avaliadas o fato do modelo não considerar as oscilações e crescimento da gota na ponta do arame não estejam contribuindo de forma brusca nem negativa. Credita-se a maior parte desta diferença à impossibilidade atual de se adequar de forma mais precisa os parâmetros de entrada às condições específicas, sobretudo os valores do coeficiente alfa e de U_{ac} .

7.4.4 - Validação do modelo dinâmico em condições de curto-circuito

Este item trata da validação do modelo dinâmico em condições operacionais nas quais se observa transferência metálica por curtos-circuitos, procedimento descrito na metodologia (Item 6.5).

As Figuras 7.48 e 7.49 exibem os oscilogramas de corrente e tensão (experimental e simulado), respectivamente, de um dos testes com velocidade de alimentação de 4,0 m/min (nominal).

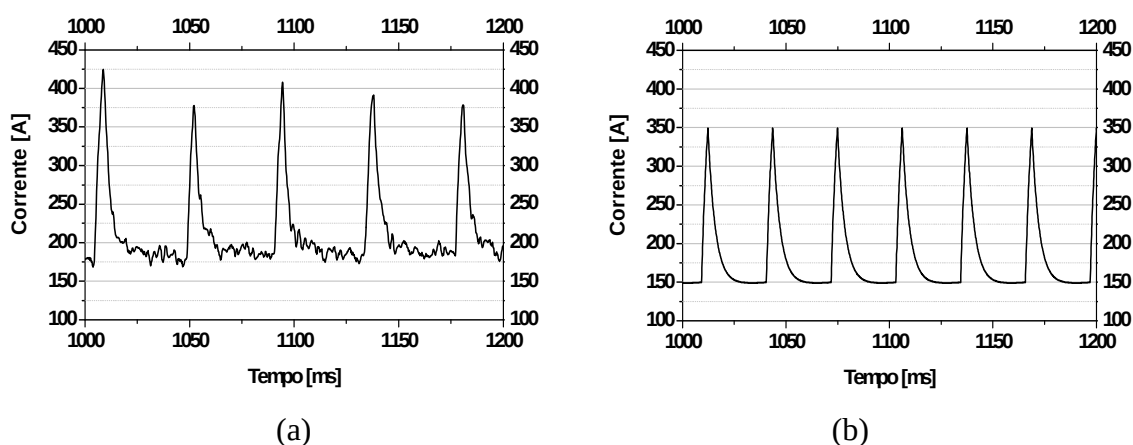


Figura 7.48 - Oscilograma de corrente (a) experimental (b) simulado: f de 4,0 m/min, U_0 de 26 V, h de 18 mm, gás Ar-2%O₂ e tempo de aquisição 3 s.

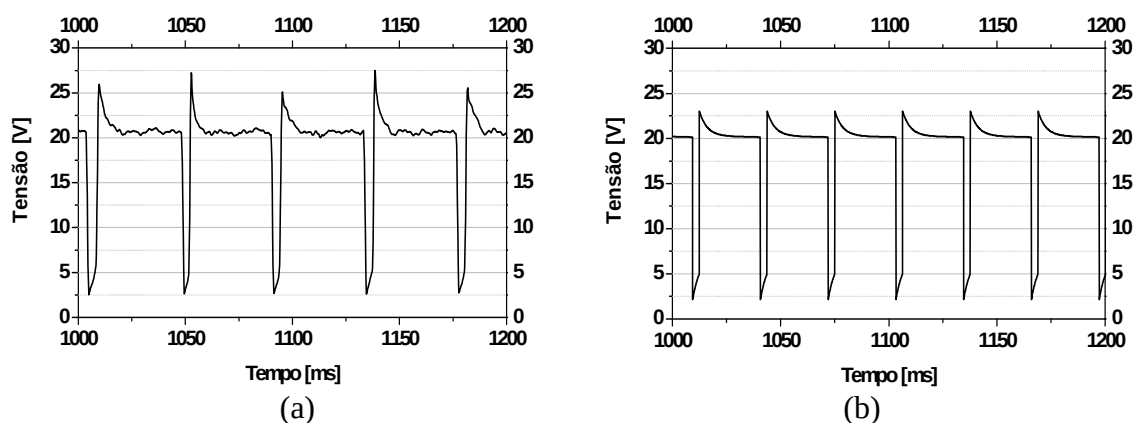


Figura 7.49 - Oscilograma de tensão (a) experimental (b) simulado: f de 4,0 m/min, U_0 de 26 V, h de 18 mm, gás Ar-2%O₂ e tempo de aquisição 3 s.

Percebe-se que, nesta condição, o processo operou em transferência por curto-circuito e que a variação de corrente durante os períodos de curto-circuito e arco aberto (Figura 7.48), assim como o tempo de curto-circuito (Figuras 7.49) são bem reproduzidos na simulação. A diferença entre os valores médios de corrente e tensão experimental (média de três testes) e simulado foi de aproximadamente 14% (cerca de 30 A) e 3,5% (cerca de 0,6 V), respectivamente.

Percebe-se pela análise das Figuras 7.48 e 7.49 que os oscilogramas simulados representaram, relativamente bem, algumas características do processo (em comparação com os apresentados por Xu *et al.*, 1999; Choi, B., *et al.*, 2001), tais como tempo e frequência de curtos-circuitos (diferença entre simulado e experimental de 12 Hz) e velocidade de subida e decida da corrente.

A Tabela VII.39 compara os resultados experimentais e simulados referentes a corrente e tensão média e frequência de curto-circuito.

Tabela VII.39 - Dados comparativos entre os resultados experimentais e simulados. f de 4,0 m/min, U_0 de 25,1 V.

Dados	Corrente média [A]	Tensão média [V]	Frequência curto-circuito [Hz]
Experimentais	$212 \pm 5,5$	$19,5 \pm 0,1$	$20 \pm 5,0$
Simulados	182	18,9	32
Diferença [%]	-14,1	-3,1	32

As Figuras 7.50 e 7.51 exibem os oscilogramas de corrente e tensão (experimental e simulado), respectivamente, de um dos testes com velocidade de alimentação de 5,2 m/min (nominal).

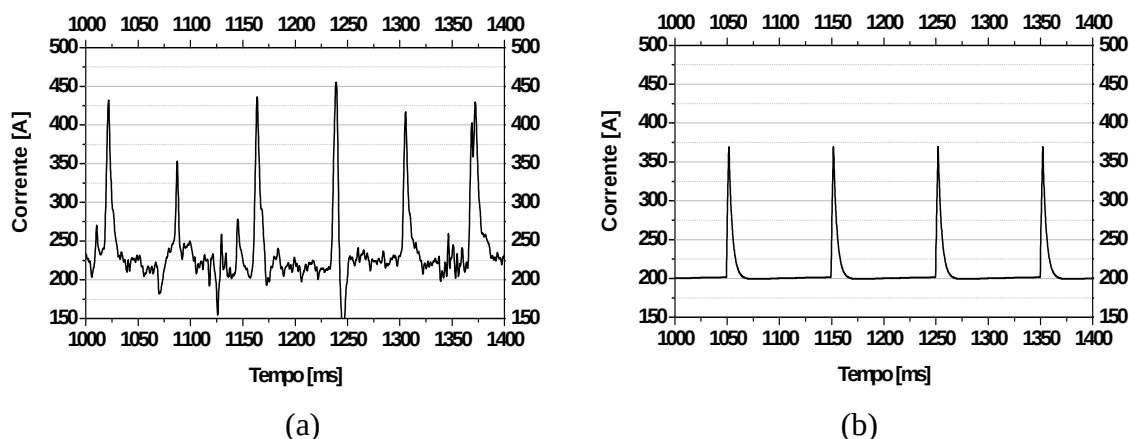


Figura 7.50 - Oscilograma de corrente (a) experimental (b) simulado: f de 5,2 m/min, U_0 de 29,1 V, h de 18 mm, gás Ar-2%O₂ e tempo de aquisição 3 s.

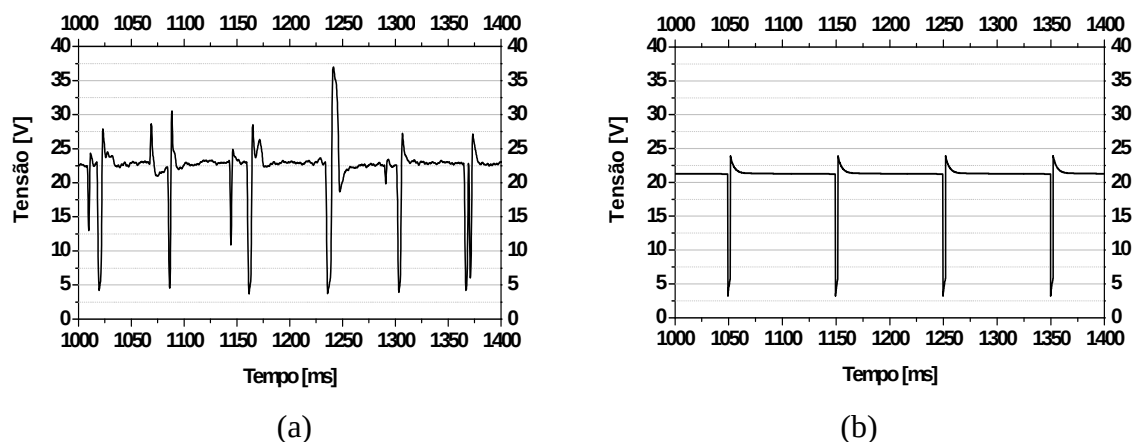


Figura 7.51 - Oscilograma de tensão (a) experimental (b) simulado: f de 5,2 m/min, U_0 de 29,1 V, h de 18 mm, gás Ar-2%O₂ e tempo de aquisição 3 s.

Nesta condição de soldagem, a transferência metálica foi menos regular (periódica) e observou-se a ocorrência de curtos-circuitos de curta duração (Fig. 7.51). Estes podem ser provocados, dentre outros parâmetros, pelas oscilações da gota presa na ponta do arame e ou da poça de fusão.

O modelo, na sua forma atual, não simula o aparecimento de curtos-circuitos de curta duração, sendo um dos motivos o fato dele não incorporar as oscilações aleatórias da

poça de fusão e da gota fundida na ponta do arame. Essa limitação pode ser verificada também nos trabalhos de Xu *et al.* (1999), Choi *et al.* (2001) e Terasaki e Simpson (2005).

A Tabela VII.40 exibe dados comparativos entre os resultados experimentais e simulados.

Tabela VII.40 - Dados comparativos entre os resultados experimentais e simulados: f de 5,2 m/min, U_0 de 29,1 V.

Dados	Corrente média [A]	Tensão média [V]	Frequência curto-circuito [Hz]
Experimentais	$236 \pm 2,2$	$22,2 \pm 0,2$	$12 \pm 3,0$
Simulados	209	21	10
Diferença [%]	-11,3	-5,5	18,9

A diferença entre os valores médios de corrente e tensão experimental (média de três testes) e simulado foi de aproximadamente 11% (cerca de 27 A) e 5,5% (cerca de 1,2 V), respectivamente. A diferença entre a frequência de curtos-circuitos simulada e experimental foi 2 Hz. Observa-se uma diminuição das diferenças entre os valores médios experimentais e simulados para essa condições de soldagem em relação a anterior.

As Figuras 7.52 e 7.53 exibem os oscilogramas de corrente e tensão (experimental e simulado), respectivamente, de um dos testes com velocidade de alimentação de 6,0 m/min (nominal).

Novamente, apesar da maior diferença entre os aspectos morfológicos dos oscilogramas experimentais e simulados, particularmente a maior variabilidade dos tempos de transferência e a presença de curtos de pequena duração, isto não se reflete negativamente na simulação dos valores médios de corrente e tensão. Observa-se uma diminuição das diferenças entre os valores médios experimentais e simulados para condições de soldagem com maiores valores de velocidade de alimentação.

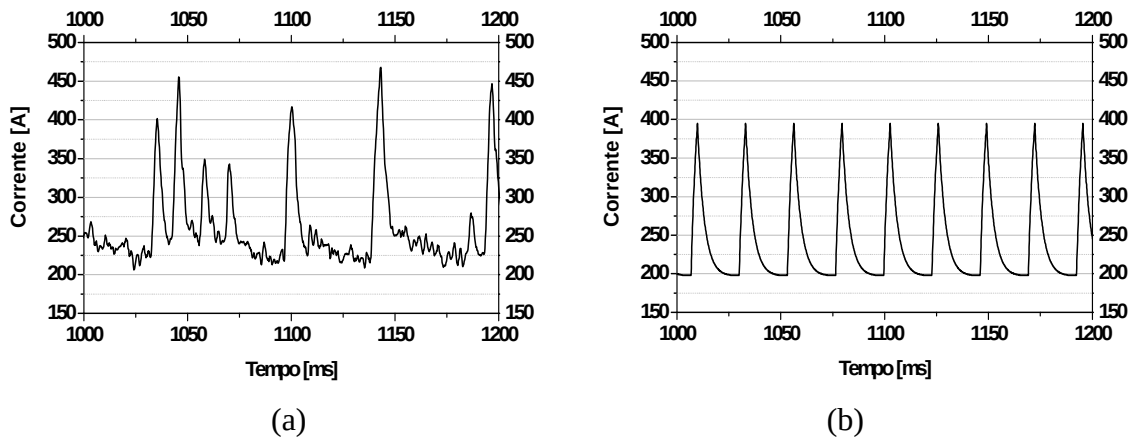


Figura 7.52 - Oscilograma de corrente (a) experimental (b) simulado: f de 6,1 m/min, U_0 de 29 V, h de 18 mm, gás Ar-2%O₂ e tempo de aquisição 3 s.

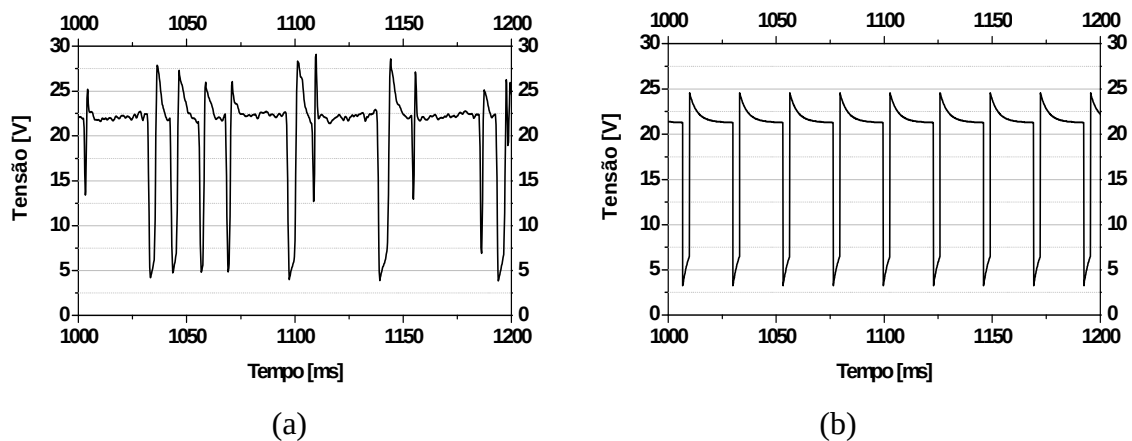


Figura 7.53 - Oscilograma de tensão (a) experimental (b) simulado: f de 6,1 m/min, U_0 de 29 V, h de 18 mm, gás Ar-2%O₂ e tempo de aquisição 3 s.

A Tabela VII.41 exibe dados comparativos entre os resultados experimentais e simulados.

Tabela VII.41 - Dados comparativos entre os resultados experimentais e simulados: f de 6,0 m/min, U_0 de 25,1 V

Dados	Corrente média [A]	Tensão média [V]	Frequência curto-circuito [Hz]
Experimentais	$257 \pm 4,2$	$21,0 \pm 0,4$	$27 \pm 6,3$
Simulados	239	19,7	44
Diferença [%]	-6,9	-6,2	65,0

Dificuldade de se obter, de forma mais precisa, o valor da frequência de curtos-circuitos é também verificada nos modelos apresentados por Choi *et al.* (2001) e Terasaki *et al.* (2005). Estes argumentam, dentre outras coisas, que as diferenças estão relacionadas às simplificações aplicadas no modelo para representar esse modo de transferência metálica que não contemplam de forma ideal a ponte entre arame e peça durante o curto-circuito e a transferência do metal no momento de re-abertura do arco.

Nos casos apresentados, acredita-se que as oscilações da gota e da poça de fusão que apresentam características aleatórias, aliadas, novamente, à impossibilidade atual de se adequar de forma mais precisa os parâmetros de entrada do modelo às condições específicas de soldagem (sobretudo aos valores dos coeficientes alfa e beta e os valores de U_{ac}) sejam responsáveis por uma parte importante das diferenças encontradas entre os valores simulados e experimentais. Porém, deve-se ressaltar que, sobre o ponto de vista tecnológico, o fato de o modelo simular de forma apropriada os valores médios de corrente e tensão é mais relevante do que simular o aspecto morfológico dos oscilogramas.

A Figura 7.54 exibe a variação, em função da tensão em vazio (U_0), da frequência de curtos-circuitos medida experimentalmente e simulada para condições com velocidade de alimentação de 7,0 m/min.

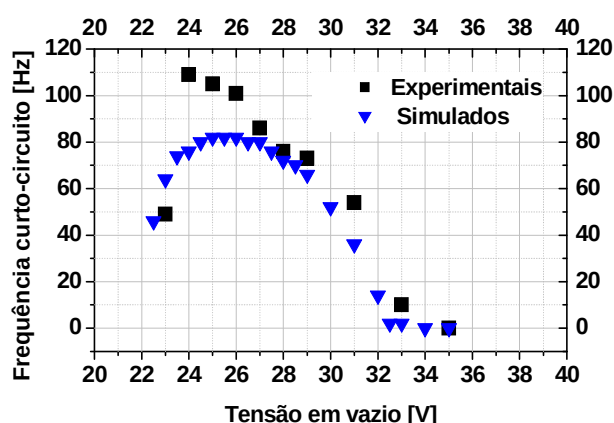


Figura 7.54 - Frequência de curtos-circuitos experimental e simulado em função da tensão em vazio: f de 7,0 m/min, h de 18 mm e gás Ar-2%O₂.

Percebe-se que o modelo, nesta situação, representou de forma mais adequada os

valores medidos, sendo capaz de prever a mudança de transferência metálica de curtos-circuitos para transferência em vôo livre com o aumento da tensão em vazio, assim como a tendência do aumento da frequência de curtos-circuitos com a redução da tensão até um valor máximo.

Percebe-se, na Figura 7.55, que ocorre uma queda brusca na frequência de curtos-circuitos determinada, experimentalmente, quando a tensão em vazio passa de 24 V para 23 V. Esse fenômeno marcou o início da impossibilidade de obtenção de cordões de solda de qualidade razoável, sendo acompanhado por uma grande perda de material por respingos, como pode ser observado na Figura 7.56a, característica que foi acentuada na condição de 22 V.

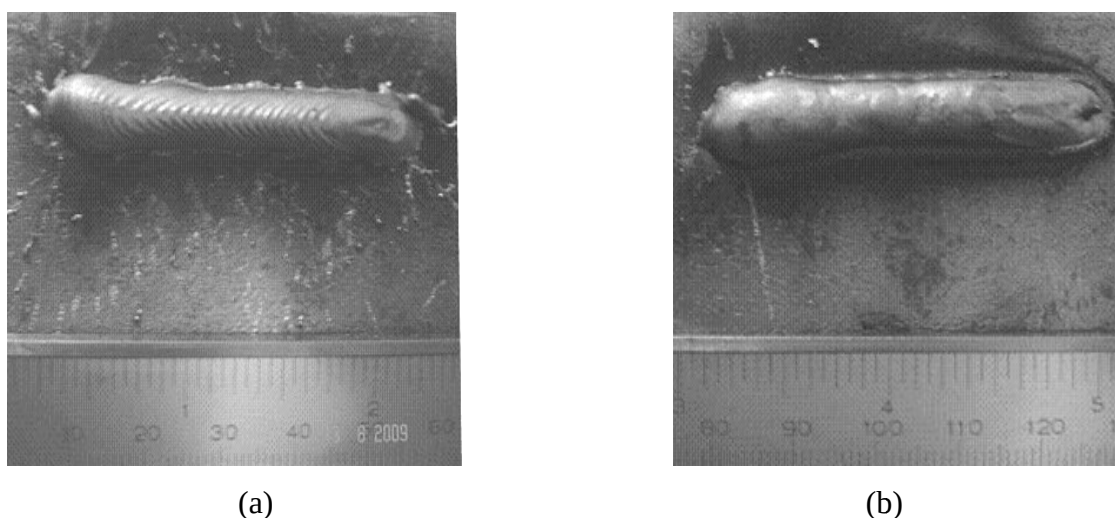


Figura 7.55 - Cordões de solda obtidos com tensão em vazio de (a) 23 V e (b) 24 V: f de 7,0 m/min, h de 18 mm e gás de proteção Ar-2%O₂.

Este fenômeno pôde ser identificado, em um dos oscilogramas de tensão, Figura 7.56a, pelo aparecimento (para teste de soldagem com tensão em vazio de 23 V) de períodos de curto-circuito de longa duração (de dezenas de milissegundos). Estes curtos-circuitos são acompanhados pela formação de grande quantidade de respingos, inclusive na forma de pedaços de arame e são seguidos de períodos longos de arco aberto que, em geral, terminam em uma sequência de curtos-circuitos de menor duração (Figura 7.56a). Estes eventos não são observados na condição em que o valor da tensão em vazio foi de 24 V (Fig. 7.56b).

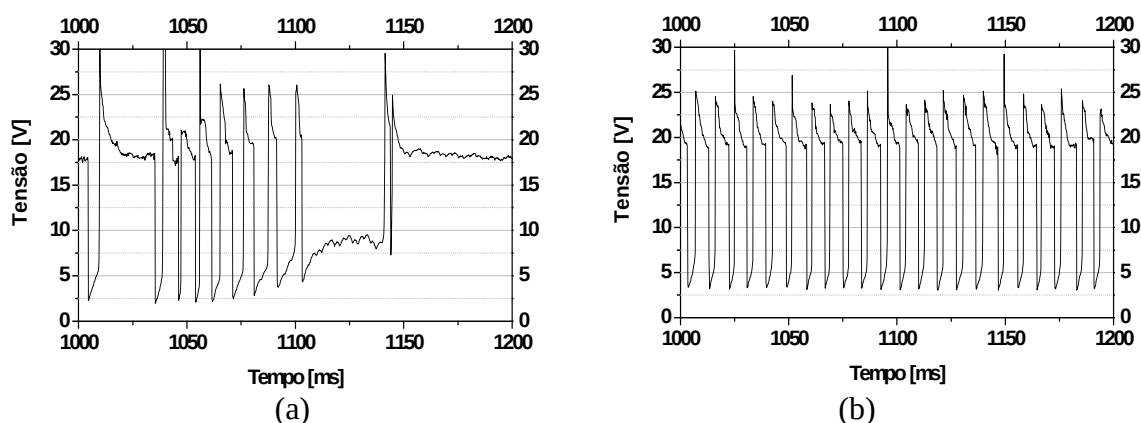


Figura 7.56 - Oscilograma de tensão (a) U_0 de 23 V, (b) U_0 de 24 V: f de 7,0 m/min, h de 18 mm e tempo de aquisição 3 s.

Percebe-se que o modelo simulou bem a queda na frequência de curtos-circuitos para a situação de 23 V, mostrando que foi capaz de registrar um fenômeno que está associado a instabilidade do processo de soldagem.

De uma forma geral, levando-se em conta o grande número de variáveis envolvidas e a complexa inter-relação entre estas, o modelo dinâmico do processo GMAW, desenvolvido neste projeto foi capaz de simular, com erros, em geral, inferiores a 10% diferentes aspectos e modos de transferência do processo. Os parâmetros e aspectos do processo, que foram analisados, incluem, por exemplo, os oscilogramas de corrente e tensão de soldagem e seus valores médios, comprimento de arco, frequência de curtos-circuitos e mudança de modo de transferência metálica em função da velocidade de alimentação, distância entre o bico de contato e a peça, e tensão em vazio.

O modelo tem o potencial para incluir detalhes adicionais, incluindo rotinas para descrever o crescimento, oscilação e, possivelmente, do destacamento da gota de metal líquido na ponta do eletrodo. Podem ainda ser incorporadas mudanças na representação da fonte, incluindo mudanças de sua curva característica durante o processo e a pulsação de corrente.

CONCLUSÕES

Baseado no trabalho apresentado, sobretudo nos procedimentos adotados, nos resultados obtidos e na análise destes, pôde-se estabelecer as seguintes conclusões:

- ✓ Variações no diâmetro do arame-eletrodo, velocidade de alimentação e tensão em vazio não afetam de forma significativa os valores de indutância. Portanto, a indutância, parâmetro geralmente pré-regulado nas fontes de soldagem, pode ser considerada, em relação às condições aqui analisadas, como uma característica intrínseca do equipamento não sofrendo influência de outros parâmetros e ou das características do processo de soldagem.
- ✓ A resistividade do arame-eletrodo é sensível a variações nos parâmetros de soldagem, tais como: velocidade de alimentação, tensão em vazio, distância entre o bico de contato e a peça e tipo de gás de proteção. Entretanto, os valores médios de corrente de soldagem representam uma possibilidade real e promissora para se modelar o comportamento desta variável sob o efeito de diferentes condições de soldagem.
- ✓ O somatório dos valores das quedas de tensão anódica e catódica (U_{ac}) no arco elétrico sofrem influência de diferentes parâmetros de soldagem, tais como: velocidade de alimentação, tensão em vazio, distância entre o bico de contato e a peça e tipo de gás de proteção. Constatou-se indícios de que esta influência esteja indiretamente relacionada com a frequência de curtos-circuitos, portanto com aspectos vinculados a transferência metálica.
- ✓ Os valores obtidos de campo elétrico no arco dependem, como esperado, das características do gás de proteção utilizado. O método aplicado para determinar estes valores, que inclui a utilização dos modelos desenvolvidos, se mostrou suficientemente sensível para detectar esta relação e apresentou repetibilidade e coerência com dados apresentados na literatura.

-
- ✓ O modelo estático, na forma apresentada, possibilitou a simulação dos valores médios de corrente, tensão e comprimento de arco, para transferência globular e *spray*, com diferenças, em relação aos valores experimentais, de aproximadamente: (a) 7% (15 A), (b) 1% (0,5 V), (c) 10,5% (1,5 mm) e (d) 3% (0,5 mm), respectivamente. Estas diferenças são relativamente baixas quando se compara com dados encontrados na literatura. Portanto, para as situações específicas de soldagem avaliadas, os resultados indicam que o modelo esteja simulando adequadamente o comportamento do processo GMAW em situações com transferência por voo livre.
 - ✓ A comparação entre os dados obtidos referentes às situações em que se verifica transferência metálica globular e por *spray* permite inferir que o fato do modelo não incorporar a gota (metal líquido) e seu comportamento na ponta do arame-eletrodo não influenciou negativamente os valores dos dados simulados.
 - ✓ O modelo dinâmico possibilitou, em situações com transferência por voo livre, reproduzir os valores médios de corrente, tensão e comprimento de arco de maneira similar ao modelo estático. Entretanto, de forma mais abrangente, possibilitou, também, a reprodução dos valores médios de corrente e tensão de soldagem, em situações de transferência por curto-circuito, com diferenças de aproximadamente 10% (30 A) e 5% (1 V), respectivamente. Em relação aos oscilogramas simulados, estes apresentaram maior dispersão em relação aos reais, principalmente, quando há a ocorrência de curtos-circuitos de curta duração, uma vez que o modelo não reproduz este fenômeno. Contudo, para as situações específicas de soldagem avaliadas, os resultados indicam que o modelo esteja simulando adequadamente o comportamento do processo GMAW.
 - ✓ Os diferentes dados de entrada do modelo influenciam diferenciadamente os valores dos parâmetros simulados. Os dados mais relevantes, e, em relação a qual parâmetro são: (a) U_{ac} e α , nos valores médios de corrente de soldagem, (b) $slope$ da fonte, nos valores médios de tensão, (c) U_{ac} e $slope$, nos valores médios de comprimento de arco e (d) U_{ac} e α , na determinação da frequência de curtos-circuitos.

-
- ✓ O modelo dinâmico proposto simula, de forma adequada, algumas variáveis da soldagem GMAW com precisão similar às exigidas normalmente em EPS (Especificação de procedimentos de soldagem) e, adicionalmente, permite incorporar diversos aspectos adicionais do processo com poucos recursos computacionais. Portanto, acredita-se que este seja capaz de facilitar o entendimento fundamental deste processo e determinar de maneira mais conveniente os parâmetros mais adequados para uma situação específica de soldagem.

CONTRIBUIÇÕES ORIGINAIS AO CONHECIMENTO

Com base nos resultados atingidos e na literatura consultada as seguintes contribuições originais ao conhecimento podem ser enumeradas.

- ✓ Determinação de valores experimentais da resistividade do arame-eletrodo e caracterização do comportamento desta variável em função de diferentes parâmetros de soldagem (velocidade de alimentação, tensão em vazio, distância entre o bico de contato e a peça e gás de proteção) em testes com transferência metálica por curtos-circuitos . Obtenção de um modelo matemático experimental que representa o comportamento da resistividade do arame-eletrodo de aço carbono em função da corrente média de soldagem.
- ✓ Determinação de valores experimentais e caracterização do comportamento da soma das quedas de tensão anódica e catódica em função de diferentes parâmetros de soldagem (velocidade de alimentação, tensão em vazio, distância entre o bico de contato e a peça e gás de proteção), a partir dos oscilogramas de tensão obtidos em testes com transferência metálica por curtos-circuitos, assim como, por meio de procedimentos que utilizam testes com transferência por voo livre.
- ✓ Obtenção de valores experimentais do campo elétrico na coluna do arco, utilizando dois gases de proteção (Ar - 2%O₂ e Ar - 25% CO₂), a partir de um método experimental, aplicado em situações com transferência metálica globular e ou *spray*, sem promover qualquer tipo de perturbação no arco elétrico.
- ✓ Desenvolvimento de um modelo numérico estático com pouquíssima necessidade de processamento computacional, capaz de simular o processo GMAW em situações com transferência por voo livre, reproduzindo de forma adequada as variações observadas experimentalmente nos valores médios de corrente, tensão e comprimento do arco em função da velocidade de alimentação de arame e da distância entre o bico de contato e a peça.

- ✓ Desenvolvimento de um modelo numérico dinâmico com pouca necessidade de processamento computacional capaz de simular adequadamente o comportamento operacional do processo GMAW em situações com ou sem oscilações bruscas de corrente e tensão. Incorporação neste modelo, de rotinas operacionais para cálculo dinâmico da resistividade do arame-eletrodo e dos coeficientes da equação de fusão do arame-eletrodo (alfa e beta), além da escolha de um valor para a soma das quedas de tensão anódica e catódica em função da ocorrência de curtos-circuitos ou não.

RELEVÂNCIA DOS RESULTADOS

Acredita-se que os pontos mais relevantes referentes aos resultados alcançados seriam os seguintes:

- ✓ Na situação atual, para algumas condições específicas de soldagem, a possibilidade de simular de maneira rápida e fácil as características operacionais do processo GMAW independente das condições de transferência metálica, com relativa fidelidade.
- ✓ A possibilidade, de se verificar, por simulação, a influência de alguns parâmetros de soldagem, tais como, indutância (durante o intervalo de subida e decida da corrente), distância entre o bico de contato e a peça, velocidade de alimentação, tensão em vazio, curva característica da fonte, etc, no comportamento do processo GMAW.

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com base nos resultados atingidos e na experiência adquirida durante o desenvolvimento deste trabalho, acredita-se que os valores e comportamento de algumas variáveis, assim como, aspectos do processo/modelo ainda careçam de melhor entendimento e ou de nova abordagem. Portanto, sugerem-se as seguintes possibilidades para trabalhos futuros.

- ✓ Explorar mais detalhadamente os aspectos vinculados ao comportamento da resistividade do arame-eletrodo (diferentes diâmetros e composições químicas), e das quedas de tensão anódica e catódica (U_{ac}), frente a diferentes combinações de parâmetros e, conseqüentemente, condições de soldagem, aplicando, por exemplo, filmagem de alta frequência simultaneamente a aquisição dos sinais elétricos.
- ✓ Explorar mais detalhadamente os aspectos vinculados aos valores do campo elétrico na coluna do arco (E) em função de diferentes combinações de parâmetros soldagem, sobretudo em relação aos diferentes gases de proteção.
- ✓ Aperfeiçoar o modelo para incluir detalhes adicionais, incluindo rotinas para descrever o crescimento, oscilação e, possivelmente, o destacamento da gota de metal líquido na ponta do arame-eletrodo. Podem ainda ser incorporadas mudanças na representação da fonte, incluindo mudanças de sua curva característica durante o processo e a pulsação de corrente.
- ✓ Expandir o modelo agregando dados em relação às características de vários gases de proteção, diferentes arames (diâmetro e composição química), tipos de chanfros e fontes de soldagem, possibilitando uma maior abrangência de simulação.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ADOLFSSON S.; BAHRAMI, A.; BOLMSJO, G.; CLAESSEN, I.. **On-Line Quality Monitoring in short-Circuit Gas Metal Arc Welding**. Welding Research Supplement, p.59-73, february,1999.

ALBERTAZZI, A.; SOUZA, A. R.. **Metrologia**. Barueri, SP: Ed. Manole, 2008.

ALFARO, S. C. A.; CARVALHO, G. C., MELO JUNIOR, S. A.. **Stand off's indirect estimation in GMAW**. Journal of Materials Processing Technology, p. 157-158, 2004.

ALLUM, C. J.; QUINTINO, M.L.. **Pulsed GMAW, interactions and process parameters - parts 1 & 2**. Weld. & Metal Fab., p. 85-89 e 126-129, 1984.

ALLUM, C. J.. **Metal transfer in arc welding as a varicose instabilidade: I - varicose instability in a current-carrying liquid cylinder with surface charge**. Journal of Physics D: Applied Physics 18: p. 1431-1446, 1985a.

ALLUM, C. J.. **Metal transfer in arc welding as a varicose instabilidade: II. development of model for arc welding**. Journal of Physics D: Applied Physics 18, p. 1447-1468, 1985b.

AMSON, J. C.. **Lorentz force in the molten tip of an arc electrode**. Brit. J. Appl. Phys., p. 1169-1179, 1965.

ASM. **Gas-metal arc welding**. Welding Handbook. 2.ed., v.6, 1994. p. 569-581.

ATES, H.. **Prediction of gas metal arc welding parameters based on artificial neural networks**. Materials and Design, p. 2015-2023, 2007.

BAZARGAN-LARI, Y.; EGHTEHAD, M.; ASSADSANGABI, B.. **Study of internal dynamics stability and regulation of globular-spray mode of GMAW process via**

MIMO feedback-linearization scheme. 12th International conference on Intelligent Engineering Systems, Miami, p. 31-36, 2008.

BENYOUNIS, K. Y.; OLABI, A. G.. **Optimization of different welding processes using statistical and numerical approaches - A reference guide.** Advances in Engineering Software 39, p. 483-496, 2008.

BHADESHIA, H. K. D. H..**Complex weldment properties: trends in predictive power.** 6th International Conference on Trends in Welding Research, ASM International, Atlanta, Georgia, USA, 2002.

BHADESHIA, H. K. D. H.; FRANCIS, J. A.; STONE, H. J.; KUNDU, S.; ROGGE, R. B.; WITHERS, P. J.; KARLSSON, L.. **Transformation Plasticity in Steel Weld Metals.** 10th International Aachen welding Conference, 22 à 25 October 2007.

BINGUL, Z.. **Stability consideration for that gas metal arc welding process.** Master Tese, Vanderbilt University, 1996.

BINGUL, Z.. **Dynamic Modeling of the gas metal arc welding process.** Tese, Vanderbilt University, 2000.

BINGUL, Z.; COOK, G. E.. **A real time prediction model of electrode extension for GMAW.** IEEE/ASME Transactions On Mechatronics, vol. 11, n. 1, February, p.47-54, 2006.

BROSILOW, R.. **Gases for shielded metal arc welding.** Welding Design and Fabrication, p.63-69, 1978.

CARY, H. B.. **Modern welding technology.** 4 ed. New Jersey: Prentice Hall, 1998. 780p.

CHO, M. H.; LIM, Y. C.; FARSON, D. F.. **Simulation of weld pool dynamics in the**

stationary pulsed gas metal arc welding process and final weld shape. Welding Research Supplement, p. 271-283, December, 2006.

CHOI, B. J. H.; LEE, J. Y.; YOO, C. D.. **Simulation of dynamic behavior in a GMAW system.** Welding Journal, p. 239-245, October, 2001.

CHOI, J. H.; LEE, J.; YOO, C. D.. **Dynamic force balance model for metal transfer analysis in arc welding.** IOP Publishing Ltd, p. 2658-2664, April, 2001.

CHOI, S K.; YOO, C. D.; KIM Y. S.. **The dynamic analysis of metal transfer in pulsed current gas metal arc welding.** IOP Publishing Ltd, p. 207-215, 1998.

CHOI, S K.; YOO, C. D.; KIM Y. S.. **Dimensional analysis of metal transfer in GMA welding.** IOP Publishing Ltd, p. 326-334, 1999.

COSTA, C. M. S.. **Fenômenos de instabilidade do arco na soldagem GMAW com gases de baixo potencial de oxidação.** Tese Doutorado, UFMG, 2006.

CRC. **Chemistry and physics.** Handbook. 72. Ed. Boston, 1991-1992. Section 12, Properties of Solids.

FAN, H. G.; KOVACEVIC, R.. **Dynamic analysis of globular metal transfer in gas metal arc welding a comparison of numerical and experimental results.** IOP Publishing Ltd., p. 2929-2941, 1998.

FAN, H. G.; KOVACEVIC, R.. **Droplet formation, detachment, and impingement on the molten pool in Gas Metal Arc Welding.** Metallurgical and Materials Transactions B, p. 791-801, 1999.

FUJIMURA, H; IDE, E.; INOUE H.. **Estimation of contact tip-workpiece distance in gas shielded metal arc welding.** Quarterly Journal of the Japan Welding Society, p. 311-316, 1988.

GOLOB, M.; KOVES, A.; PUKLAVEC, A.; TOVORNIK, B.. **Modelling, simulation and fuzzy control of the gmaw welding process**. 15^o Triennial Word Congress Barcelona, Spain, 2002.

GREENE, W. J.. **An analysis of transfer in gas-shilded welding arc**. Trans. AIEE part. 2, 7: p. 194-203, 1960.

GUILE, A. E.. **Arc cathode and anode phenomena**. Annual Assembly of the International Institute of Welding, 1970.

HALMOY, E.. **Wire melting rate, droplet temperature, and effective anode melting potential**. Arc Physics and Weld Pool Behavior Intl. Conf. London. UK, May, 1979.

HAIDAR, J.; LOWKE J. J.. **Predictions of metal droplet formation in arc welding**. IOP Publishing Ltd, p. 2951-2960, 1996.

HAIDAR, J.. **An analysis of the formation of metal droplets in arc welding**. IOP Publishing Ltd, p. 1233-1244, 1998(a).

HAIDAR, J.; LOWKE J. J.. **Predictions of metal droplet formation in gas metal arc welding II**. Journal Of Applied Physics. v. 84, p. 3530-3540, October 1998(b).

HAIDAR, J.. **A Theoretical model for gas metal arc welding and gas tungsten arc welding I**. Journal of Applied Physics. v. 84, p. 3518-3529, July 1998(c).

HAJOSSY, R.; MORVA I.. **Cathode and anode fall of arcs with fusible electrode**. Journal of Applied Physics. v. 27, p. 2095-2101, 1994.

HALLIDAY, D.; RESNICK, R.. **Física**. 3. ed.. Rio de Janeiro: Livros técnicos e científicos Editora S.A., 1980, 318p.

HERMANS M. J. M.; DEN OUDEN G.. **Process behavior and stability in short**

circuit gas metal arc welding. Welding Research Supplement, p.137-141, april, 1999.

HILTON, D. E.; NORRISH, J.. **Shielding gases for arc welding.** Welding and Metal Fabrication, p. 189-196, may/june, 1988.

IODACHESCU, D.; QUINTINO, L.. **Steps toward a new classification of metal transfer in gas metal arc welding.** Journal of Materials Processing Technology, p. 391-397, 2008.

JACOBSEN, N.. **Monopulse investigation of drop detachment in pulsed gas metal arc welding.** IOP Publishing Ltd, p.783-797, 1992.

JONES, L. A.; EAGAR, T. W.; LANG, J. H.. **A dynamic model of drops detaching from a gas metal arc welding electrode.** IOP Publishing Ltd, p. 107-123, 1998a.

JONES, L. A.; EAGAR, T. W.; LANG, J. H.. **Magnetic forces acting on molten drops in gas metal arc welding.** IOP Publishing Ltd, p. 93-106, 1998b.

JONES, L. A.; EAGAR, T. W.; Lang, J. H.. **Images of steel electrode in Ar-2%O₂ shielding during constant current gas metal arc welding.** Welding Journal, 77 (4), p. 135-141, 1998c.

JONSSON, P. G.; SZEKELY, J.; CHOO, R. T. C.; QUINN T. P.. **Mathematical models phenomena associated with arc-welding process: a survey.** Modelling Simul. Mater Eng. 2, p. 995-1016, 1994.

JILUAN P.. **Arc welding control.** 1. ed. Cambridge England: Woodhead Publishing Limited, 2003. 603p.

KENNED, C. D.. **Gas mixtures in welding.** The Australian welding journal, p. 38-52, 1970.

KIM, I. S.; SON, J. S.; PARK, C. E.; KIM, I. J.; KIM, H. H.. **An investigation into an**

intelligent system for predicting bead geometry in GMA welding process. Journal of Materials Processing Technology, p. 113-118, 2005.

KIM, Y. S.. **Metal transfer in gas metal arc welding.** Tese - Massachusetts Institute of Technology, 1989.

KIM, Y. S.; MCELIGOT D. M.; EAGAR T. W.. **Analyses of eletrode heat transfer in gas metal arc welding.** Welding Research Supplement, p. 20-31, 1991.

KIM, Y. S.; EAGAR, T. W.. **Analysis of Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding.** Welding Research Supplement, p. 269-278, 1993.

KUJAMPAA, V. P.; KARJALAINEN, L. P.; SIKANEN, A. V.. **Role of shielding gases in discontinuity formation in GTA welding of austenitic stainless steel strips.** Welding Research Supplement, p. 150-155, 1984.

LANCASTER, J. F.. **The physics of welding.** Phys. Technol. v.15, p. 73 - 89, 1984.

LANCASTER, J. F.. **The physics of welding.** 2. ed., Belo Horizonte: Editora Pergamon Press, 1986. 340p.

LESNEWICH, A.. **Control of melting rate and metal transfer. parts I & II.** Welding Journal, p. 343-353 e 418-425, 1958.

LIN, Q.; LI, X.; SIMPSON, S. W.. **Metal transfer measurements in gas metal arc welding.** IOP Publishing Ltd, p. 347-353, 2001.

LINDEGREN, L. E.. **Numerical modeling of welding.** Comput. Methods Appl. Mech. Engrg. p. 6710-6736, 2006.

MARQUES, P. V.; MODENESI, P. J.; BRACARENSE, A. Q.. **Soldagem - fundamentos e tecnologia.** 3. ed. rev. Belo Horizonte: Editora UFMG, 2009. 362p.

MATUMOTO, J.; OBATA, R.; TERAMOTO, T.; MATUMOTO, J.. **Some characteristics of electrode melting phenomena in narrow gap MIG-Arc Welding.** Trans. Japan Weld. Soc., p. 3-8, 1980.

MURRAY P. E.. **Selecting parameters for GMAW using dimensional analysis.** Welding Journal, p. 125-131, 2002.

MODENESI, P. J.; REIS, R. I.. **A model for melting rate phenomena in GMA welding.** Journal of Materials Processing Technology, p. 199-205, 2007.

MODENESI, P. J.. **Introdução à física do arco elétrico e sua aplicação na soldagem dos metais.** Belo Horizonte: Departamento de Engenharia Metalurgia da UFMG, 2007. 146p.(Apostila).

NENCHINSKY, V. A.. **Size and shape of the liquid droplet at the molten tip of an arc electrode.** J. Phys. D: Appl. Phys. 27, p. 1433 - 1442, 1994.

NENCHINSKY, V. A.. **The effect of the type of plasma gas on current constriction at the molten tip of an arc electrode.** J. Phys. D: Appl. Phys. 29, p. 1202 - 1208, 1996.

NENCHINSKY, V. A.. **Electrode melting during arc welding with pulsed current.** J. Phys. D: Appl. Phys. 31, p. 2797 - 2802, 1998.

NGO, M. D.; Duy, V. H.; Phuong, N. T.; Kim, H. K.; Kim, S. B.. **Development of digital gas metal arc welding system.** Journal of Materials Processing Technology, p. 384-391, 2007.

NUNES, J. L.. **Metal transfer investigations with a synergic power supply.** 1982. 198f. MSc Thesis - Cranfield Institute of Technology, 1982.

PONOMAREV, V., *et al.* **Arc welding process statistical analysis. Methodical approaches, analysis conceptions, experiences.** The International Conference on the

Joining of Materials; Helsing/or; Denmark; 12-14 May 1997. p. 456-461, 1997.

PRAVEEN, P.; YARLAGADDA P. K. D. V.; KANG, M. J., **Advancements in pulse gas metal arc welding**. Journal of Materials Processing Technology, p. 164-165, 2005.

QUINN, T. P.; SMITH, C.; McCOWAN, C. N.; BLACHOWIAK, E.; MADIGAN, R. B.. **Arc sensing for defect in constant-voltage gas metal arc welding**. Welding Research supplement, p. 322-328, 1999.

QUINTINO, M.L.; ALLUM, C. J.. **Pulsed GMAW, interactions and process parameters - parts 1 & 2**. Weld. & Metal Fab, p. 85-89,1984.

REDDING, C. J.. **Fume model for gas metal arc welding**. Welding Journal, p. 95-103, 2002.

REED-HILL, R. E.; ABBASCHIAN, R.; ABBASCHIAN, L.. **Physical metallurgy principles**. Boston: Editora PWS - Kent Publishing Company, 1999. 914p.

REIS, R. I.. **Anomalias na velocidade de fusão do eletrodo na soldagem GMAW**. Tese Doutorado, UFMG, 2004.

SCOTTI, A; PONOMAREV, V.. **Soldagem MIG/MAG: melhor entendimento, melhor desempenho**. São Paulo: Editora Artliber, 2008. 284p.

SHEPARD, M. E.. **Modeling of self-regulation in Gas-Metal Arc Welding**. Tese, Vanderbilt University, 1991.

SIMPSON, S. W.. **Metal transfer instability in gas metal arc welding**. Science and Technology of welding and joining, 2009, p.262-273.

SMATI, Z.. **Automatic pulsed MIG welding**. Metal Construction, vol.18, p. 38-44, 1986.

SUBAN, M.; TUSEK, J.. **Dependence of melting rate in MIG/MAG welding on the type of shielding gas used.** Journal of Materials Processing Technology, p. 185-192, 2001.

SUBRAMANIAM, S.; WHITE, D. R.; JONES, J. E.; LYONS, D. W.. **Experimental approach to selection of pulsing parameters in pulsed GMAW.** Welding Research supplement, p. 166-172, 1999.

TERASAKI, H.; SIMPSON, S. W.. **Circuit simulation for gas metal arc welding system.** Science and Technology of Welding and Joining, p. 121-124, 2005.

TERASAKI, H.; SIMPSON, S. W.. **Circuit simulation for gas metal arc welding system.** The 47th International Midwest Symposium on Circuits and System, University of Sydney, p. 387-390, 2006.

TUSEK, J.; SUBAN, M.. **Experimental research of the effect of hydrogen in argon as a shielding gas in arc welding of high-alloy stainless steel.** International Journal of Hydrogen Energy, p. 369-376, 2000.

URMSTON, D.; HILTON, D.; STARES, I.. **Development of shielding gases for stainless steel welding.** Welding & Metal fabrication, p. 165-168, april, 1994.

USHIO M.. **Arc discharge and electrode phenomena.** Pure & Appl. Chem., Vol. 60, p. 809-814, 1988.

VAIDYA, V. V.. **Shielding gas mixtures for semiautomatic welds.** Welding Journal, p. 43-48, September, 2002.

VIDEOSOLDA. **Processo MIG/MAG.** ABS-Associação Brasileira de Soldagem.DVD. 2008.

WAHAB, M. A.; PAINTER, M. J.. **Numerical models of gas metal arc welds using**

experimentally determined weld pool shapes as the representation of the welding heat source. Int. J. Pres. Ves. & Piping, p. 153-159, may, 1997.

WANG, F.; HOU, W. K.; HU, S. J.; KANNATEY-ASIBU, E.; SCHULTZ, W. W.; WANG, P. C.. **Modeling and analysis of metal transfer in gas metal arc welding.** Journal of Physics D: Applied Physics, p. 1143-1152, April, 2003.

WASZINK, J. H.; VAN DEN HEUVEL, G. J. P. M.. **Heat generation and heat flow in filler metal in GMAW.** Welding Journal, vol.61, p. 269-282, November, 1982.

WIKTOROWICZ, R.; GROUCH, J.. **Shielding gas developments for TIG welding of duplex and super duplex stainless steels.** Welding & Metal Fabrication, October , p. 379-382, 1994.

WANG. Y.; TSAI, H. L.. **Impingement of filler droplets and weld pool dynamics during gas metal arc welding process.** International Journal of Heat and Mass Transfer 44, p. 2067-2080, 2001.

WANG, F.; HOU, W. K.; HU, S. J.; KANNATEY-ASIBU, E.; SCHULTZ, W. W.; WANG, P. C.. **Modeling and analysis of metal transfer in gas metal arc welding.** J. Phys. D: Appl. Phys. 36, p. 1143-1152, 2003.

WANG, G.; HUANG, P.G; ZHANG, Y.M.. **Numerical analysis of metal transfer in gas metal arc welding under modified pulsed current conditions.** Metallurgical and Materials Transactions B., p. 857-865, October 2004.

WU, C. S.; CHEN, M. A.; LI, S. K.. **Analysis of excited droplet oscillation and detachment in active control of metal transfer.** ELSEVIER, Computational Materials Science 31, p. 147-154, 2004.

WU, C. S.; POLTE, T.; REHFELDT, D.. **A fuzzy logic system for process monitoring and quality evaluation in GMAW.** Welding Research Supplement, p. 33-38, February

2001.

XU, P.; RADOS, M.; SIMPSON, S. W.. **Circuit simulation for gas metal arc welding**. Science and Technology of welding and Joining, p. 341-346, 1999.

YAMAMOTO, T.; OHJI, F.; MIYASAKA, F.; TSUJI, Y.. **Mathematical modeling of metal active gas arc welding**. Science and Technology of Welding and Joining, p. 260-264, 2002.

ZHU, P.; SIMPSON, S.. **Voltage change in the GMAW process due to the influence of a droplet travelling in the arc**. Science and Technology of Welding and Joining, p. 244- 251, 2005.

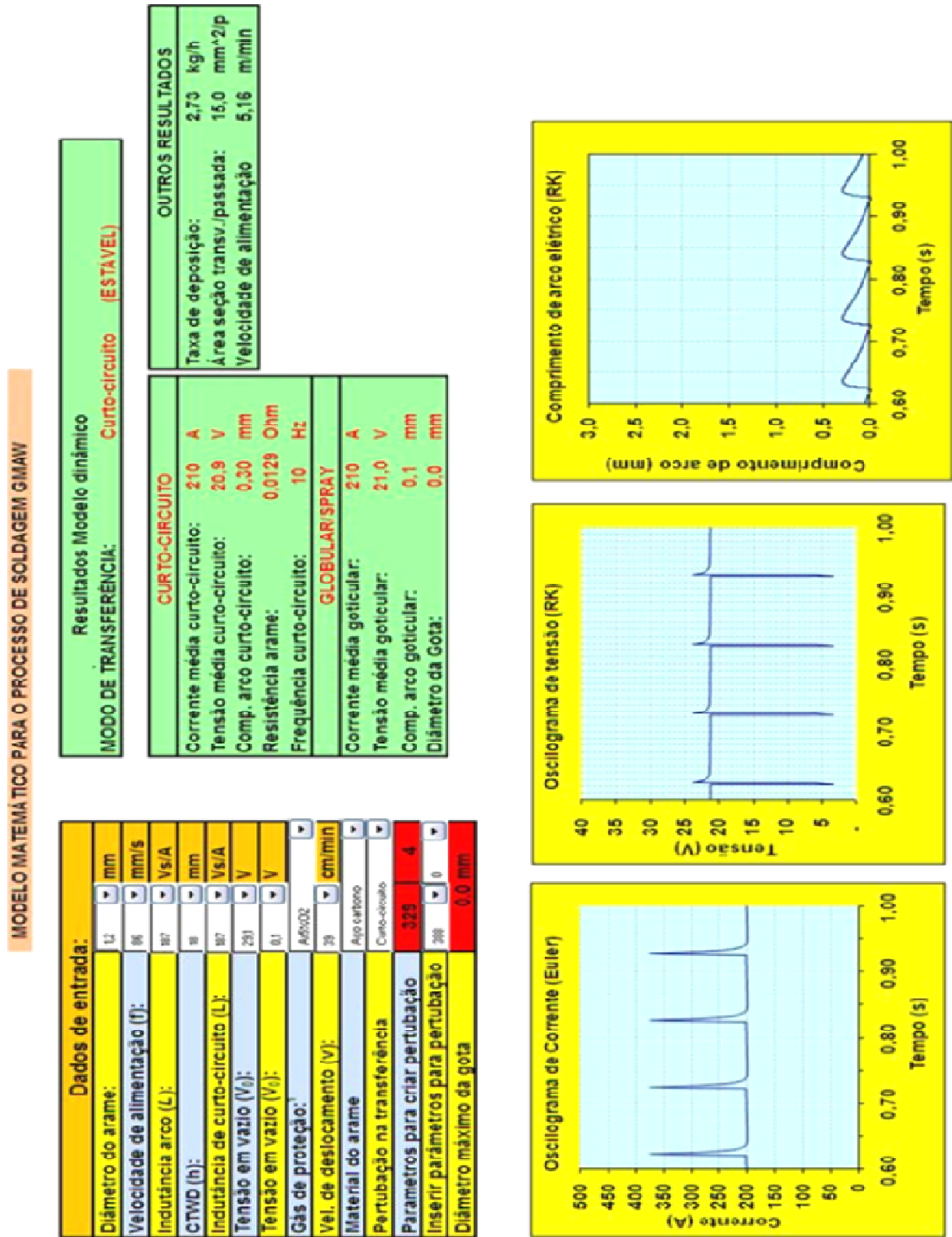
PUBLICAÇÕES DO AUTOR REFERENTES AO TRABALHO

O Trabalho apresentado possibilitou, até o presente momento, as seguintes publicações:

SANTANA, I. J.; MODENESI, P. J.. **Modelagem matemática do processo de soldagem GMAW modelo estático**. V Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 2009, Belo Horizonte. Anais do V Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação. São Paulo: Associação Brasileira de Engenharia e Ciências Mecânicas, 2009.

SANTANA, I. J.; MODENESI, P. J.; COTA, J. C. R.. **Modelagem matemática do processo de soldagem GMAW**. CONSOLDA, 2009, Piracicaba. XXXV CONSOLDA - Congresso Nacional de Soldagem, 2009.

Tela de comandos e respostas do modelo dinâmico.



Planilha de cálculo do programa dinâmico.

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	O	P	Q	R	S	T	U
1	K	t N	IE	SE	TRK	STRK	Yn	K1	K2	K3	K4	Zn	K1 S	K2 S	K3 S	K4 S	Delta T1	Fensao E	Fensao RK	Lo E	Lo RK
2	0	0,000000	100,00	30,000	100,00	30,000	11,489	11,711	11,486	11,49	11,269	0,01	0,0071	0,0071	0,0071	0,007095823	0,007099543	3,30	3,30	-12,00	-12,00
3	1	0,000100	111,71	17,997	111,49	17,997	11,794	11,955	11,792	11,795	11,506	0,01	0,0075	0,0075	0,0075	0,007481279	0,007481047	2,35	2,35	0,00	0,00
4	2	0,000200	123,69	17,994	123,28	17,994	11,422	11,606	11,42	11,423	11,24	0,01	0,0072	0,0072	0,0072	0,0072323	0,007232025	2,80	2,80	0,00	0,00
5	3	0,000300	134,71	17,991	134,17	17,991	11,062	11,224	11,06	11,063	10,855	0,01	0,0067	0,0067	0,0067	0,006696411	0,006696705	2,84	2,83	0,00	0,00
6	4	0,000400	146,50	17,988	145,71	17,988	10,713	10,885	10,711	10,542	10,345	0,01	0,0067	0,0067	0,0067	0,006686606	0,006686251	3,07	3,06	0,00	0,00
7	5	0,000500	157,37	17,985	156,48	17,985	10,375	10,542	10,373	10,376	10,209	0,01	0,0064	0,0064	0,0064	0,00639723	0,006397332	3,30	3,28	0,00	0,00
8	6	0,000600	167,58	17,982	166,85	17,982	9,976	10,149	9,976	10,048	9,837	0,01	0,0061	0,0061	0,0061	0,006096455	0,006096031	3,52	3,50	0,00	0,00
9	7	0,000700	178,06	17,979	176,90	17,979	9,706	9,875	9,706	9,715	9,574	0,01	0,0058	0,0058	0,0058	0,005785357	0,005785905	3,74	3,71	0,00	0,00
10	8	0,000800	187,51	17,976	186,63	17,976	9,4238	9,597	9,4231	9,4246	9,274	0,01	0,0055	0,0055	0,0055	0,005468861	0,005468385	3,94	3,91	0,00	0,00
11	9	0,000900	197,44	17,973	196,05	17,973	9,1266	9,298	9,1251	9,1274	8,981	0,01	0,0051	0,0051	0,0051	0,00514528	0,005144785	4,14	4,11	0,00	0,00
12	10	0,001000	206,67	17,970	205,18	17,970	8,8389	8,9814	8,8374	8,8397	8,699	0,00	0,0048	0,0048	0,0048	0,004816817	0,00481631	4,33	4,30	0,00	0,00
13	11	0,001100	215,60	17,967	214,02	17,967	8,5603	8,6983	8,5588	8,561	8,4237	0,00	0,0045	0,0045	0,0045	0,004484578	0,004484062	4,52	4,49	0,00	0,00
14	12	0,001200	224,25	17,964	222,68	17,964	8,2905	8,4241	8,2901	8,2912	8,1533	0,00	0,0042	0,0042	0,0042	0,004145685	0,004145061	4,70	4,67	0,00	0,00
15	13	0,001300	232,62	17,961	230,87	17,961	8,0292	8,1586	8,0278	8,0299	7,9012	0,00	0,0038	0,0038	0,0038	0,003812705	0,003812197	4,88	4,84	0,00	0,00
16	14	0,001400	240,72	17,958	238,90	17,958	7,7762	7,9016	7,7749	7,7769	7,6522	0,00	0,0035	0,0035	0,0035	0,003474836	0,00347434	5,05	5,01	0,00	0,00
17	15	0,001500	248,57	17,955	246,68	17,955	7,5313	7,6526	7,53	7,5319	7,4112	0,00	0,0031	0,0031	0,0031	0,003135722	0,003135245	5,21	5,17	0,00	0,00
18	16	0,001600	256,16	17,952	254,21	17,952	7,294	7,4116	7,2928	7,2947	7,1777	0,00	0,0028	0,0028	0,0028	0,002795057	0,002795605	5,37	5,33	0,00	0,00
19	17	0,001700	263,51	17,949	261,60	17,949	7,0643	7,1782	7,0631	7,0649	6,9517	0,00	0,0025	0,0025	0,0025	0,002465471	0,002465205	5,52	5,48	0,00	0,00
20	18	0,001800	270,62	17,946	268,57	17,946	6,8419	6,9521	6,8407	6,8425	6,7328	0,00	0,0021	0,0021	0,0021	0,002121532	0,002121749	5,67	5,63	0,00	0,00
21	19	0,001900	277,51	17,943	275,41	17,943	6,6265	6,7332	6,6253	6,627	6,5208	0,00	0,0018	0,0018	0,0018	0,001794755	0,001794415	5,81	5,77	0,00	0,00
22	20	0,002000	284,17	17,940	282,04	17,940	6,4179	6,5213	6,4168	6,4184	6,3155	0,00	0,0015	0,0015	0,0015	0,0014648	0,001464303	5,95	5,91	0,00	0,00
23	21	0,002100	290,63	17,937	288,45	17,937	6,2159	6,316	6,2148	6,2164	6,1188	0,00	0,0011	0,0011	0,0011	0,001137482	0,001137245	6,08	6,04	0,00	0,00
24	22	0,002200	296,87	17,934	294,67	17,934	6,0203	6,1173	6,0192	6,0208	5,9243	0,00	0,0008	0,0008	0,0008	0,000813771	0,000813594	6,21	6,17	0,00	0,00
25	23	0,002300	302,92	17,931	300,69	17,931	5,8309	5,9248	5,8299	5,8314	5,7379	0,00	0,0005	0,0005	0,0005	0,000493794	0,000493683	6,34	6,29	0,00	0,00
26	24	0,002400	308,77	17,928	306,52	17,928	5,6474	5,7384	5,6465	5,6479	5,5574	0,00	0,0002	0,0002	0,0002	0,000177845	0,000177803	6,46	6,41	0,00	0,00
27	25	0,002500	314,44	17,925	312,17	17,925	5,4698	5,5579	5,4689	5,4703	5,3826	0,00	-1E-04	-1E-04	-1E-04	-0,00014088	-0,00014087	6,58	6,53	0,00	0,00
28	26	0,002600	319,93	17,922	317,64	17,922	5,2978	5,3832	5,2969	5,2983	5,2134	0,00	-4E-04	-4E-04	-4E-04	-0,00074544	-0,00074524	6,69	6,65	0,00	0,00
29	27	0,002700	325,23	17,919	322,94	17,919	5,1310	5,2139	5,1304	5,1317	5,0495	0,00	-7E-04	-7E-04	-7E-04	-0,00104103	-0,00104075	6,80	6,76	0,00	0,00
30	28	0,002800	330,38	17,916	328,07	17,916	4,97	5,05	4,9691	4,9704	4,8908	0,00	-0,0001	-0,0001	-0,0001	-0,00104103	-0,00104075	6,91	6,86	0,00	0,00
31	29	0,002900	335,35	17,913	333,04	17,913	4,8138	4,8913	4,813	4,8142	4,7371	0,00	-0,0001	-0,0001	-0,0001	-0,00104103	-0,00104075	7,01	6,96	0,00	0,00
32	30	0,003000	340,17	17,910	337,85	17,910	4,6625	4,7376	4,6617	4,663	4,5882	0,00	-0,0002	-0,0002	-0,0002	-0,00162105	-0,00162029	7,11	7,06	0,00	0,00
33	31	0,003100	344,83	17,907	342,51	17,907	4,5161	4,5888	4,5153	4,5165	4,441	0,00	-0,0002	-0,0002	-0,0002	-0,00190327	-0,0019021	7,21	7,16	0,00	0,00
34	32	0,003200	349,35	17,904	347,03	17,904	4,3742	4,4447	4,3735	4,3746	4,3045	0,00	-0,0002	-0,0002	-0,0002	-0,00216018	-0,00217932	7,30	7,25	0,00	0,00
35	33	0,003300	353,72	17,901	351,40	17,901	4,2369	4,3051	4,2362	4,2373	4,1694	0,00	-0,0002	-0,0002	-0,0002	-0,00245172	-0,00245095	7,39	7,34	0,00	0,00
36	34	0,003400	357,95	17,898	355,64	17,898	4,1039	4,17	4,1032	4,1043	4,0395	0,00	-0,0003	-0,0003	-0,0003	-0,00271785	-0,00271699	7,48	7,43	0,00	0,00
37	35	0,003500	362,04	17,895	359,74	17,895	3,9751	4,0391	3,9744	3,9754	3,9118	0,00	-0,0003	-0,0003	-0,0003	-0,00297853	-0,00297757	7,56	7,52	0,00	0,00
38	36	0,003600	366,01	17,892	363,72	17,892	3,8504	3,924	3,8497	3,8507	3,789	0,00	-0,0003	-0,0003	-0,0003	-0,00323375	-0,00323259	7,65	7,60	0,00	0,00
39	37	0,003700	369,85	17,888	367,57	17,888	3,7286	3,7987	3,729	3,73	3,6702	0,00	-0,0003	-0,0003	-0,0003	-0,00346336	-0,00346218	7,73	7,68	0,00	0,00
40	38	0,003800	373,57	17,885	371,20	17,885	3,6128	3,6799	3,6121	3,6131	3,5552	0,00	-0,0004	-0,0004	-0,0004	-0,00372733	-0,00372605	7,80	7,75	0,00	0,00
41	39	0,003900	377,15	17,881	374,81	17,882	3,4996	3,566	3,499	3,5	3,4439	0,00	-0,0004	-0,0004	-0,0004	-0,00396569	-0,0039643	7,88	7,83	0,00	0,00
42	40	0,004000	380,65	17,877	378,41	17,878	3,3901	3,4447	3,3896	3,3904	3,3361	0,00	-0,0004	-0,0004	-0,0004	-0,00418458	-0,00418505	7,96	7,90	0,00	0,00
43	41	0,004100	374,13	17,882	381,80	17,873	-6,452	-6,556	-6,451	-6,453	-6,35	-0,02	-0,015	-0,015	-0,015	-0,0151687	-0,01519133	26,31	26,47	0,01	0,00
44	42	0,004200	397,62	17,847	375,35	17,856	-6,25	-6,351	-6,249	-6,251	-6,151	-0,01	-0,015	-0,015	-0,015	-0,01456768	-0,01456274	26,18	26,34	0,02	0,01
45	43	0,004300	351,70	17,933	369,10	17,944	-6,055	-6,152	-6,054	-6,055	-5,958	-0,01	-0,014	-0,014	-0,014	-0,01396645	-0,0139617	26,06	26,21	0,03	0,02
46	44	0,004400	355,79	17,920	363,04	17,930	-5,865	-5,959	-5,864	-5,865	-5,772	-0,01	-0,013	-0,013	-0,013	-0,01339123	-0,01338662	25,94	26,09	0,04	0,03
47	45	0,004500	350,06	17,907	357,18	17,916	-5,682	-5,773	-5,681	-5,682	-5,591	-0,01	-0,013	-0,013	-0,013	-0,0126409	-0,0126363	25,82	25,97	0,05	0,04
48	46	0,004600	344,44	17,894	351,45	17,903	-5,504	-5,595	-5,503	-5,504	-5,416	0,00	0,0000	0,0000	0,0000	0,00000000	0,00000000	5,54	5,54	0,06	0,05