

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

Tese de Doutorado

**“Anomalias na Velocidade de Fusão
do Eletrodo na Soldagem GMAW”**

Autor: Ronald Izidoro Reis
Orientador: Prof. Paulo José Modenesi
Janeiro/2004

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

Ronald Izidoro Reis

**“ANOMALIAS NA VELOCIDADE DE FUSÃO
DO ELETRODO NA SOLDAGEM GMAW”**

Tese de Doutorado apresentada ao Curso de Pós-Graduação em
Engenharia Metalúrgica e de Minas da Universidade Federal de
Minas Gerais

Área de Concentração: Metalurgia de Transformação/Soldagem
Orientador: Prof. Paulo José Modenesi

Belo Horizonte
Escola de Engenharia da UFMG
2004

À Deus por tudo.

À minha esposa, Ducinalva,
pelo apoio, compreensão e
paciência.

Ao meu filho Ronald Júnior.

AGRADECIMENTOS:

- Ao Professor Paulo José Modenesi, pela amizade, apoio, confiança e orientação segura ao longo de todo o trabalho.
- Ao CNPq, pelos recursos financeiros necessários para a realização de grande parte deste trabalho.
- Aos alunos de iniciação científica, Éder Alves Lemos e Anderson Freitas Guimarães, pelo apoio na parte final do trabalho.
- Ao Professor Cícero Murta Diniz Starling, pelo apoio na realização da filmagem de alta velocidade.
- Ao Professor Alexandre Queiroz Bracarense, pelo apoio com os equipamentos de filmagem de alta velocidade.
- Aos funcionários do curso de pós-graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas.
- Aos colegas do curso de pós-graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas, pela amizade e companheirismo.
- A Divisão de Sistemas Bélicos (ASB) do Instituto de Aeronáutica e Espaço (IAE) do Centro Técnico Aeroespacial (CTA), pelo apoio na conclusão da parte final deste trabalho. Em particular, aos colegas de trabalho, pela amizade e incentivo.

SUMÁRIO:

LISTA DE FIGURAS	<i>ix</i>
LISTA DE TABELAS	<i>xvi</i>
LISTA DE NOTAÇÕES	<i>xviii</i>
RESUMO	<i>xxi</i>
ABSTRAT.....	<i>xxii</i>
INTRODUÇÃO.....	1
OBJETIVOS.....	4
CAPÍTULO 3 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
3.1 Fundamentos do Processo de Soldagem GMAW	5
3.2 Transferência de Metal	10
3.2.1 Transferência por Curto-Circuito	12
3.2.2 Transferência Globular	14
3.2.3 Transferência Spray	15
3.2.4 Transferência com Corrente Pulsada	19
3.2.5 Estudo do Tipo de Transferência Metálica	22
3.3 Velocidade de Fusão	24
3.3.1 Aquecimento Anódico	24
3.3.2 Aquecimento devido à Resistência Elétrica.....	26
3.3.3 Aquecimento devido a Radiação	26
3.3.4 Modelos.....	27
3.3.4.1 Distribuição de Temperatura no Eletrodo	27
3.3.4.2 Balanço Térmico na Ponta do Eletrodo	29
3.3.5 Variáveis de Importantes	35
(i) Corrente de Soldagem.....	35
(ii) Comprimento do Eletrodo	38
(iii) Diâmetro do Eletrodo	40
(iv) Gás de Proteção	40
CAPÍTULO 4 - MATERIAIS E MÉTODOS.....	44
4.1 Materiais.....	44

4.2 Equipamento	46
4.3 Procedimento Experimental	48
4.3.1 Introdução	49
4.3.2 Caracterização dos Eletrodos	49
4.3.3 Estudo da Fusão do Eletrodo	55
(i) Desenvolvimento da Montagem	55
(ii) Procedimento Experimental	57
4.3.4 Estudo da Transferência de Metal	58
CAPÍTULO 5: RESULTADOS E DISCUSSÃO	61
5.1 Caracterização dos Arames de Aço Carbono e Aço Inoxidável	61
5.1.1 Arames de Aço Carbono	61
5.1.2 Arames de aço inoxidável	65
5.2 Testes de Soldagem	68
5.3 Análise da Velocidade de Fusão do Eletrodo	68
5.3.1 Efeito das variáveis de soldagem na velocidade de fusão	69
5.3.1.1 Efeito do diâmetro do arame eletrodo	69
5.3.1.2 Efeito do comprimento do eletrodo (s).....	71
5.3.1.3 Efeito do gás de proteção.....	72
5.3.1.4 Efeito do Material do Arame Eletrodo	74
5.3.2 Caracterização da anomalia na velocidade de fusão.....	78
5.3.3 Hipóteses para a Anomalia na Velocidade de Fusão	84
5.3.3.1 Uma Única Curva de wxI	85
5.3.3.2 Duas Curvas de WxI	89
5.3.4 Balanço de Energia na Fusão do Eletrodo e Modelo de Distribuição de Temperatura.....	90
5.3.4.1 Propriedades físicas dos arames de aço carbono	92
(i) Condutividade Térmica.....	92
(ii) Calor Específico	94
(iii) Resistividade Elétrica	95
5.3.4.2 Propriedades Físicas do Arame de Aço Inoxidável	96

(i) Condutividade Térmica	96
(ii) Calor Específico	97
(iii) Resistividade Elétrica	98
5.3.4.3 Modelo de Distribuição de Temperatura	98
A) Distribuição de temperatura no eletrodo	99
CAPÍTULO 6 – CONCLUSÕES	115
CAPÍTULO 7 – CONTRIBUIÇÕES ORIGINAIS AO CONHECIMENTO E RELEVÂNCIA DOS RESULTADOS	117
CAPÍTULO 8 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	118
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	119
PUBLICAÇÕES RELACIONADAS COM O TRABALHO	126
DADOS BIOGRÁFICOS DO AUTOR	127
ANEXO A	128
ANEXO B.....	129

LISTA DE FIGURAS:

Figura 3.1 – Soldagem GMAW (esquemática).....	08
Figura 3.2– Modos de transferência metálica de acordo com a classificação IIV em um arco de soldagem	12
Figura 3.3– Variação instantânea da tensão e corrente do arco durante transferência por curto circuito	14
Figura 3.4– Mudança abrupta da frequência de gotas para diferentes gases de proteção	17
Figura 3.5– Transferência Pulsada	20
Figura 3.6– Princípio da Shadowgrafia (Back-lighting) aplicado à soldagem.....	23
Figura 3.7– Sistema de soldagem com um eletrodo consumível sendo alimentado com uma taxa f (MODENESI, 1996).....	27
Figura 3.8– Curvas de velocidade de fusão para arames 1,2mm.	36
Figura 3.9– Variação da velocidade de alimentação com a corrente de soldagem em uma máquina de corrente constante. Eletrodo de aço carbono de 1,0mm e extensão de 10mm e gás de proteção: Ar-5%CO ₂ (NUNES, 1982).....	37
Figura 3.10– Influência do comprimento do eletrodo (L) na velocidade de fusão, para diferentes diâmetros de arame de aço (TUSEK, 1996)	39
Figura 3.11– Velocidade de fusão do eletrodo de aço carbono com proteção de Ar.....	42
Figura 3.12– Velocidade de fusão do eletrodo de aço carbono com proteção de CO ₂	42
Figura 3.13– Velocidade de fusão do eletrodo de aço carbono soldando com proteção de He.....	43
Figura 3.14– Velocidade de fusão do eletrodo de aço carbono soldando com misturas de gases de proteção de Ar-He.	43
Figura 4.1– Fonte eletrônica multiprocessos INVERSAL 300 da IMC	47

Figura 4.2–	Sistema de Alimentação do arame. (a) potenciômetro de 10 k Ω , (b) alimentador de arame da White Martins, modelo SAWM-25, (c) carretel de arame e (d) fonte de tensão constante da white Martins, modelo VI-400.....	47
Figura 4.3–	Esquema da montagem experimental para medição da resistividade.....	49
Figura 4.4–	Representação esquemática da montagem dos equipamentos para realização dos testes de resistividade à temperatura de fusão.....	51
Figura 4.5–	Seqüência de ruptura do arame para a determinação da resistividade à temperatura de fusão.	52
Figura 4.6–	Curva de resistência elétrica em função do tempo durante o aquecimento do arame AWS E70S6-1mm por efeito Joule.....	53
Figura 4.7–	Regressão linear no início da curva (à temperatura ambiente). Análise feita para o arame E70S6-1mm.....	54
Figura 4.8–	Regressão linear no fim da curva (à temperatura de fusão). Análise feita para o arame E70S6-1mm.....	54
Figura 4.9–	Diagrama esquemático da montagem desenvolvida para os testes.....	55
Figura 4.10–	Definição do comprimento de arco e comprimento do eletrodo.....	56
Figura 4.12–	Montagem do equipamento utilizado para filmagem da transferência.	59
Figura 5.1–	Resistividade dos arames de aço carbono (a) em função do tempo de ensaio (obtida no presente trabalho) e (b) em função da temperatura, Fonte: WASZINK & Van den HEUVEL, 1979. Os pontos nas extremidades da curva (b) referem-se a valores da resistividade obtidos no presente trabalho.	63
Figura 5.2–	Comparação entre os valores de resistividade obtidos no presente trabalho com os arames (a) E70S3 e (b) E70S6 de 1,2mm com aqueles obtidos por WASZINK & Van den HEUVEL,1979.....	64

Figura 5.3–	Comparação entre os valores de resistividade obtidos no presente trabalho com o arame E70S6-1,0mm com aqueles obtidos por WASZINK & Van den HEUVEL,1979.....	64
Figura 5.4–	Resistividade para arame de aço inoxidável (a) em função do tempo, obtida no presente trabalho e (b) em função da temperatura (WASZINK & Van den HEUVEL, 1979).....	66
Figura 5.5–	Resistividade média entre os valores da literatura e os obtidos no presente trabalho para o arame de aço inoxidável.	67
Figura 5.6–	Influência do diâmetro do eletrodo na velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com extensão (s) de (a) 13mm e (b) 20mm. Gás de proteção: Ar-4%CO ₂	70
Figura 5.7–	Influência do diâmetro do eletrodo na velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com extensão de (a) 13mm e (b) 20mm. Gás de proteção: Ar-2%O ₂	70
Figura 5.8–	Influência do diâmetro do eletrodo na velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com extensão de (a) 13mm e (b) 20mm. Gás de proteção: Argônio puro.....	70
Figura 5.9–	Influência da extensão do eletrodo na velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com (a) 1mm e (b) 1,2mm de diâmetro. Gás de proteção: Ar-4%CO ₂	71
Figura 5.10–	Influência da extensão do eletrodo na velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com (a) 1mm e (b) 1,2mm de diâmetro. Gás de proteção: Ar-2%O ₂	72
Figura 5.11–	Influência da composição do gás de proteção na velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com (a) 1mm e (b) 1,2mm de diâmetro. Extensão do eletrodo: 13mm.....	74
Figura 5.12–	Influência da composição do gás de proteção na velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com (a) 1mm e (b) 1,2mm de diâmetro. Extensão do eletrodo: 20mm.....	74

Figura 5.13–	Velocidade de fusão para o arame de aço carbono e aço inoxidável. $s=13\text{mm}$. (a) Ar e (b) Ar-2%O ₂	75
Figura 5.14–	Velocidade de fusão para os arames de aço carbono AWS E70S3 e E70S6 com uma extensão de eletrodo de 13mm e proteção de Ar-4%CO ₂	76
Figura 5.15–	Relação entre a velocidade de fusão e a densidade de corrente para arames de diferentes diâmetros. Arame de aço carbono E70S6 com extensão de (a)13mm e (b) 20mm gás de proteção Ar-2%O ₂	76
Figura 5.16–	Velocidade de fusão do arame AWS E70S6 calculada por regressão linear e estimativa da velocidade de fusão do arame E70S3 considerando uma redução de 9% no coeficiente β (dados da figura 5.14).....	77
Figura 5.17–	Relação entre os valores medidos (w_{MED}) e calculados (w_{CALC}) da velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com diâmetro de (a) 1mm e (b) 1,2mm. Gás de proteção: Ar-4%CO ₂ e extensão do eletrodo: 13mm.....	79
Figura 5.18–	Relação entre os valores medidos (w_{MED}) e calculados (w_{CALC}) da velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com diâmetro de (a) 1mm e (b) 1,2mm. Gás de proteção: Ar-2%O ₂ e extensão do eletrodo: 13mm.....	80
Figura 5.19–	Relação entre os valores medidos (w_{MED}) e calculados (w_{CALC}) da velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com diâmetro de (a) 1mm e (b) 1,2mm. Gás de proteção: Argônio puro e extensão do eletrodo: 13mm.....	80
Figura 5.20–	Relação entre os valores medidos (w_{MED}) e calculados (w_{CALC}) da velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com diâmetro de (a) 1mm e (b) 1,2mm. Gás de proteção: Ar-4%CO ₂ e extensão do eletrodo: 20mm.....	81

Figura 5.21–	Relação entre os valores medidos (w_{MED}) e calculados (w_{CALC}) da velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com diâmetro de (a) 1mm e (b) 1,2mm. Gás de proteção: Ar-2%O ₂ e extensão do eletrodo: 20mm.	81
Figura 5.22	Relação entre os valores medidos (w_{MED}) e calculados (w_{CALC}) da velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com diâmetro de (a) 1mm e (b) 1,2mm. Gás de proteção: Argônio puro e extensão do eletrodo: 20mm.....	82
Figura 5.23–	Relação entre os valores medidos (w_{MED}) e calculados (w_{CALC}) da velocidade de fusão do arame de aço inoxidável E308LSi com 1,2mm diâmetro, gás de proteção (a) Argônio e (b)Ar-2%O ₂ e extensão do eletrodo: 13mm.	82
Figura 5.24–	Curva de regressão aproximada aos dados da velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com extensão de 13mm e diâmetros (a) 1,0mm e (b)1,2mm. Gás de proteção: Ar-4%CO ₂	88
Figura 5.25–	Residuais dos dados da figura anterior. (a) 1,0mm e (b)1,2mm. Os dados localizados entre as duas linhas pontilhadas não entraram na regressão.	89
Figura 5.26–	Dados de condutividade térmica para o arame de aço carbono (a) valores $k(T)$ retirados de ÖZİŞİK (1990:631) e (b) valores médios calculados para (Fe_{PURO} e $Fe_{0,5\%C}$)	92
Figura 5.27–	Curva de $k(T)$ determinada através de valores calculados da equação de regressão.	93
Figura 5.28–	Dados de entalpia fornecidos por CARVALHO et al.(1977)	94
Figura 5.29–	Dados do calor específico para o arame de aço carbono.	95
Figura 5.30–	Condutividade térmica para o arame de aço inoxidável MIETTINEN (1997).	97
Figura 5.31–	Calor específico do aço inoxidável AISI 304 (BOGAARD, 1993:379)	97

Figura 5.32–	Distribuição de temperatura no eletrodo prevista pelo modelo para diferentes níveis de corrente.....	100
Figura 5.33–	Variação da tensão V_{ARC} que caracteriza a transferência de calor do arco para o eletrodo (a) e (b) e do aquecimento anódico (c) e (d) para o arame E70S6, extensão de 13mm, soldando com Ar-2%O ₂ e diâmetro (a) e (c) 1,0mm e (b) e (d) 1,2mm, predita para uma vaporização constante de 5%.	102
Figura 5.34–	Variação da tensão V_{ARC} que caracteriza a transferência de calor do arco para o eletrodo (a) e (b) e do aquecimento anódico (c) e (d) para o arame E70S6, extensão de 13mm, soldando com Ar-4%CO ₂ e diâmetro (a) e (c) 1,0mm e (b) e (d)1,2mm, predita para uma vaporização constante de 5%.	103
Figura 5.35–	Variação da tensão V_{ARC} que caracteriza a transferência de calor do arco para o eletrodo (a) e (b) e aquecimento anódico (c) e (d) para o arame E70S6, extensão de 20mm, soldando com (a) e (c) Argônio (b) e (d) Ar-2%O ₂ e diâmetro 1,2mm, predita para uma vaporização constante de 5%.	104
Figura 5.36–	Variação da tensão V_{ARC} que caracteriza a transferência de calor do arco para o eletrodo (a) e (b) e aquecimento anódico (c) e (d) para o arame E308LSi, extensão de 13mm, soldando com (a) e (c) Argônio (b) e (d) Ar-2%O ₂ e diâmetro 1,2mm, predita para uma vaporização constante de 5%.	105
Figura 5.37–	Variação da vaporização para o arame E70S6, extensão de 13mm, soldando com Ar-2%O ₂ e diâmetro (a) 1,0mm e (b)1,2mm, predita para uma V_{ARC} constante de 4V.....	106
Figura 5.38–	Variação da vaporização para o arame E70S6, extensão de 13mm, soldando com Ar-4%CO ₂ e diâmetro (a) 1,0mm (b) 1,2mm, predita para uma V_{ARC} constante de 4V.....	106

Figura 5.39–	Varição da vaporização para o arame de aço carbono E70S6, extensão de 20mm, soldando com (a) Argônio (b) Ar-2%O ₂ e diâmetro 1,2mm, predita para uma V _{ARC} constante de 4V.	107
Figura 5.40–	Varição da vaporização para o arame de aço inoxidável E308LSi, extensão de 13mm, soldando com (a) Argônio (b) Ar-2%O ₂ e diâmetro 1,2mm, predita para uma V _{ARC} constante de 4V.	107
Figura 5.41–	Evaporação na região do arco no processo GMAW	108
Figura 5.42–	Taxa de geração de fumos(FFR- <i>Fume formation rate</i>) para diferentes modos de transferência de metal. A, Globular; B, Spray projetado; C, Spray em fluxo.	109
Figura 5.43–	Taxa de formação de fumos predita e experimental	110
Figura 5.44–	Gráfico da taxa de formação de fumos em função do diâmetro da gota	111
Figura 5.45–	Temperatura média e frequência de destacamento da gota calculadas para correntes entre 150 e 325A para arame de aço carbono de 1,6mm, comprimento de arco 8mm, vazão de gás 10l/min e argônio como gás de proteção.....	112
Figura 5.46–	Características de transferência de metal na região de correntes da transição de modo de transferência. Quadrados-resultados originais. Círculos-testes que foram filmados.....	114

LISTA DE TABELAS:

Tabela III.1– Classificação da transferência de metal segundo o Instituto Internacional de Soldagem.....	11
Tabela III.2– Corrente de transição para arames de aço e alumínio com diferentes diâmetros.	16
Tabela III.3– Valores dos coeficientes da equação de velocidade de fusão para aço carbono e CC+	33
Tabela III.4– Valores dos coeficientes da equação de velocidade de fusão para aço inoxidável e CC+	33
Tabela III.5– Efeito dos Gases de Proteção e condição superficial na velocidade de fusão do eletrodo com corrente com polaridade reversa (eletrodo positivo).	41
Tabela IV.1– Especificação da composição química dos arames ER70S6 e ER70S3.	44
Tabela IV.2– Especificação da composição química do arame E308Lsi	44
Tabela IV.3– Condições de aquisição dos valores de corrente e tensão de soldagem.	48
Tabela IV.4– Parâmetros de soldagem usados nos testes	57
Tabela IV.5– Procedimento experimental utilizado no presente trabalho	58
Tabela V.1– Composição química em percentagem em peso para os arames de aço carbono, com diâmetro de 1,2mm, utilizados.....	61
Tabela V.2– Composição química em percentagem em peso para o arame de aço carbono E70S6, com diâmetro de 1,0mm, utilizado.....	61
Tabela V.3– Composição do arame de aço inoxidável utilizado.....	65
Tabela V.4– Faixa de valores de corrente e velocidade de fusão correspondentes a presença da anomalia.....	83
Tabela V.5– Equações de resistividade em função da temperatura para o arame de aço carbono E70S6 de 1,0 e 1,2mm utilizados no presente trabalho.....	96

Tabela V.6– Equação de resistividade em função da temperatura para o arame de aço inoxidável E308LSi de 1,2mm utilizado no presente trabalho.....	98
---	----

LISTA DE NOTAÇÕES:

A	Área do arame
C	Calor específico
C_p	Calor específico a pressão constante
D	Parâmetro de destacamento
D	Diâmetro do arame
E	Carga do elétron
f_v	Fração vaporizada do material
GMAW	Processo de soldagem a arco com proteção gasosa
I	Corrente de soldagem
I_b	Corrente de base
I_c	Corrente de transição
I_{ef}	Corrente eficaz
I_m	Corrente média
I_p	Corrente de pico
J	Densidade de corrente
K	Constante de Boltzmann
	Condutividade térmica
K_1	Constante
k_J	Resistividade média do material do eletrodo
L	Calor latente de fusão
Q_{ANODO}	Calor gerado por unidade de tempo no ânodo
Q_{JOULE}	Aquecimento por efeito Joule
R	Resistividade elétrica do eletrodo
S	Comprimento do eletrodo
T	Temperatura
t_b	Tempo de base
T_d	Temperatura de destacamento da gota de metal de adição
T_m	Temperatura de fusão

t_p	Tempo de pico
V_A	Queda de tensão anódica
V_{ARC}	Tensão que caracteriza a transferência de calor do arco para o eletrodo
V_m	Tensão média
W	Velocidade de fusão do arame
Z	Dimensão ao longo do comprimento do eletrodo
R	Resistência elétrica
V	Tensão
L_{arco}	Comprimento de arco
L	Comprimento
	Calor latente
α	Difusividade térmica do arame
ρ	Densidade
	Resistividade
α	Representa a contribuição do aquecimento anódico pelo arco (soldagem com eletrodo positivo)
	Difusividade
β	Representa a contribuição do efeito Joule para a fusão do arame.
ϕ	Função de trabalho termiônico
ΔH_f	Entalpia de fusão
ΔH_{LIQUID}	Entalpia para aquecer o metal líquido até a temperatura de destacamento da gota
ΔH_{SOLID}	Quantidade de entalpia para aquecer o eletrodo de sua temperatura inicial até a sua temperatura de fusão
ΔH_{TOTAL}	Calor contido no material deixando o ponto quente do eletrodo
ΔH_v	Entalpia de vaporização

ΣQ_{ENTRA}	Calor fornecido ao eletrodo principalmente por efeito Joule na zona de queda anódica
ΣQ_{SAI}	Calor necessário para aquecer o arame, sendo alimentado a uma taxa w , até o seu ponto de fusão

RESUMO:

A velocidade de fusão do eletrodo na soldagem GMAW com fonte de tensão constante é bem descrita por um modelo parabólico que associa a fusão do arame com o aquecimento por resistência elétrica e do arco. Entretanto, testes realizados com fonte de corrente constante indicam que a velocidade de fusão pode se desviar dos valores preditos por este modelo quando a corrente está próxima da transição globular-spray. Embora as causas dessas irregularidades não tenham ainda sido bem estabelecidas, muitos autores consideram que elas estejam relacionadas com variações na temperatura do metal líquido próximo a corrente de transição de modo de transferência. O presente trabalho avalia os efeitos dos parâmetros de soldagem na velocidade de fusão obtidos com testes usando uma fonte de corrente constante. Um modelo numérico que considera a contribuição tanto do aquecimento por efeito Joule quanto do arco e inclui os efeitos da temperatura nas propriedades físicas do arame foi desenvolvido para calcular a distribuição de temperatura no arame e para simular a sua velocidade de fusão. Os resultados experimentais foram usados com o modelo para avaliar as mudanças no aquecimento do arco ou na vaporização do metal capazes de explicar as anomalias na velocidade de fusão. Filmagem de alta velocidade foi usada para analisar a transferência de metal na região de corrente associada com as anomalias na velocidade de fusão.

ABSTRACT:

Wire melting rate in GMA welding with constant voltage power supplies is well described by a parabolic model that links the melting of the wire with electrical resistance and arc heating. However, tests performed with constant current power supplies indicate that the melting rate can deviate from the values predicted by this model when welding current is close to the globular to spray transition. Although the causes of these irregularities have not been well established yet, most authors consider them to be related to variations in liquid metal temperature close to the metal transfer transition current. This thesis evaluates the effect of welding parameters on the wire melting rate obtained in trials using a constant current power supply. A numerical model that considers the contribution of both Joule and arc heating and includes the effect of temperature on the physical properties of the wire was developed to calculate the temperature distribution in the wire and its melting rate. The experimental results were used with the model to assess the changes in either arc heating or metal vaporisation capable to explain the melting irregularities. High speed cinematography was used to analyse metal transfer in the current range associated with the melting irregularities.

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

A soldagem GMAW (Gas Metal Arc Welding) é um processo que utiliza um arco elétrico entre um eletrodo consumível continuamente alimentado e o metal que se deseja soldar. O processo usa gás para a proteção da poça de fusão e não aplica pressão para a soldagem.

Neste processo, a fusão localizada e a união das peças são conseguidas pelo calor gerado por um arco elétrico estabelecido através do contato entre um eletrodo contínuo e maciço (arame) e a peça de trabalho. No início do processo, um curto circuito entre o eletrodo e a peça produz a passagem inicial de uma elevada corrente, provocando um aquecimento ao longo do eletrodo e na região de contato com a peça. Com este aquecimento e a ruptura do curto-circuito, ocasionada pela fusão ocorrida em alguma parte do eletrodo, o arco se estabelece. Com o surgimento do arco, o arame, continuamente fornecido, é transformado em gotas de metal fundido, as quais são transferidas para a poça de fusão, formando o cordão de solda. Nesse processo, uma parte da energia responsável pela fusão do eletrodo é devida ao efeito Joule, gerado pela passagem da corrente elétrica através do arame na região que fica entre o bico de contato e o arco. Um gás ou mistura de gases protege o arco e o metal de solda fundido contra a contaminação pela atmosfera.

A velocidade com que o eletrodo é fundido e transferido para a poça de fusão é muito importante para este processo de soldagem, pois afeta aspectos como a produtividade e o controle do processo. Existe na literatura, um consenso de que as características de fusão do eletrodo na soldagem GMAW estão diretamente relacionadas a dois mecanismos básicos de aquecimento. Um deles é o aquecimento pelo arco e o outro é o aquecimento devido à resistência elétrica do eletrodo (efeito Joule). A relação entre a velocidade de fusão do eletrodo e a corrente obtida com fontes convencionais de tensão constante para soldagem GMAW tem um formato típico parabólico que é descrito por um modelo que considera as duas formas de aquecimento do eletrodo. Embora este modelo descreva de forma adequada a fusão do arame na soldagem GMAW em uma ampla faixa de condições operacionais, resultados de alguns autores (MA & APPS, 1982, NUNES, 1982; KIM, 1989) indicam a

existência de anomalias em curvas de velocidade de fusão em função da corrente quando estas são obtidas em testes com máquinas de corrente constante. Estas irregularidades ocorrem próximas da corrente de transição, não sendo, em geral, observadas em testes com fontes de tensão constante. Sua existência tem sido associada com mudanças na temperatura das gotas de metal fundido sendo destacadas para correntes próximas da de transição ou com variações de outras características do processo devido à mudança de modo de transferência, não estando, ainda, bem estabelecida na literatura a causa deste fenômeno. Este trabalho avaliou o efeito de variáveis do processo nas características de fusão do arame na soldagem GMAW com fontes de corrente constante, com ênfase nas anomalias anteriormente indicadas e analisou suas possíveis causas com base nos modelos usualmente adotados para a fusão do arame no processo GMAW.

Um modelo numérico que considera a contribuição do aquecimento por efeito Joule e do arco e inclui os efeitos da temperatura nas propriedades físicas do arame foi desenvolvido para calcular a distribuição de temperatura no arame e sua velocidade de fusão. Os resultados experimentais foram usados com o modelo para avaliar possíveis mudanças no aquecimento devido ao arco (aquecimento anódico) e na vaporização de metal que fossem capazes de explicar as anomalias na velocidade de fusão. Finalmente, filmagem de alta velocidade foi utilizada para analisar o modo de transferência de metal na região associada com as anomalias na velocidade de fusão.

O presente trabalho espera contribuir para um melhor entendimento dos fenômenos que controlam a fusão do eletrodo na soldagem GMAW, particularmente para a soldagem com fontes com curva característica de corrente constante. Embora este tipo de fonte não tenha uso geral na soldagem GMAW, ele é comumente usado na soldagem com corrente pulsada e, em alguns equipamentos para a soldagem GMAW convencional, particularmente com arames de maior diâmetro. O uso de uma fonte de corrente constante permite, adicionalmente, um nível de controle da corrente de soldagem que não seria possível na soldagem com um sistema convencional. Uma vez que a corrente de soldagem é a variável mais importante do processo em termos de sua influência na velocidade de fusão do arame,

um melhor controle daquela permite estudar de forma mais efetiva as variações na velocidade de fusão e os seus aspectos fundamentais.

CAPÍTULO 2 - OBJETIVOS

O objetivo deste trabalho foi estudar a fusão de arames de aço carbono e aço inoxidável na soldagem GMAW com fonte de corrente constante e eletrodo positivo, operando com transferência globular ou spray, e, em particular, estudar as anomalias observadas na fusão do eletrodo para condições de operação próximas a de correntes correspondentes a mudança de modo de transferência de metal.

Para atingir estes objetivos, em uma primeira etapa, a fusão do eletrodo e a presença da anomalia na velocidade de alimentação foram caracterizadas experimentalmente para diferentes condições de soldagem.

A seguir, um modelo numérico que considera a contribuição do aquecimento por efeito Joule e do arco para calcular a distribuição de temperatura no arame foi desenvolvido e utilizado. Este modelo, em conjunto com os resultados experimentais, foi usado para simular as mudanças no aquecimento devido ao arco (aquecimento anódico) e na vaporização capazes de explicar as anomalias na velocidade de fusão.

Finalmente, filmagem de alta velocidade foi utilizada para analisar o modo de transferência de metal na região associada com as anomalias na velocidade de fusão.

Com base nestas etapas, possíveis modelos para explicar a ocorrência das anomalias na velocidade de fusão do eletrodo foram considerados.

CAPÍTULO 3 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1.Fundamentos do Processo de Soldagem GMAW

A soldagem GMAW (Gas Metal Arc Welding) é um processo que utiliza um arco elétrico entre um eletrodo consumível continuamente alimentado e o metal que se deseja soldar. O processo usa gás para a proteção da poça de fusão e não aplica pressão para a soldagem.

O princípio básico do processo foi introduzido por volta de 1920, mas este só foi utilizado comercialmente em 1948 (HOLLIDAY et al., 1991). Em 1949, foi publicada nos Estados Unidos a primeira patente do processo para a soldagem do alumínio, no qual o arco e a poça de fusão eram formados sob uma proteção de hélio. Por volta de 1952, o processo se tornou popular no Reino Unido para a soldagem do alumínio usando argônio como gás de proteção e CO₂ para soldagem de aços carbono.

A princípio este foi considerado ser fundamentalmente um processo de alta densidade de corrente, com um eletrodo de pequeno diâmetro e usando gases inertes para proteção. Sua aplicação inicial foi na soldagem de alumínio. Quando o método utiliza gases inertes, hélio e o argônio, para a proteção da poça de fusão, este é denominado processo de soldagem a arco elétrico com proteção de gás inerte ou soldagem por arco metálico com gás inerte, cuja abreviatura em inglês, MIG (**metal inert gas**), é muito utilizada no Brasil. Desenvolvimentos subsequentes do processo levaram à sua operação com níveis mais baixos de corrente, que permitiram a sua aplicação a uma ampla gama de materiais. Paralelamente, o uso de gases reativos (principalmente o dióxido de carbono, CO₂) e de misturas de gases foi introduzido, particularmente para a soldagem de aços. Quando o método utiliza o CO₂ como gás de proteção, o processo é denominado processo de soldagem a arco elétrico com proteção de gás ativo ou, simplesmente, soldagem a arco com CO₂, ou ainda pela abreviatura MAG (**metal active gas**), para diferenciá-lo de MIG. Atualmente, misturas de argônio e CO₂ são bastante empregadas nos processos de soldagem com proteção gasosa e, neste caso, o método é classificado

como MIG ou MAG, dependendo da concentração de cada tipo de gás na composição da mistura protetora.

Uma variação do processo GMAW usa um eletrodo tubular, onde diferentes componentes, inclusive pós-metálicos apropriados, são colocados no interior do arame. Alguns destes eletrodos requerem uma proteção de gás para proteger a poça de fusão da contaminação atmosférica enquanto outros não necessitam desta proteção (HOLLIDAY et al., 1991).

O processo GMAW é aplicável a todos os metais comercialmente importantes tais como, aço carbono, aços de baixa liga e alta resistência, aços inoxidáveis, cobre, titânio, níquel e ligas destes. Estes materiais podem ser soldados em todas as posições por este processo através da escolha apropriada do gás de proteção, eletrodo e variáveis de soldagem (HOLLIDAY et al., 1991).

No processo GMAW, o comprimento de arco, que deve ser mantido num valor relativamente constante, apesar de eventuais mudanças na distância entre a tocha e a peça durante a operação, é controlado pelo equipamento. Isto é feito de duas formas básicas.

O método mais comum utiliza um alimentador de arame de velocidade constante (mas ajustável) com uma fonte de tensão constante. Conforme ocorram mudanças na distância entre a tocha e a peça de trabalho, o que pode alterar instantaneamente o comprimento de arco, a fonte fornecerá mais (se o comprimento de arco diminuir) ou menos corrente (se o comprimento de arco aumentar). Esta mudança na corrente causará uma correspondente mudança na velocidade de fusão do arame (**melting rate**), mantendo assim o comprimento de arco desejado.

O segundo método utiliza uma fonte de corrente constante e um alimentador de arame de velocidade variável e controlada pela tensão do arco. Neste caso, o comprimento do arco é controlado com base na relação entre este e a tensão de soldagem. Assim, uma mudança no comprimento do arco afasta a tensão de um valor de referência, o que leva

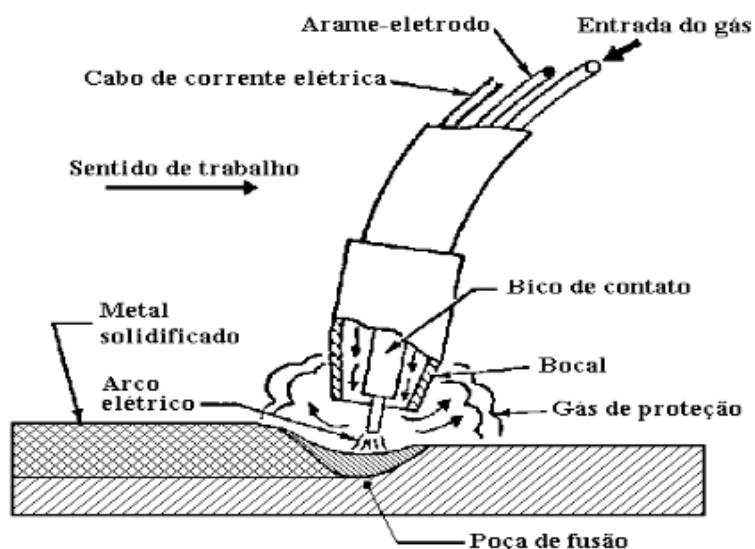
a uma alteração na velocidade de alimentação para fornecer mais ou menos eletrodo por unidade de tempo e restaurar o comprimento de arco esperado. Este método de regulagem é usualmente limitado para eletrodos de maior diâmetro e para baixa velocidade de alimentação (HOLLIDAY et al., 1991).

A principal vantagem do uso de uma fonte de tensão constante para a soldagem GMAW é a simplicidade do sistema e a sua capacidade de responder rapidamente a variações no processo de soldagem. Este tipo de sistema tende a apresentar uma menor tendência a problemas de fusão do bico de contato, permite a manutenção de um comprimento de arco aproximadamente constante e permite uma abertura mais fácil do arco. Todavia, ele possui algumas deficiências. A principal delas é que, como a corrente passa a ser uma consequência da velocidade de alimentação, qualquer variação na distância entre o eletrodo e a peça resulta numa oscilação da corrente de soldagem. Isto altera a quantidade de calor sendo gerado no arco e a sua pressão e, conseqüentemente, a penetração da solda. Os problemas associados com a oscilação de corrente se tornam mais importantes na soldagem com eletrodos de diâmetro elevado (superior a cerca de 2,4mm). Neste caso, as variações de corrente podem se tornar muito intensas e explosivas, dificultando a operação. Para este caso, sistemas com fontes de corrente constante podem ser mais recomendados. Estes sistemas são também usados, em alguns casos, na soldagem GMAW pulsada, para a qual o controle preciso do valor da corrente é importante para a obtenção de uma transferência de metal adequada.

No início do processo GMAW, um curto circuito entre o eletrodo e a peça produz a passagem inicial de uma elevada corrente, provocando um aquecimento ao longo do eletrodo e na região de contato com a peça. Com este aquecimento e a ruptura do curto-circuito, ocasionada pela fusão ocorrida em alguma parte do eletrodo, o arco se estabelece. Com o surgimento do arco, o arame, continuamente fornecido, é transformado em gotas de metal fundido, as quais são transferidas para a poça de fusão, formando o cordão de solda. Nesse processo, uma parte da energia responsável pela fusão do eletrodo é devida ao efeito Joule, gerado pela passagem da corrente elétrica através do arame na região que fica entre o bico de contato e o arco. Um gás ou mistura

de gases protege o arco e o metal de solda fundido contra a contaminação pela atmosfera. O processo é ilustrado na figura 3.1.

O processo é relativamente fácil de ser automatizado e tem sido amplamente utilizado, por exemplo, na indústria automobilística com robôs e em outras indústrias com diferentes dispositivos de automação ou mecanização (MODENESI et al., 1999).



Fonte: Modificada de HOLLIDAY et al., 1991.

Figura 3.1 – Soldagem GMAW (esquemática).

As aplicações do processo são ditadas por suas vantagens e limitações. Entre as vantagens do processo GMAW pode-se destacar (HOLLIDAY et al., 1991 e SADLER, 1999):

- A soldagem pode ser feita em todas as posições, quando os parâmetros apropriados são usados, uma característica não encontrada, por exemplo, na soldagem com arco submerso;
- As velocidades de soldagem são maiores do que aquelas do processo SMAW;
- As taxas de deposição são significativamente maiores do que aquelas obtidas para o processo SMAW;

- Devido à alimentação contínua, o comprimento do eletrodo não sofre as restrições existentes na soldagem com eletrodo revestido (SMAW), não ocorrendo a necessidade de troca periódica do eletrodo;
- É requerida uma menor habilidade do operador do que para o processo SMAW, pois o comprimento de arco pode ser mantido constante apesar de eventuais variações na distância entre o bico de contato e a peça de trabalho;
- Não há formação de escória e, conseqüentemente, não se perde tempo na sua remoção, nem se corre o risco de formação de inclusão de escória na soldagem em vários passes;
- Produz baixo nível de fumos;
- Penetração de raiz mais uniforme do que no processo com eletrodo revestido;
- Facilidade de execução da soldagem;

Estas vantagens fazem com que o processo seja particularmente apropriado para aplicações de soldagem de alta produção e automatizada.

Entre as limitações do processo GMAW pode-se destacar (HOLLIDAY et al., 1991; MARQUES 1991; WAINER et al. 1992; SADLER, 1999):

- O equipamento de soldagem é mais complexo, usualmente mais caro, e menos portátil do que o equipamento para a soldagem SMAW;
- A soldagem deve ser protegida de correntes de ar;
- A velocidade de resfriamento da solda pode ser elevada por não haver escória, o que aumenta a tendência à ocorrência de trincas, principalmente no caso de aços temperáveis;
- O ajuste do processo é mais complexo do que na soldagem SMAW;
- Grande emissão de raios ultravioleta;
- Como o bocal da pistola precisa ficar próximo do metal-base a ser soldado, a operação é dificultada em locais de acesso difícil.

3.2. Transferência de Metal

A transferência de metal pode ser definida como o transporte de gotas fundidas da extremidade de um eletrodo consumível para a poça de fusão (WANG et al., 1995). Diferentes tipos de transferência podem ser descritos dependendo do tamanho e características das gotas e da forma de seu transporte até a poça de fusão.

As condições de transferência de metal podem ser relacionadas com as diversas forças que atuam na extremidade do eletrodo. Dentre estas, as mais importantes incluem as forças de Lorentz, gravitacional, de tensão superficial e de arraste de gases. A força de Lorentz tende a favorecer o destacamento da gota de metal fundido da extremidade do eletrodo, estando relacionada com efeitos magnéticos da corrente de soldagem e a sua interação com o arco e o metal fundido (WANG et al., 1995).

O Instituto Internacional de Soldagem (IIW) classifica as formas de transferência de metal em três grupos principais (LANCASTER, 1986; LIU & SIEWERT, 1989), tabela III.1 e figura 3.2.

Na transferência em voo livre (Free –flight transfer), o eletrodo não entra em contato com a poça de fusão. Nesta, a gota metálica destaca-se da extremidade do eletrodo e move-se através da coluna do arco.

Quando o eletrodo entra em contato com a poça de fusão, ocorre a transferência em ponte (Bridging Transfer).

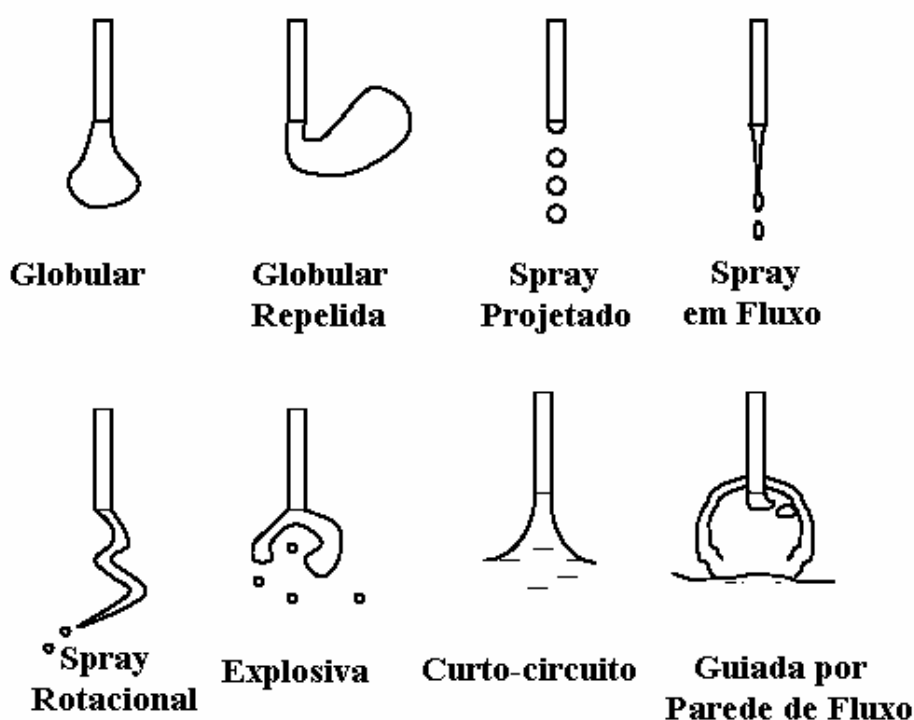
Nos processos de soldagem que usam grandes quantidades de fluxos, para os quais a transferência de metal envolverá a presença de uma camada de escória, tem-se a transferência protegida por escória (Slag-protected transfer).

A transferência de metal no processo GMAW apresenta inúmeras facetas. Classicamente, contudo, consideram-se três tipos básicos de transferência, isto é: (a) Transferência por Curto Circuito, (b) Transferência Globular, (c) Transferência em “Spray” ou Aerossol.

Tabela III.1 - Classificação da transferência de metal segundo o Instituto Internacional de Soldagem

	Designação do Tipo de transferência	Processos de soldagem (exemplos)
1.	Transferência vôo-livre	
1.1	Globular	Baixa corrente GMAW
1.1.1	Gota	GMAW protegida c/ CO ₂
1.2	Spray	
1.2.1	Projetada	GMAW com valores intermediários de corrente
1.2.2	Fluxo	GMAW com valores médios de corrente
1.2.3	Rotacional	GMAW com valores altos de corrente
1.3	Explosiva	SMAW (eletrodos revestidos)
2.	Transferência em Ponte	
2.1	Curto-Circuito	GMAW com curto circuito
2.2	Ponte sem interrupção	Soldagem GTAW com alimentação contínua
3.	Transferência protegida por escória	
3.1	Guiada por parede de fluxo	SAW
3.2	Outros modos	SMAW, Arame tubular, eletroescória

Fonte – LIU & SIEWERT, 1989.



Fonte: Modificada de LIU & SIEWERT, 1989

Figura 3.2 – Modos de transferência metálica de acordo com a classificação IIW em um arco de soldagem.

O tipo de transferência é determinado por vários fatores, destacando-se a magnitude da corrente de soldagem, diâmetro e composição química do eletrodo, comprimento do eletrodo (stick-out), gás de proteção e tipo de equipamento de soldagem (LESNEWICH, 1958b; RHEE & KANNATEY-ASIBU, 1992; HOLLIDAY et al., 1991).

3.2.1. Transferência por Curto-Circuito

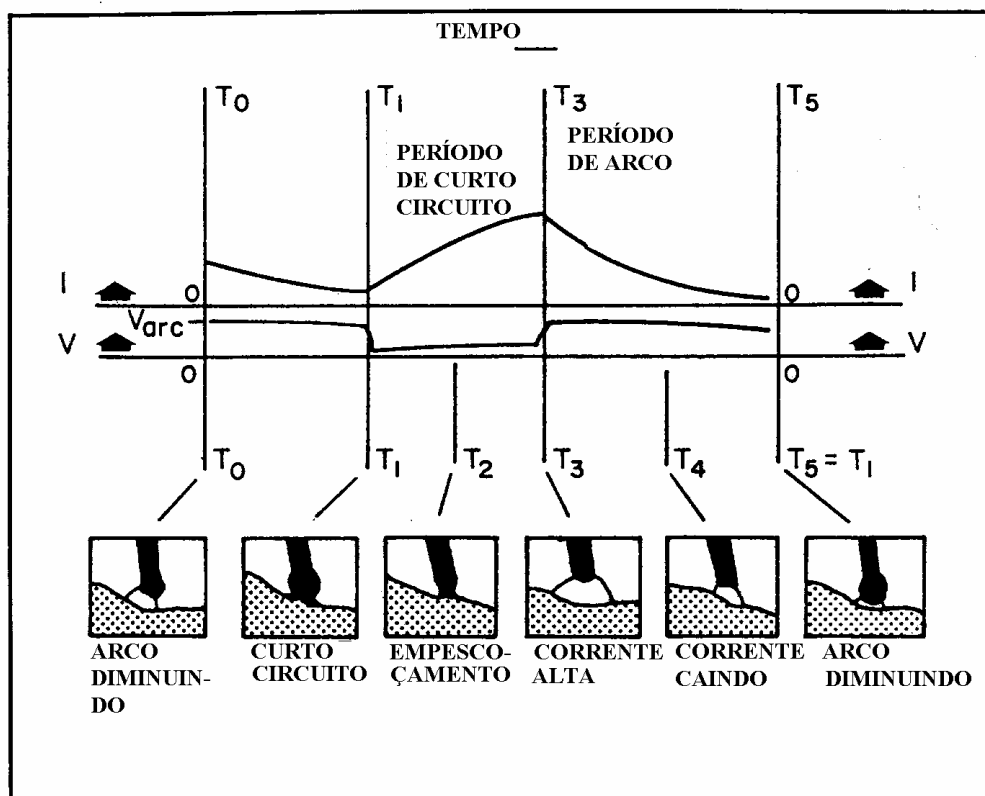
Na transferência por curto circuito, a velocidade de alimentação do eletrodo é maior do que a de fusão no período de arco, de modo que a extremidade do eletrodo eventualmente toca a poça de fusão e extingue o arco. Este curto circuito reduz a tensão no arco e aumenta a corrente de soldagem rapidamente. Durante este período, o eletrodo se aquece devido ao efeito Joule e se funde mais rapidamente. A força eletromagnética também aumenta violentamente, impulsionando o metal fundido do eletrodo para a peça. À medida que o fluxo de metal líquido sofre influência da força magnética, um

pescoço começa a desenvolver-se próximo a interface sólido/líquido na extremidade do eletrodo. A tensão superficial também tem um papel importante no empescoçamento da extremidade do eletrodo. Finalmente este pescoço se rompe e o metal líquido é transferido. Neste ponto, o arco é reiniciado e a tensão atinge seu valor máximo enquanto a corrente diminui. A extremidade do eletrodo adjacente ao arco continua a fundir conforme este move em direção à poça de fusão até o estabelecimento de um novo curto circuito. Este processo se repete de 20 a 200 vezes por segundo (FOOTE, 1986; LIU & SIEWERT, 1989; VILARINHO, 2000). As características de corrente e tensão do arco podem ser monitoradas e gravadas, por exemplo, com um osciloscópio de alta velocidade. A figura 3.3 mostra, esquematicamente, variações de corrente e tensão típicas da soldagem GMAW com transferência por curto circuito.

Com este modo de transferência são utilizados, em geral, baixos valores de corrente e tensão entre cerca de 30 a 200A e 15 a 22V, respectivamente, para a soldagem de aços carbono.

O valor da corrente e de sua taxa de crescimento durante o curto circuito do eletrodo com a poça de fusão são importantes para a estabilidade do processo. Ao final do curto circuito, a corrente deve ser elevada o suficiente para que o calor gerado no eletrodo favoreça a transferência, mas não deve ser excessivamente elevada para não causar uma separação violenta da gota fundida, o que tende a causar mais respingos.

O controle da velocidade com que a corrente aumenta pode ser realizado através do uso de uma fonte de energia com indutância variável. Outros fatores, que influenciam a taxa de crescimento de corrente e conseqüentemente a estabilidade do processo, são a resistência elétrica do circuito e a temperatura de fusão do eletrodo (HOLLIDAY et al., 1991).



Fonte – Modificada de LIU & SIEWERT, 1989.

Figura 3.3 – Variação instantânea da tensão e corrente do arco durante a transferência por curto circuito.

3.2.2 Transferência Globular

Este tipo de transferência ocorre para maiores valores de tensão do que no caso anterior (para manter um maior comprimento de arco e, assim, evitar a ocorrência de curto-circuito). A transferência globular é caracterizada pela formação de grandes gotas de metal líquido (cujo diâmetro é maior do que o do eletrodo) que se transferem para a poça de fusão a uma baixa frequência (10^{-1} a 10^1 gotas/s). Para soldagem com um gás de proteção a base de argônio, esta forma de transferência é observada para correntes relativamente baixas e tensões (isto é, comprimento de arco) elevadas. Na soldagem de aço com misturas ricas em CO_2 , a transferência globular ocorre também com valores elevados de corrente.

Na transferência globular, o metal líquido se forma na ponta do arame pela sua fusão e mantém-se preso a este por ação da tensão superficial. Com o aumento do tamanho da gota, o seu peso aumenta e acaba por ocasionar a sua separação do arame e a gota de metal líquido se transfere para a poça de fusão por ação da gravidade. Como esta forma de transferência depende da gravidade, sua utilização é limitada à posição plana.

Na soldagem com eletrodo negativo e, algumas vezes, com proteção de CO₂, a gota na ponta do eletrodo pode ser defletida para fora do eixo do eletrodo ou, mesmo, ser repelida para longe da poça de fusão. Esta forma de transferência é denominada de transferência globular repulsiva e parece ser associada ao aparecimento de forças eletromagnéticas ou de reação devidas à geração de vapores ou plasma na gota.

O uso da transferência globular é limitado nas aplicações de produção, porque esta opera a baixas correntes e demanda um arco suficientemente longo para garantir o destacamento da gota antes que esta contate a poça de solda. Por consequência, uma baixa energia é introduzida com o arco, podendo levar a uma possível falta de fusão, penetração insuficiente e reforço excessivo, além de apresentar alto nível de respingos.

3.2.3. Transferência Spray

Na soldagem GMAW com proteção a base de argônio e eletrodo positivo, à medida que a corrente de soldagem aumenta, o diâmetro das gotas sendo transferidas se reduz lentamente até que, a um nível determinado da corrente (conhecido como corrente de transição, I_c), ocorre uma rápida redução do diâmetro das gotas e, portanto, um aumento da frequência de transferência, ao mesmo tempo em que o arco, antes confinado à porção inferior da gota ainda ligada ao arame, passa a envolvê-la completamente. Nestas condições, a transferência não é mais controlada pela gravidade (como na transferência globular) e as gotas são transferidas em direção à poça de fusão independentemente da posição de soldagem.

A corrente de transição depende de inúmeros fatores, particularmente, da composição, diâmetro e comprimento do eletrodo e do tipo de gás de proteção. A corrente de

transição aumenta com o diâmetro do eletrodo e diminui com o aumento de seu comprimento (LIU & SIEWERT, 1989; KIM & EAGAR, 1993). A tabela III.2 mostra valores da corrente de transição para aço carbono, aço inoxidável e alumínio para diferentes diâmetros de arame.

A transferência spray opera a correntes relativamente elevadas usualmente de forma muito estável e com mínimas perturbações do arco.

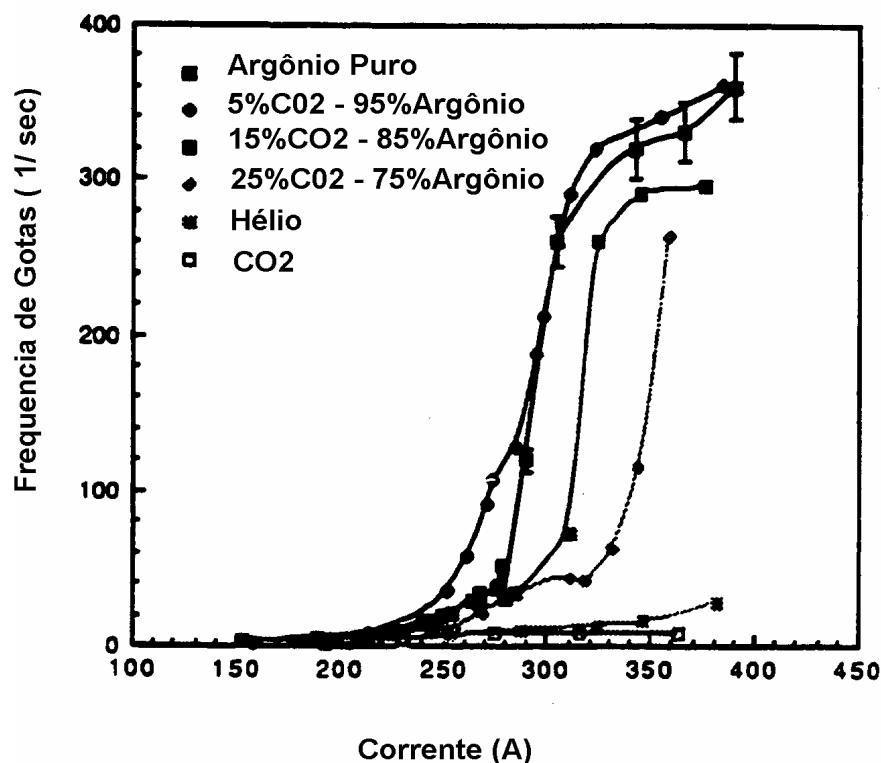
Tabela III.2 - Corrente de transição para arames de aço e alumínio com diferentes diâmetros.

Diâmetro do arame (mm)	Corrente de Transição (A)		
	Aço carbono (Ar + 2%O ₂)	Aço Inoxidável (Ar + 2%O ₂)	Alumínio (Ar)
0,8	160	...	95
1,0	185	170	120
1,15	153
1,2	220	225	140
1,6	275	285	180

Fonte – MODENESI, 2002.

Muitos dos trabalhos relacionados com a transferência de metal na soldagem GMAW admitem que a transição de globular para spray é abrupta, quase descontínua (LESNEWICH, 1958b; RHEE & KANNATEY-ASIBU, 1992; JONES et al. 1998). Nesta linha, RHEE & KANNATEY-ASIBU (1992) observaram um aumento abrupto na frequência de gotas na corrente de transição (I_c) para Ar e misturas Ar-CO₂ como visto na figura 3.4. KIM & EAGAR (1993), por outro lado, observaram, para aço carbono e proteção de Ar-2%O₂, uma transição globular-spray mais gradual do que as descritas por LESNEWICH, 1958b e RHEE & KANNATEY-ASIBU, 1992. Ao mesmo tempo,

esses autores encontraram uma descontinuidade na curva velocidade de fusão do arame com a corrente para valores desta relacionados com mudanças do modo de transferência de metal. Este fenômeno será melhor discutido no item 3.3.5.



Fonte – Modificada de RHEE & KANNATEY-ASIBU, 1992.

Figura 3.4 - Mudança abrupta da frequência de gotas para diferentes gases de proteção. Eletrodo de aço carbono de 1,6mm de diâmetro.

À medida que a corrente de soldagem é aumentada, diferentes formas de transferência spray podem ocorrer. Para correntes ligeiramente superiores a I_c , o diâmetro das gotas de metal de adição é similar ao diâmetro do eletrodo e a transferência ocorre com um pequeno empescoamento do arame. Estas condições correspondem à transferência spray projetado, a qual é associada com condições de uma elevada estabilidade do arco e baixo nível de respingos e fumos.

À medida que a corrente aumenta, o modo de transferência muda para spray em fluxo (streaming spray). Nesta, forma-se um filamento líquido na ponta do eletrodo, na extremidade do qual são formadas finas gotas que são transferidas axialmente para a

peça. O filamento líquido pode se tornar longo o suficiente para tocar a poça de fusão causando curto circuitos ocasionais e perturbando a estabilidade do processo (FERNANDES, 1999).

Para correntes mais elevadas ainda, uma nova transição ocorre com o aparecimento de uma instabilidade no filamento líquido que passa a girar (transferência spray rotacional). Nestas condições, a transferência não é mais axial. A transição para transferência rotacional depende mais fortemente do comprimento do eletrodo do que a transição globular-spray e os valores de corrente em que essa ocorre tendem a se aproximar de I_c quando este comprimento é aumentado. Devido à existência de um longo filamento líquido no interior do arco, o nível de fumos e a temperatura das gotas de metal de adição tende a aumentar nestas duas últimas formas de transferência spray. As transições citadas acima são observadas mais facilmente quando o material de soldagem é o aço e o gás de proteção tem uma composição rica em argônio (KIM & EAGAR, 1993). Com outros materiais e com outros gases de proteção, alguns dos modos de transferência mencionados podem não ser observados. Em particular se observa usualmente, quando se utiliza o dióxido de carbono, hélio e nitrogênio como gases de proteção, a transferência globular repelida.

Considerando os efeitos do gás de proteção nos modos de transferência, têm sido feitas tentativas de aumentar a faixa de trabalho da corrente de soldagem, suprimindo o modo de transferência rotacional usando gases de proteção a base de argônio. Quando hélio e/ou dióxido de carbono são adicionados ao argônio, a região de corrente de soldagem para transferência spray projetado é aumentada (KIM & EAGAR, 1993).

O comprimento do filamento líquido antes do destacamento das gotas torna-se menor à medida que o teor de dióxido de carbono aumenta de 0 para 25% numa mistura com Ar. A frequência de destacamento de gotas cai, porque o tamanho das gotas aumenta com o teor de dióxido de carbono (RHEE, 1990; KIM & EAGAR, 1993).

MODENESI & NIXON (1994) verificaram que misturas de proteção de argônio ou argônio e hélio com baixo potencial de oxidação (abaixo de 2%O₂ ou CO₂) produzem

instabilidade nos períodos iniciais da soldagem. Nesta situação, o arco apresenta forte flutuação no seu comprimento e no nível de corrente. Ao mesmo tempo, a transferência se mantém globular repulsiva até que uma operação estável seja alcançada. Um maior comprimento de arco e um maior teor de oxigênio no gás de proteção favorecem o modo de operação mais estável (transferência spray).

Adições de O_2 ao argônio tendem a reduzir a corrente de transição para até cerca de 5% de O_2 quando, então, essa passa a aumentar. Por outro lado, a adição de CO_2 , nitrogênio ou hélio dificultam a ocorrência de spray. Na soldagem de aços carbono com misturas ternárias Ar-He-2% O_2 , esta forma de transferência foi observada para até 75% de He nos gás de proteção (MODENESI, 1990).

A utilização de revestimentos emissivos (elementos de baixo potencial de ionização) no eletrodo favorece a transferência spray, tornando-a possível mesmo para uma proteção de dióxido de carbono ou na soldagem com eletrodo negativo. Neste último caso, o uso de pressão superior à ambiente também favorece a ocorrência da transferência spray. A extensão do eletrodo tem uma pequena influência sobre a corrente de transição, tendendo a reduzi-la ligeiramente.

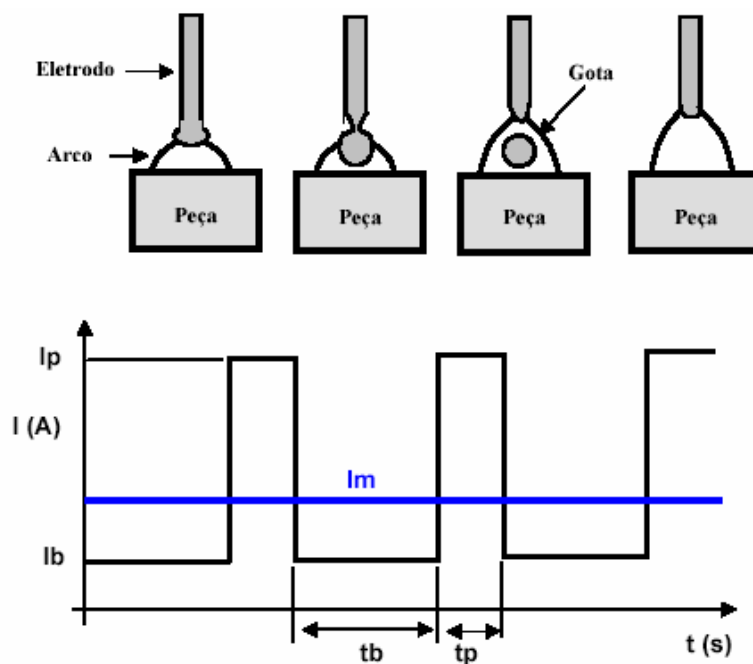
3.2.4. Transferência com Corrente Pulsada

A transferência spray, particularmente a transferência spray projetado, apresenta excelentes características operacionais em termos de sua estabilidade, independência da posição de soldagem e baixos níveis de fumos e respingos. Contudo, a transferência spray tem sua utilização limitada a correntes superiores a I_c (corrente de transição), o que, particularmente nos aços, impede a soldagem de chapas finas ou aplicações fora da posição plana com esta forma de transferência. No caso do alumínio, devido à sua alta condutividade térmica e menores valores da corrente de transição, pode-se soldar na posição sobre-cabeça, pois a solidificação da poça ocorre mais rapidamente do que no aço.

Para a soldagem de chapas finas, seria interessante um processo que permitisse soldar em spray, devido à sua grande produtividade e boa qualidade, mas que operasse em um nível de corrente menor, tal qual a transferência globular. Assim, surgiu a idéia da transferência pulsada, na qual a corrente de soldagem oscila entre os valores típicos para estes dois tipos de transferência.

No início da década de 60, pesquisadores do “The Welding Institute” (Inglaterra) obtiveram uma transferência do tipo spray através da utilização de uma corrente pulsada cujo valor médio era inferior a I_c , mas que passava por picos acima deste valor (NEEDHAM, 1965).

Esta transferência emprega uma corrente mínima (corrente de base) necessária para manter o arco aceso e promover o aquecimento do eletrodo sobre a qual se sobrepõem pulsos de corrente (corrente de pico) num valor acima da corrente de transição para que ocorra a transferência de metal em spray, conforme mostra a Figura 3.5. Como resultado, obtém-se uma corrente média menor do que àquela que seria usada na transferência spray.



Fonte – Modificada de GOHR JÚNIOR, 2002.

Figura 3.5– Transferência Pulsada.

O processo pulsado é caracterizado pelos seguintes parâmetros: corrente (I_m) e tensão (V_m) médias de soldagem, corrente (I_p) e tempo (t_p) de pico, corrente (I_b) e tempo (t_b) de base e frequência de pulsação ($1/(t_p + t_b)$). Estes determinam as características de transferência de metal, comportamento térmico e qualidade da solda (SLANIA, 1998; GOHR JÚNIOR, 2002).

Freqüentemente, utiliza-se, na soldagem com corrente pulsada, valores baixos de I_b , apenas suficientes para manter a estabilidade do arco. Nestas condições, estudos diversos (NIXON & NORRISH, 1988 e ALLUM, 1985) indicam que a corrente e o tempo de pico são os parâmetros mais relevantes para determinar a forma de transferência de metal. Para um dado valor de I_p (superior à corrente de transição, 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, este só ocorrerá após vários períodos de pico e de uma forma independente destes. A transferência de metal será, assim, do tipo globular.

Para tempos muito longos, várias gotas de metal podem se destacar em um único período de pico e a transferência será do tipo “spray”. Neste caso, contudo, o tipo de transferência irá mudar durante o período de pulso, passando de uma transferência tipo spray projetado, para a primeira gota destacada durante um período de pico, para spray em fluxo nas demais gotas.

Para períodos 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 condição de operação com uma gota transferida por pulso é considerada a mais desejada para a soldagem com corrente pulsada.

Encontra-se, em geral, que a transferência de uma gota por pico durante a soldagem com corrente pulsada ocorre dentro de uma região de I_p e t_p , que pode ser descrita razoavelmente bem pela expressão (ALLUM, 1983; SLANIA, 1998):

$$I_p^n \cdot t_p = D \quad (3.1)$$

Onde $n \cong 2$ e D é uma constante que depende da composição química e diâmetro do eletrodo e, também, da composição do gás de proteção, sendo conhecida como parâmetro de destacamento. SLANIA (1998) apresenta valores de D para arames de alumínio e aço baixo carbono com diâmetro 1,2mm e argônio como gás de proteção, sendo estes:

Alumínio, $D = 130 \text{ A}^2\text{s}$, $I_{p_{\min}} = 140 \text{ A}$

Aço baixo carbono, $D = 500 \text{ A}^2\text{s}$, $I_{p_{\min}} = 220 \text{ A}$

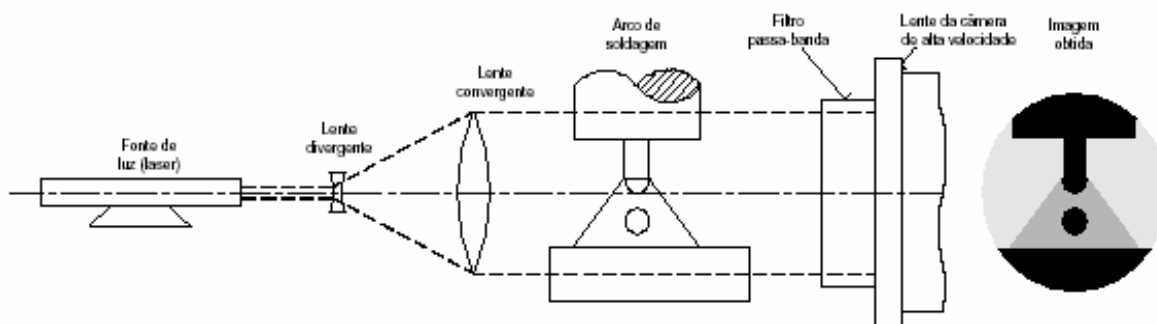
3.2.5. Estudo do Tipo de Transferência Metálica

LAGARES JÚNIOR (2001) coloca que, para se reconhecer de forma segura o tipo de transferência que está ocorrendo durante uma soldagem, é necessário utilizar alguma técnica, que, dependendo da situação específica, pode variar muito em complexidade. É citado, por exemplo, o reconhecimento por soldadores experientes, do tipo de transferência de metal através apenas do som proveniente do arco de soldagem (VILARINHO, 2000). Esta é uma das formas mais simples de identificação, juntamente com a observação do aspecto do próprio cordão. Entre as técnicas mais sofisticadas, são citados, como métodos especiais, capazes de identificar o tipo de transferência e, em alguns casos, o instante de destacamento da gota, a análise de oscilogramas da tensão e corrente de soldagem, o uso de fotografias e a filmagem a alta velocidade. VILARINHO (2000) apresenta e discute de forma detalhada estes métodos e, além desses, cita alguns métodos em desenvolvimento baseados em sensores de ultra-som, de emissão acústica e na medida da luminosidade do arco.

A análise de oscilograma de tensão e corrente de soldagem apresenta algumas limitações, sendo a sua aplicação mais adequada com o uso de fontes transistorizadas (devido ao seu menor nível de ruído) e apresenta uma maior segurança para a detecção do momento de destacamento da gota apenas na transferência globular e por curto-circuito, o que a torna inadequada para muitas aplicações. Já o método de filmagem a alta velocidade, particularmente com a utilização de delimitação com laser (conhecida

como “Shadowgrafia”) permite, em geral, determinar o tipo de transferência de modo seguro e, quando usado de forma sincronizada com oscilogramas de tensão e corrente, permite levantar, nestes, o ponto exato de destacamento da gota (VILARINHO, 2000). A técnica resume-se na filmagem do arco elétrico com a iluminação, por trás deste, com o uso de um feixe de raio laser. Filtros são utilizados para que a câmera receba radiação somente no comprimento de onda do laser. Desta forma, é filmada a sombra ocasionada pelos obstáculos óticos representados pelo eletrodo, gota e peça (BÁLSAMO et al., 2000a), eliminando-se a forte iluminação pelo arco.

Na figura 3.6 destaca-se o sistema de visualização do modo de transferência utilizando a técnica de “Shadowgrafia”, sendo este composto por um tubo de laser vermelho, uma lente convergente, um filtro passa banda, que permite passar somente a luz do laser, e uma câmera de filmagem de alta velocidade.



Fonte: BÁLSAMO, 2000a

Figura 3.6– Princípio da Shadowgrafia (Back-lighting) aplicado à soldagem.

Na soldagem, o termo “shadowgrafia” vem sendo utilizado para se referenciar à formação de uma sombra projetada num anteparo ou em um filme fotográfico de um objeto sobre o qual é incidido um feixe de luz, técnica também conhecida como “Back Lighting” (BÁLSAMO et al., 2000a).

O método de visualização descrito acima vem sendo usado por diversos pesquisadores (RHEE e KANNATEY, (1992); LIU e SIEWERT, (1989); KIM e EAGAR, (1993); PISTORIUS e LIU, (1997)), porém substituindo o anteparo ou filme fotográfico por uma câmera de alta velocidade.

3.3. Velocidade de Fusão

A velocidade de fusão do eletrodo durante soldagem a arco é um dos parâmetros mais importantes para se determinar a produtividade e os custos de um processo de soldagem (MODENESI & MARQUES, 1996). Na soldagem a arco com eletrodo consumível, o eletrodo é continuamente alimentado através do bico de contato em direção à peça, a sua extremidade é fundida, forma-se uma gota que cresce nesta extremidade e, eventualmente, destaca-se do eletrodo (NEMCHINSKY, 1998).

A velocidade de fusão do eletrodo depende dos parâmetros operacionais do processo e deve, em média, ser igual à sua velocidade de alimentação. Uma diferença entre as velocidades de alimentação e de fusão resulta em uma mudança no comprimento do arco. Se esta se mantiver por um período de tempo suficientemente longo, um aumento excessivo do arco poderá levar à queima do bico de contato ou, caso contrário, à ocorrência de um curto circuito.

Nos processos GMAW e SAW, um estado estacionário pode ser atingido em que o comprimento do eletrodo é mantido relativamente constante. Por outro lado, no processo SMAW, este comprimento varia continuamente até o consumo de quase todo o eletrodo. As expressões desenvolvidas nesta seção se referem principalmente aos dois primeiros processos.

3.3.1. Aquecimento anódico

Na soldagem com eletrodo positivo, o ânodo não é uma fonte direta de íons positivos para o arco. Ao contrário, devido à sua alta temperatura, este pode emitir elétrons livres. Esses elétrons não têm energia suficiente para superar as forças de atração do ânodo, e então, com outros elétrons do arco, eles formam uma nuvem imediatamente ao redor do eletrodo. Como resultado da diferença de potencial entre a nuvem de elétrons e o ânodo, uma queda de tensão se desenvolve sendo chamada queda anódica (LESNEWICH, 1958a). O valor desta queda é de apenas alguns poucos volts, mas esta ocorre num

espaço muito pequeno no qual o gradiente de tensão medido em volts por metro é muito alto, podendo ser estimado em cerca de 10^6 a 10^7 V/m.

Os elétrons que penetram neste campo elétrico são acelerados a uma velocidade muito alta e desenvolvem considerável energia cinética sendo essa convertida em calor no ponto de impacto com o ânodo.

Uma energia térmica adicional é transferida para o ânodo quando, após o seu choque, os elétrons são absorvidos pela rede cristalina do metal. Esta energia pode ser considerada uma “energia de condensação” e uma medida desta é a função de trabalho termiônica do material do ânodo.

O calor desenvolvido por estas reações básicas pode ser representado matematicamente pela energia térmica dos elétrons ($(3/2) kT/e$), a energia cinética extra que estes recebem ao cruzar a zona de queda anódica ($V_A I$) e a energia por eles liberada quando absorvidos pela estrutura eletrônica do metal (ϕI) (LANCASTER, 1986):

$$Q_{\text{ÂNODO}} = \left(\frac{3}{2} \frac{kT}{e} + V_A + \phi \right) I \cong k_A I \quad (3.2)$$

onde,

$Q_{\text{ÂNODO}}$ é o calor gerado por unidade de tempo no ânodo;

V_A é a queda de tensão anódica, em (V);

ϕ é a função de trabalho termiônica do material do eletrodo, em (eV);

I é a corrente de soldagem, em (A);

T é a temperatura absoluta do elétron no arco, em (K);

k é a constante de Boltzmann ($1,38 \times 10^{-23}$ J/K) e

e é a carga do elétron ($1,6 \times 10^{-19}$ C).

Parte desta energia pode ser perdida por radiação e condução através do eletrodo e gases de proteção, mas esses fatores podem se mostrar desprezíveis em muitos casos (LESNEWICH, 1958a).

De acordo com a equação 3.2, o aquecimento anódico será função da corrente, queda de tensão anódica e função de trabalho do material do eletrodo.

3.3.2. Aquecimento devido à Resistência Elétrica

O calor desenvolvido pela passagem da corrente através do eletrodo provoca um aquecimento por efeito Joule, de acordo com a Lei de Ohm, e este pode ser expresso, em uma primeira aproximação, por:

$$Q_{\text{JOULE}} = k_J \cdot \frac{sI^2}{A} \quad (3.3)$$

onde:

k_J é a resistividade média do material do eletrodo, em ($\Omega \cdot \text{mm}$)

s é o comprimento do eletrodo, em (mm)

A é a área da seção transversal do eletrodo, em (mm^2) e

I é a corrente de soldagem, em (A).

Como se verifica na equação 3.3, este aquecimento aumenta com um aumento na extensão do eletrodo, uma redução na área da seção transversal do eletrodo, e com o quadrado da corrente de soldagem. Embora a resistividade dos materiais dependa da temperatura, o termo k_J , que determina a taxa de geração de calor no eletrodo e cujo seu valor depende da distribuição da temperatura dentro do eletrodo, parece ser relativamente independente da corrente de soldagem e do comprimento do eletrodo.

3.3.3. Aquecimento devido a Radiação

O plasma do arco de soldagem é extremamente quente, alguns pesquisadores estimam que sua temperatura esteja por volta de 6000 a 20000°C. Essas altas temperaturas são suficientes para provocar a ionização térmica dos gases de proteção e vapores de metal. Devido a esta fonte concentrada de energia, espera-se que ambos os eletrodos recebam considerável quantidade de calor para sua fusão e que a poça de fusão também seja uma fonte de energia radiante para a fusão do arame eletrodo. Entretanto, o calor gerado pela

radiação do arco ou pela poça de fusão pode ser considerado desprezível face aos outros tipos de aquecimento do eletrodo (LESNEWICH, 1958a).

3.3.4. Modelos

Nesta seção serão desenvolvidos e apresentados modelos para a distribuição de temperatura ao longo do eletrodo e para a velocidade de fusão do eletrodo comumente encontrados na literatura. Esta seção é baseada em trabalhos de HALMOY (1979), LANCASTER (1986), QUINN et al. (1994), HIRATA (1995) e MODENESI (1996).

3.3.4.1. Distribuição de Temperatura no Eletrodo

Para se avaliar a distribuição de temperatura no eletrodo na soldagem GMAW considera-se, em geral, que o eletrodo é aquecido por duas fontes principais: (a) O arco elétrico, principalmente através do calor gerado na região de queda (anódica ou catódica de acordo com a polaridade utilizada) e (b) o efeito joule, resultante da passagem da corrente elétrica através do eletrodo desde o ponto de tomada da corrente (bico de contato) até a raiz do arco no eletrodo. A figura 3.7 ilustra o sistema em consideração:

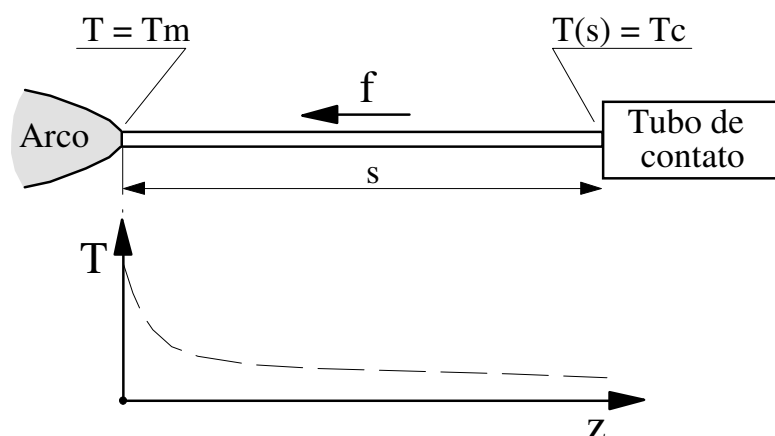


Figura 3.7 – Sistema de soldagem com um eletrodo consumível sendo alimentado com uma taxa f (MODENESI, 1996).

Considerando que a temperatura seja constante em toda a seção transversal do arame para um dado valor de z , o problema pode ser analisado em uma única dimensão (z) ao longo do comprimento do eletrodo. Para um sistema de coordenadas com origem localizada na ponta do eletrodo junto à raiz do arco (figura 3.7) e considerando (a) que o sistema opera em um estado estacionário (a temperatura do arame em cada ponto z não varia com o tempo), (b) que as propriedades físicas do arame não variam com a temperatura e (c) que o aquecimento do arame ocorre somente pelos mecanismos do arco elétrico e efeito joule, a variação de temperatura ao longo do eletrodo pode ser representada pela seguinte equação diferencial (MODENESI, 2002):

$$\frac{d^2T}{dz^2} + \frac{w}{\alpha} \frac{dT}{dz} = -\frac{j^2 r}{k} \quad (3.4)$$

Nesta equação, o primeiro termo se refere à condução de calor no eletrodo, o segundo está relacionado com o transporte de massa no eletrodo (devido à alimentação do eletrodo) e o terceiro termo, colocado após o sinal de igualdade, está associado com a geração de energia por efeito joule no interior do arame.

e as condições iniciais

$$T(0) = T_m \quad (3.5)$$

e

$$\left(\frac{dT}{dz} \right)_0 = \frac{1}{k} (w\rho\Delta H_{TOTAL} - jV_{ARC}) \quad (3.6)$$

onde T é a temperatura, w é o módulo da velocidade de fusão do arame (considerada como igual à sua velocidade de alimentação, f), $\alpha = \frac{k}{\rho c}$ é difusividade térmica do arame, k , ρ e c são a condutividade térmica, densidade e calor específico, respectivamente; $j = \frac{I}{A}$ é a densidade de corrente no eletrodo; $j \cdot V_{ARC}$ é a quantidade de calor fornecido pelo arco por unidade de tempo e área ao eletrodo, T_m é a temperatura

de fusão, $\Delta H_{TOTAL} = [\Delta H_f + \Delta H_{LIQUID} + f_v \Delta H_v]$ é o calor usado para fundir o material na ponta do eletrodo, superaquecê-lo e vaporizá-lo em parte e r é a resistividade elétrica do eletrodo.

A solução desta equação, para as condições iniciais associadas, é:

$$T = T_m - k_1 z - k_2 \left[1 - \exp\left(-\frac{w}{\alpha} z\right) \right] \quad (3.7)$$

onde:

$$k_1 = \frac{rj^2}{w\rho c} \quad (3.8)$$

e

$$k_2 = \frac{1}{\rho c} \left(V_{ARC} \frac{j}{w} - \rho \Delta H_{TOTAL} - \alpha r \left(\frac{j}{w} \right)^2 \right) \quad (3.9)$$

A distribuição de temperatura ao longo do eletrodo previsto pela equação 3.7 e apresentado na figura 3.7 sugere que, para pontos bem próximos ao arco, a temperatura aumenta exponencialmente, enquanto que, para pontos mais afastados do arco, o aquecimento esteja associado ao efeito joule sendo aproximadamente linear com a distância ao bico de contato.

3.3.4.2. Balanço Térmico na Ponta do Eletrodo:

Como já mencionado, existe, na literatura, um consenso de que a fusão do eletrodo na soldagem com polaridade inversa está diretamente relacionada a dois tipos de aquecimento. Um deles é o aquecimento anódico e o outro é o aquecimento devido à resistência elétrica ao longo do eletrodo. Este fato faz com que a velocidade de fusão do arame esteja relacionada com a densidade de corrente e o comprimento do eletrodo

através da expressão que será deduzida a seguir a partir de um balanço térmico na ponta do eletrodo, seguindo um desenvolvimento apresentado por LANCASTER (1986) e estendido por MODENESI (2002) e que é válido principalmente para o processo GMAW. Este balanço pode ser expresso como:

$$\Sigma Q_{ENTRA} = \Sigma Q_{SAI} \quad (3.10)$$

ΣQ_{SAI} é o calor necessário para aquecer o arame (que está sendo alimentado e fundido com 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:

$$\Sigma Q_{SAI} = \rho w A [\Delta H_{SOLID} + \Delta H_f + \Delta H_{LIQUID} + f_v \Delta H_v] \quad (3.11)$$

onde ρ é a densidade do arame, w é a velocidade de fusão, A é a seção transversal do arame, ΔH_{SOLID} é a quantidade de entalpia necessária para aquecer o eletrodo de sua temperatura inicial até a sua temperatura de fusão, ΔH_f é a sua entalpia de fusão, ΔH_{LIQUID} é a entalpia para aquecer o metal líquido até a temperatura de destacamento da gota de metal de adição (T_d), f_v é a fração vaporizada do material e ΔH_v é a sua entalpia de vaporização.

ΣQ_{ENTRA} deve ser formado por diversas parcelas como, por exemplo, o aquecimento do arame por efeito joule, aquecimento da ponta do arame pelo calor gerado na 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, etc. Como já apresentado, considera-se, em geral, que ΣQ_{ENTRA} é formado principalmente pelos dois primeiros fatores (LESNEWICH, 1958a ; LANCASTER, 1986):

$$\Sigma Q_{ENTRA} = Q_{JOULE} + Q_{ANODO} \quad (CC^+) \quad (3.12)$$

Na forma mais usual da soldagem GMAW, isto é, com o eletrodo ligado ao terminal positivo do equipamento de soldagem, o aquecimento anódico (Q_{ANODO}) é gerado por elétrons entrando no ânodo pelo arco e pode ser representado aproximadamente pela equação 3.2.

Em processos em que a densidade de corrente no arame é elevada (como ocorre, em geral, na soldagem GMAW), o aquecimento do arame por efeito Joule contribui de forma importante para a sua fusão. O cálculo direto desta contribuição pode ser difícil porque a temperatura (e, desta forma, a resistividade elétrica) do arame 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). Como já citado neste trabalho, a distribuição de temperatura no eletrodo foi calculada por diversos autores (por exemplo, HALMOY, 1979, HIRATA, 1995 e QUINN et al., 1994) e a queda de tensão ao longo do eletrodo foi medida com auxílio de uma sonda de tungstênio (WASZINK & Van den HEUVEL, 1979). Com base nestes resultados e de outros autores, existem evidências de que a resistividade média na parte energizada do arame é aproximadamente independente da corrente. Assim, a contribuição do efeito Joule para fusão do arame pode ser representada como na equação 3.3.

Levando as equações 3.2 e 3.3 na equação 3.12 e igualando-a com a equação 3.11, pode-se mostrar que, para eletrodo positivo:

$$w = \frac{k_A I + k_J s I^2 / A}{\rho A [\Delta H_{SÓLIDO} + \Delta H_f + \Delta H_{LÍQUIDO} + f_v \Delta H_v]} \quad (3.13)$$

ou

$$w = \alpha I + \beta s I^2 \quad (3.14)$$

onde:

$$\alpha = \frac{k_A}{\rho A [\Delta H_{SÓLIDO} + \Delta H_f + \Delta H_{LÍQUIDO} + f_v \Delta H_v]} \quad (3.15)$$

onde,

$$k_A = \left(\frac{3}{2} \frac{kT}{e} + V_A + \phi \right)$$

e

$$\beta = \frac{k_J}{\rho A^2 [\Delta H_{\text{SÓLIDO}} + \Delta H_f + \Delta H_{\text{LÍQUIDO}} + f_v \Delta H_v]} \quad (3.16)$$

Para a soldagem com eletrodo negativo, uma equação similar pode ser desenvolvida.

As equações acima sugerem que os coeficientes α e β são aproximadamente proporcionais ao inverso da área da seção transversal do eletrodo ($1/A$) e ao inverso do quadrado desta área ($1/A^2$) respectivamente, o que foi confirmado, experimentalmente para eletrodos de aços carbono e inoxidáveis por QUINTINO (1986) e OLIVEIRA SANTOS (1986). Uma equação para velocidade de fusão com o formato anterior foi proposta inicialmente por LESNEWICH (1958a) e, posteriormente, por HALMOY (1979) e tem sido extensivamente usada no modelamento do processo GMAW, para controle de processos de soldagem e no estudo da soldagem com corrente pulsada (ver, por exemplo, LUND, 1979 e FUJIMURA, 1988). As tabelas III.3 e III.4 mostram valores de α e β obtidos experimentalmente para arames de aço carbono e de aço inoxidável respectivamente.

O coeficiente β representa a contribuição do efeito Joule para a fusão do arame e, portanto, depende principalmente da composição e das condições do arame. Este termo é importante para arames de aço, particularmente os de pequeno diâmetro, mas pode ser desprezível para arames de metais de elevada condutividade elétrica como o alumínio e o cobre.

Tabela III.3 - Valores dos coeficientes da equação de velocidade de fusão para aço carbono e CC⁺

Diâmetro (mm)	α (mm/sA)	β (1/sA ²)
0,8	0,70	$26,3 \times 10^{-5}$
1,0	0,47	$9,1 \times 10^{-5}$
1,2	0,27	$5,9 \times 10^{-5}$
1,6	0,18	$1,2 \times 10^{-5}$

Fonte – QUINTINO e ALLUM, 1984
citada por MODENESI, 2002.

Tabela III.4 - Valores dos coeficientes da equação de velocidade de fusão para aço inoxidável e CC⁺

Autores	α (mmA ⁻¹ s ⁻¹)	β ($\times 10^{-5}$) (A ⁻² s ⁻¹)	Arame	Material De Base	Gás	Diâmetro Do Eletrodo (mm)	Extensão do Eletrodo (mm)
Bálsamo	0,3497	7,8	ER308Lsi	304L	Ar-2%O ₂	1,2	15
Richardson	0,36	7,8	304	304L	Ar + 5%CO ₂ +1,5%O ₂	1,2	15
Santos	0,35	5,63	ER308L	304L	Ar-2%O ₂	1,2	15

Fonte – LAGARES JÚNIOR, 2001.

Na soldagem GMAW com eletrodo positivo, o coeficiente α representa a contribuição do aquecimento anódico pelo arco e parece depender principalmente da composição do eletrodo. Resultados experimentais indicam que este coeficiente é, em uma primeira aproximação, independente da corrente de soldagem, composição do gás de proteção (LESNEWICH, 1958a; ONO, 1981), do comprimento e tensão do arco (NUNES, 1982), condições superficiais do arame, geometria da junta (MATUMOTO, 1980) e da pressão.

Alguns autores determinaram os coeficientes α e β para arames de aço inoxidável austenítico. Dentre eles, pode-se destacar SANTOS (1986), RICHARDSON et al (1994), e BÁLSAMO (2000b) como indicado na tabela III.4. SANTOS (1986) determinou as constantes, por regressão múltipla. As soldagens foram realizadas com MIG pulsado, simples deposição sobre chapa de aço inoxidável 304L.

RICHARDSON et al (1994) obtiveram as constantes de fusão experimentalmente. Os testes de soldagem foram feitos por deposição de cordões sobre chapa de aço carbono comum com arame de aço inoxidável 304, comprimento do eletrodo (s) de 15 mm e gás de proteção Ar-5%CO₂-1,5%O₂.

Finalmente, BÁLSAMO (2000b) utilizou regressão múltipla para determinar os coeficientes. Os testes foram feitos pela deposição sobre chapa de aço inoxidável (ASTM304L) com arame ER 308LSi de 1,2 mm, distância bico de contato peça 20 mm, comprimento do eletrodo de 15 mm e gás Ar-2%O₂.

Comparando-se os valores de α e β obtidos pelos autores acima (na tabela III.4) pode-se observar que estes são próximos.

Na soldagem GMAW com eletrodo negativo, o coeficiente α tende a ser maior do que na soldagem com eletrodo positivo e esta diferença pode ser de até 75% (LANCASTER, 1986). O Coeficiente α para a soldagem com CC⁻ parece depender significativamente do nível da corrente, da presença de revestimentos na superfície do arame, da composição do gás de proteção, da configuração da junta, do comprimento do arco e da pressão. Este coeficiente pode ser reduzido para valores próximos ou mesmo inferior ao da soldagem com eletrodo positivo pela utilização de revestimentos especiais nos arames e na soldagem hiperbárica.

A equação 3.14 é válida para condições operacionais em que a corrente de soldagem é mantida aproximadamente constante. Em outras situações como, por exemplo, na soldagem com corrente pulsada, pode-se considerar que esta equação representa um

valor instantâneo da velocidade de fusão e, assim, o seu valor médio em um período de tempo adequado é:

$$\bar{w} = \frac{1}{T} \int_0^T w \, dt = \alpha I_m + \beta s I_{ef}^2 \quad (3.25)$$

onde I_m é a corrente média e I_{ef} é o seu valor eficaz, definido como:

$$I_{ef} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T I^2 \, dt} \quad (3.26)$$

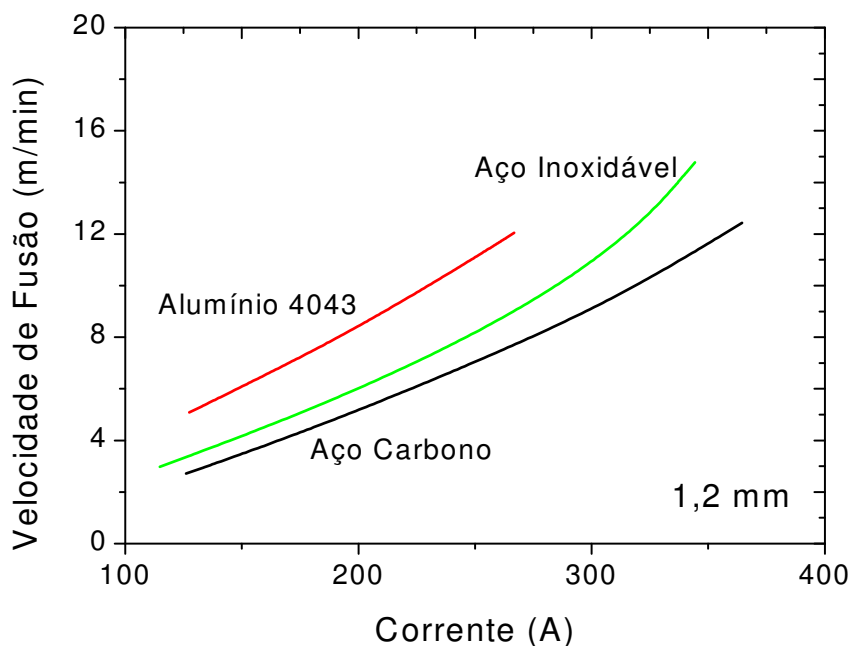
Em geral, $I_{ef} > I_m$, sendo que a diferença entre os dois valores se torna tanto maior quanto maior o nível de flutuação da corrente. Assim, processos de soldagem com corrente pulsada tendem a apresentar uma maior velocidade de fusão do que processos com corrente contínua não pulsada, para o mesmo valor de I_m , devido à maior contribuição do efeito joule ($\beta s I_{ef}^2$).

3.3.5. Variáveis Importantes na Velocidade de Fusão

Como indicado pela equação 3.14, as variáveis mais importantes no controle da velocidade de fusão na soldagem GMAW de um dado tipo de eletrodo são a (i) corrente, o (ii) comprimento do eletrodo e o seu (iii) diâmetro. A influência destas, e outras variáveis importantes do processo de soldagem, na fusão do eletrodo, será discutida a seguir:

(iv) Corrente de Soldagem

A corrente exerce uma forte influência na velocidade de fusão, isto é, aumentando-se a corrente, aumenta-se a velocidade de fusão. A figura 3.8 mostra curvas típicas de velocidade de fusão para o processo GMAW com arames de diferentes materiais. Estas curvas foram obtidas com equipamentos convencionais para soldagem GMAW tipo tensão constante e têm um formato típico parabólico que é bem descrito pela equação 3.14.



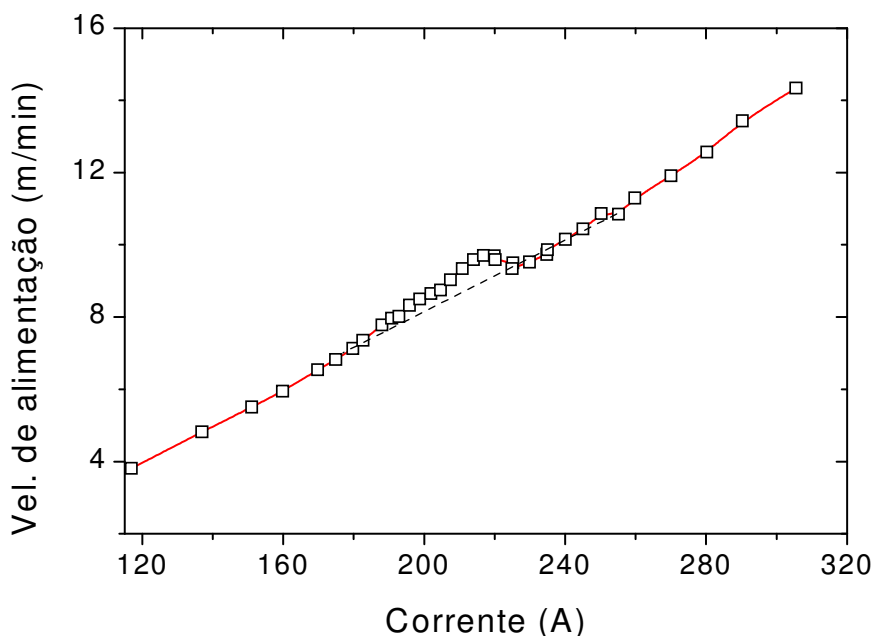
Fonte - HOLLIDAY et al.1991, modificada por MODENES, 2000.

Figura 3.8– Curvas de velocidade de fusão para arames de 1,2mm.

Embora os modelos propostos pareçam ser adequados para prever a velocidade de fusão de arame na soldagem GMAW em uma ampla faixa de condições operacionais, resultados de NUNES (1982), e confirmados posteriormente por KIM & EAGAR (1993), indicam a existência de irregularidades, ou descontinuidades, em curvas de velocidade de fusão em função da corrente de soldagem obtidas em testes com máquinas com curva característica de corrente constante (figura 3.9). Estas irregularidades ocorrem próximo da corrente de transição globular-spray e não são, em geral, observadas com equipamentos convencionais de soldagem (tipo tensão constante).

NUNES (1982) sugere que as curvas de velocidade de fusão, em função da corrente de soldagem, obtidas com fontes de corrente constante podem ser divididas em três regiões. A primeira região é caracterizada por uma baixa densidade de corrente e, segundo o autor, está caracterizada por uma relação aproximadamente linear entre a velocidade de fusão e a corrente. A segunda região é aquela em que as mudanças no modo de transferência de metal ocorrem e é caracterizada por uma relação irregular e não linear entre corrente e velocidade de fusão. Finalmente, a última região é

caracterizada por densidades de corrente média ou alta e apresenta novamente uma relação aproximadamente linear entre a velocidade de fusão do arame e a corrente de soldagem.



Fonte – NUNES 1982, modificada por MODENESI, 2002.

Figura 3.9 – Variação da velocidade de alimentação com a corrente de soldagem em uma máquina de corrente constante. Eletrodo de aço carbono de 1,0mm e extensão de 10mm e gás de proteção: Ar-5%CO₂.

KIM (1989), estudou a velocidade de fusão do eletrodo de aço carbono (classe AWS E70S3) em função da corrente de soldagem com diferentes gases de proteção (Ar-2%O₂, Argônio, CO₂, He e misturas Ar-He) com uma fonte de corrente constante. Este autor verificou anomalias, similares às descritas por NUNES (1982), na velocidade de fusão para correntes próximas à de transição de transferência globular-spray em gota. Segundo ele, a transição no modo de transferência de metal causa alterações em diversos fatores que podem afetar a velocidade de fusão do eletrodo. Esses incluem, por exemplo, o tamanho da gota, a distribuição de corrente na ponta do eletrodo e a área da interface líquido-sólido. O autor sugere que a mudança no tamanho da gota pode afetar a geração do aquecimento por efeito joule na gota, o coeficiente de transferência de calor do metal líquido e a temperatura da gota. A mudança na distribuição de corrente entrando no eletrodo poderia afetar a distribuição da entrada de calor devida à

condensação de elétrons no eletrodo. A área da interface líquido-sólido é alterada quando o afilamento do eletrodo é formado na sua extremidade com a transferência por spray e afetará o calor total que entra no eletrodo. Com todos esses efeitos combinados, a velocidade de fusão do eletrodo seria afetada pela transição no modo de transferência de metal, levando finalmente a anomalia na velocidade de fusão.

NUNES (1982) acredita que um aumento na frequência de destacamento de gotas na região de transferência globular e spray em gota pode causar uma diminuição da espessura da camada de metal líquido (decorrente da diminuição do volume da gota) na ponta do eletrodo (e a frente de fusão) e, conseqüentemente, levar a um aumento no fluxo de calor na extremidade do anodo (CC^+). Dessa forma, as características de fusão do arame podem ser afetadas o que poderia provocar um aumento da velocidade de fusão.

De acordo com WASZINK & Van den HEUVEL (1982), o calor pode ser transferido da interface da gota que está em contato direto com o arco para a frente de fusão principalmente por condução e convecção. Na transferência globular, os dois processos são possíveis, entretanto a convecção é o dominante. Na região de transferência spray em fluxo, os autores sugerem que o calor é transferido principalmente por condução.

(iv) Comprimento do Eletrodo

A distância do tubo de contato à extremidade do eletrodo determina o comprimento do eletrodo que é aquecido por efeito Joule antes do metal fundido na ponta do arame ser transferido para a poça de fusão. Este aquecimento aumenta quando esse comprimento aumenta, levando a um aumento da velocidade de fusão do arame se a corrente for mantida fixa. Entretanto, um aumento excessivo da extensão do eletrodo pode levar a uma maior formação de respingos e pode tornar o arco errático (CULLISON, 1999).

NUNES (1982) verificou que a anomalia na velocidade de fusão ocorre para valores de corrente próximos da transição do modo de transferência globular para spray e sugere

que esta anomalia estaria associada com interações complexas entre mecanismos de transferência de metal, os quais determinariam mudanças do fluxo de calor dentro da gota líquida presa à extremidade do arame para a interface líquido-sólido do arame. O autor observou um aumento na frequência de destacamento de gotas dentro da região de anomalia de $30s^{-1}$ para mais de $250s^{-1}$ (este comportamento dependia da extensão e diâmetro do eletrodo). Para NUNES (1982), este aumento na frequência de destacamento levaria a uma menor espessura da camada de metal líquido na ponta do arame com o conseqüente aumento no fluxo de calor da gota para a interface sólido-líquido do arame. Assim, segundo o autor, ocorreria um aumento na velocidade de fusão do arame em conseqüência das alterações das características de fusão dentro desta região de anomalia.

TUSEK (1996) menciona que uma das formas de aumentar a produtividade do processo de soldagem é através do aumento do comprimento do eletrodo (figura 3.10), pois isto promove um maior aquecimento do eletrodo e facilita a sua fusão, proporcionando maiores taxas de deposição através de um acréscimo na velocidade de fusão do arame. O autor confirma que essa prática é mais efetiva para arames de pequeno diâmetro.

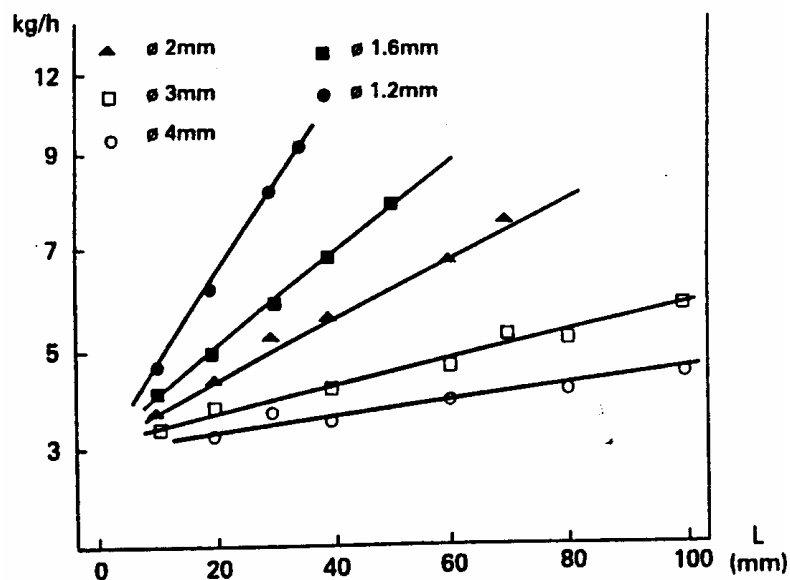


Figura 3.10- Influência do comprimento do eletrodo (L) na velocidade de fusão, para diferentes diâmetros (\varnothing) de arame de aço (TUSEK, 1996).

(iv) Diâmetro do eletrodo

Como já citado, os coeficientes α e β da equação 3.14 são, respectivamente, inversamente proporcionais ao inverso da área da seção transversal do arame e ao quadrado desta área. Assim, a influência do diâmetro do eletrodo na velocidade de fusão está mais fortemente relacionada com o seu efeito na resistência elétrica do arame e, portanto, com o aquecimento devido ao efeito Joule. Desta forma, para condições iguais de operação, arames de menor bitola são fundidos com uma maior velocidade.

(iv) Gás de Proteção

Embora mudanças na composição do gás possam causar mudanças acentuadas no modo de transferência de metal, sanidade e forma do cordão de solda, as mudanças na velocidade de fusão observadas por LESNEWICH (1958a) foram muito pequenas. Resultados típicos destes experimentos são apresentados na tabela III.5. As diferenças mostradas na velocidade de fusão foram atribuídas, em princípio, a erros experimentais, desde que o autor teve dificuldades na medida do comprimento de arco. Isto ocorreu particularmente para condições de baixa estabilidade do arco, mais comum para a soldagem com gases de proteção como nitrogênio e dióxido de carbono.

SUBAN & TUSEK (2001) avaliaram a influência do gás de proteção na velocidade de fusão. Para tanto, eles utilizaram como gases de proteção: Ar puro (Ar), dióxido de carbono puro (CO₂), mistura (82%Ar-18% CO₂) e misturas (65%Ar-26,5%He-8% CO₂ -0,5% O₂). De forma similar a LESNEWICH (1958a), os autores sugerem que a velocidade de fusão é independente da composição do gás de proteção. Por outro lado, KIM et al. (1991) sugerem a existência de um efeito significativo da composição do gás de proteção na velocidade de fusão na soldagem GMAW. As causas para estes resultados conflitantes encontrados na literatura ainda não são claras. Elas podem englobar diferenças no equipamento (por exemplo, nas características estáticas e dinâmicas da fonte) e na forma de se definir o comprimento do eletrodo, por exemplo.

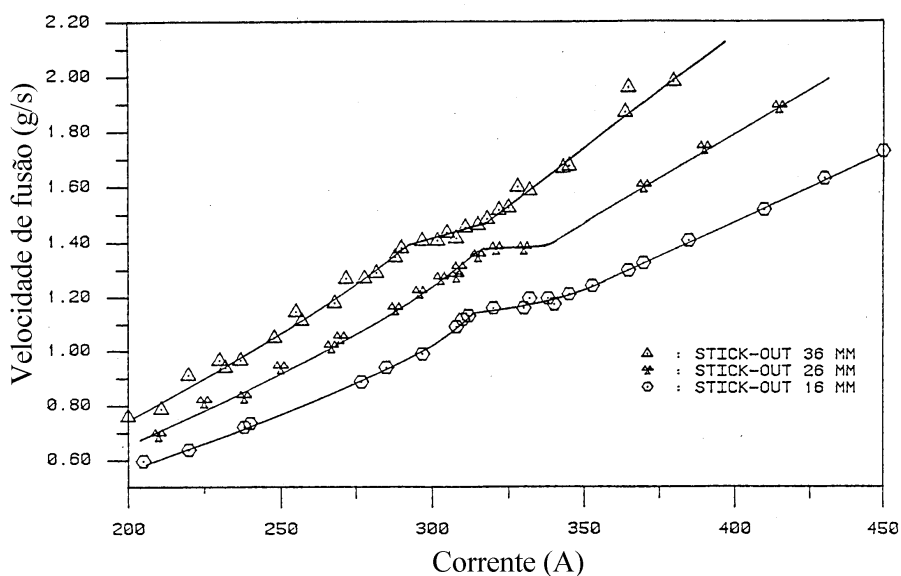
Tabela III.5 - Efeito dos Gases de Proteção e condição superficial do eletrodo na velocidade de fusão do eletrodo com corrente com polaridade reversa (eletrodo positivo).

Gás	Condição superficial	Velocidade de fusão, mm/s
Aço doce; 350A, diâmetro 1,6mm, extensão 19mm		
Argônio	Limpo	95,25
Argônio	tratada com césio	91,02
Hélio	Limpa	97,37
Hélio	tratada com césio	99,48
Nitrogênio	Limpa	95,25
Nitrogênio	tratada com césio	95,25
Dióxido de carbono	Limpa	99,48
Dióxido de carbono	tratada com césio	97,37
Alumínio; 300A, diâmetro 1,6mm, extensão 19mm		
Argônio	Limpa	115,99
Hélio	Limpa	119,38
Ar	Limpa	118,53

Fonte – LESNEWICH (1958a)

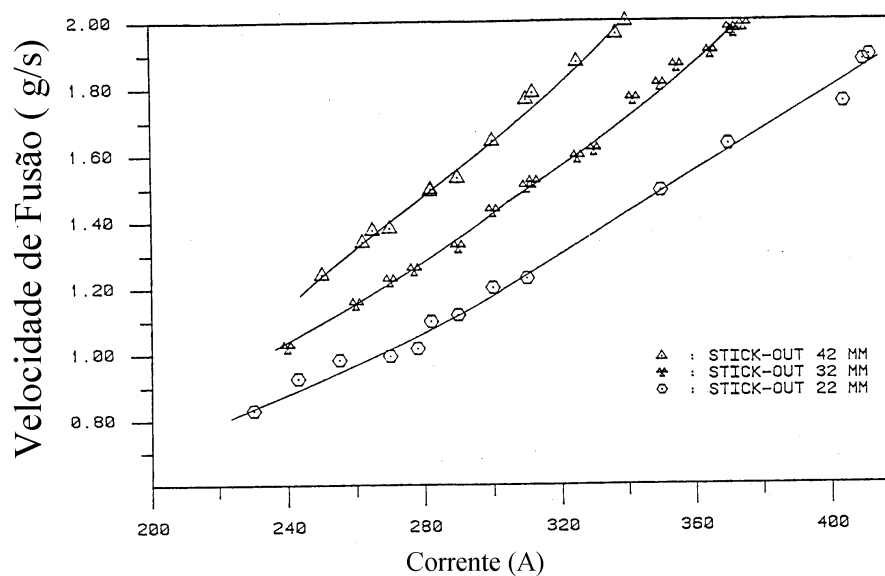
KIM et al. (1991) mediram a velocidade de fusão de arames de alumínio (AA1100 e AA5356), aço carbono (AWS ER70S-3) e titânio (Ti-6Al-4V) com diferentes gases de proteção (Ar, He, misturas Ar-He, Ar-2%O₂ e CO₂) utilizando uma fonte de corrente constante. Os autores verificaram que a anomalia na curva de velocidade de fusão existia apenas para os testes com gases de proteção a base de argônio (figura 3.11), não se observando nenhum efeito quando CO₂ ou He foram usados como gases de proteção (figuras 3.12 e 3.13 respectivamente). Os autores observaram que, para misturas com maior teor de argônio (75%Ar-25%He), existem evidências da anomalia nas curvas de velocidade de fusão. Entretanto, a medida que se aumenta o teor de hélio (50%Ar-

50%He), a anomalia na velocidade de fusão tende a desaparecer (figura 3.14). Os autores sugerem que a anomalia na velocidade de fusão deve estar associada a fenômenos que causam mudanças no modo de fusão do metal e parecem estar relacionadas com o comportamento do arco com gases ricos em argônio.



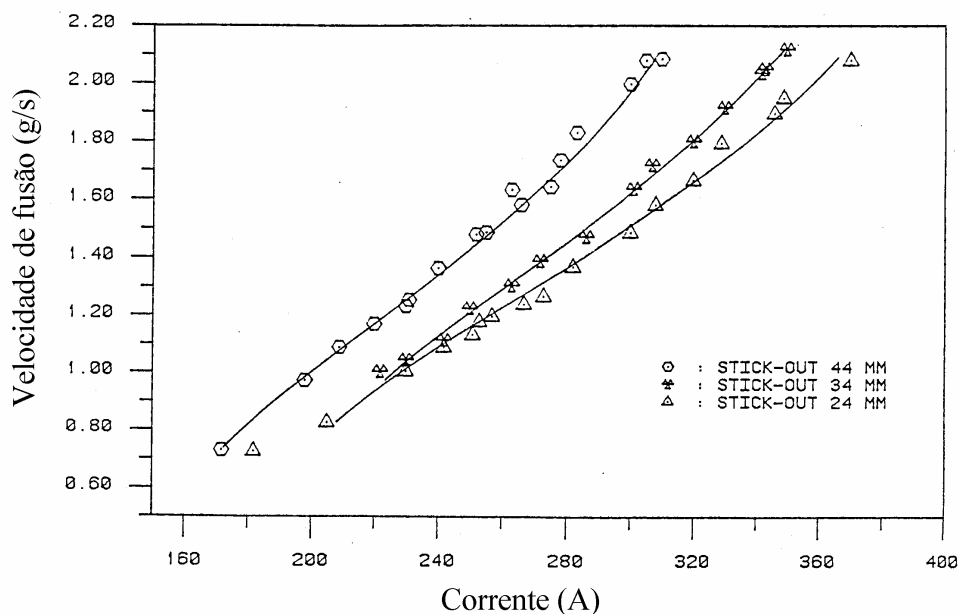
Fonte – Modificada de KIM, 1989.

Figura 3.11– Velocidade de fusão do eletrodo de aço carbono com proteção de Ar.



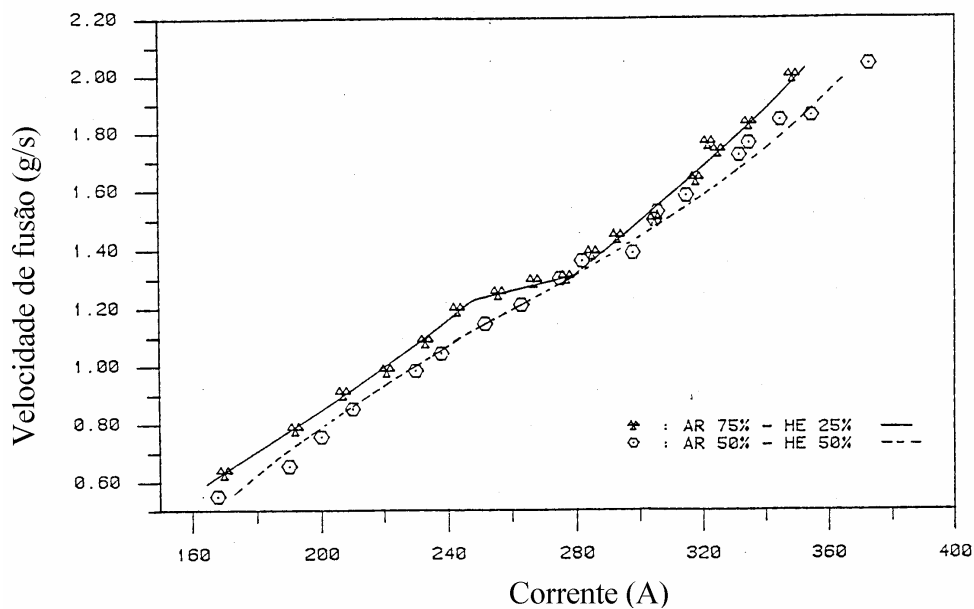
Fonte – Modificada de KIM 1989

Figura 3.12– Velocidade de fusão do eletrodo de aço carbono com proteção de CO₂.



Fonte - Modificada de KIM 1989

Figura 3.13- Velocidade de fusão do eletrodo de aço carbono soldando com proteção de He.



Fonte - Modificada de KIM 1989

Figura 3.14 - Velocidade de fusão do eletrodo de aço carbono soldando com misturas de gases de proteção de Ar-He.

CAPÍTULO 4. MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 Materiais

Os metais de adição utilizados neste trabalho foram arames de aço carbono de 1,0mm e 1,2mm de diâmetro da classe AWS A5.18/93 ER70S6, de 1,2 mm de diâmetro da classe AWS E70S3 e de aço inoxidável da classe AWS5.9/93 E308LSi. Os arames de aço carbono foram fornecidos pela Belgo Bekaert Arames, tendo também sido utilizados para a execução de um trabalho anterior (FERNANDES, 1999). As tabelas IV.1 e IV.2 mostram a composição química especificada dos arames de aço carbono e aço inoxidável respectivamente.

Tabela IV.1 - Especificação da composição química dos arames ER70S6 e ER70S3.

Arames	S	C	Mn	P	Si	Al	Cr	Cu	Ni	Mo
ER70S6	0,035	0,06	1,40	0,025	0,80		0,15	0,50	0,15	0,50
	máx.	a	a	máx.	a	...	máx.	máx.	máx.	máx.
ER70S3	0,035	0,06	0,90	0,025	0,45		0,15	0,50	0,15	0,15
	máx.	a	a	máx.	a	máx.	máx.	máx.	máx.

Fonte – AWS A5. 18/93.

Tabela IV. 2 - Especificação da composição química do arame E308LSi

Arame	C	Cr	Ni	Mo	Mn	Si	P	S	Cu
E308LSi	0,003	19,5-22,0	9,0-11,0	0,75	1,0-2,5	0,65-1,0	0,003	0,003	0,75
	máx.			máx.			máx.	máx.	máx.

Fonte – AWS5. 9/93

Como metal base foram utilizadas chapas de aço carbono (ABNT 1010) com 180mm de comprimento por 50mm de largura e 12mm de espessura para soldar tanto com os eletrodos de aço carbono (E70S3 e E70S6) quanto com o de aço inoxidável (E308LSi). Uma vez que se está avaliando a fusão do eletrodo, o fato de se utilizar aço carbono como material base na soldagem com o arame de aço inoxidável E308LSi tem influência pouco significativa nos resultados. Todas as chapas foram esmerilhadas para a retirada de carepa da sua superfície.

Os gases de proteção utilizados nos testes com os arames de aço carbono foram Ar, Ar-2%O₂ e Ar-4%CO₂. Para os testes realizados com o arame de aço inoxidável, a proteção foi feita com Ar-2%O₂ e com Ar puro.

Utilizou-se o argônio neste trabalho por ser um dos gases mais comuns em soldagem MIG, além disso, este é um gás inerte e denso que favorece uma boa proteção gasosa e são conseguidas soldas com excelentes propriedades mecânicas devido à ausência de inclusões. LYTTLE & STAPON (1990) afirmam que, em geral, não há perda de elementos de liga em soldas realizadas com este gás. Entretanto, na soldagem GMAW de aços, um arco sob atmosfera de argônio puro apresenta problemas de estabilidade, apesar do baixo potencial de ionização deste gás, e as soldas tendem a ter alto reforço devido à baixa molhabilidade do metal líquido (HILTON & NORRISH, 1988). Para se obter uma estabilidade adequada na soldagem destes materiais, é quase sempre necessária uma pequena adição de gases oxidantes (oxigênio e/ou dióxido de carbono) ao argônio.

Neste trabalho, escolheu-se a mistura Ar-4%CO₂ para soldagem com arame de aço carbono (AWS E70S6 e S3) devido ao fato de que teores relativamente baixos de dióxido de carbono favorecerem, em GMAW, a estabilização da raiz do arco. Em geral, adições maiores que 5% de CO₂ em argônio tendem a diminuir a estabilidade do processo e aumentar o nível de respingos produzidos (HILTON & NORRISH, 1988). No presente trabalho foram realizados testes com misturas Ar-CO₂ com teores de 12 e 25% CO₂, tendo sido observada uma grande dificuldade de se estabilizar e medir o comprimento do arco de modo que os resultados destes testes não serão considerados no presente trabalho. Por outro lado, a mistura Ar-2%O₂ apresentou, em termos de desempenho e estabilidade, resultados similares ao da mistura Ar-4%CO₂.

A soldagem GMAW de aços inoxidáveis austeníticos é realizada com gases essencialmente inertes, sobretudo à base de argônio, com pequenas adições de gases oxidantes, oxigênio (1-3%) ou dióxido de carbono (1-5%), para promover a estabilização do arco. Misturas com teores mais elevados de O₂ ou CO₂ não são recomendadas devido (a) a uma oxidação excessiva tanto superficial como da poça de

fusão e (b) à carbonetação da poça e conseqüente comprometimento da resistência à corrosão pela precipitação de carbonetos de cromo (SILVA,1995). Neste trabalho, utilizaram-se como gases de proteção na soldagem com arame de aço inoxidável austenítico (AWS E308 LSi) o argônio (com pureza indicada pelo fabricante para soldagem) e uma mistura deste com O₂ (Ar-2%O₂).

4.2 – Equipamentos

Para os testes de soldagem, foi utilizada uma fonte eletrônica multiprocessos INVERSAL 300 da IMC Soldagem e Automação (figura 4.1) em conjunto com um alimentador de arame convencional (SWM25, fabricado pela White Martins) que foi modificado para permitir um ajuste fino da velocidade de alimentação de arame. Esta modificação consistiu na colocação, em série com o potenciômetro do alimentador (de 100k Ω), de um outro potenciômetro (10k Ω) para este ajuste fino (figura 4.2). A fonte INVERSAL 300 foi também modificada para permitir um ajuste do nível de tensão para a detecção e tratamento de curtos circuitos quando estivesse operando como uma fonte de corrente constante. O eletrodo foi conectado ao pólo positivo da fonte de soldagem (CC⁺).

Para a aquisição dos valores de corrente e tensão de soldagem, os sinais destas variáveis foram tomados na saída da fonte de energia por uma placa de aquisição de dados (INTERDATA II, da IMC Soldagem e Automação) em um computador e controlada por um programa desenvolvido especificamente para isto (OSCILOS, do mesmo fabricante). As condições de aquisição de dados são mostradas na tabela IV.3.



Figura 4.1 - Fonte eletrônica multiprocessos INVERSAL 300 da IMC

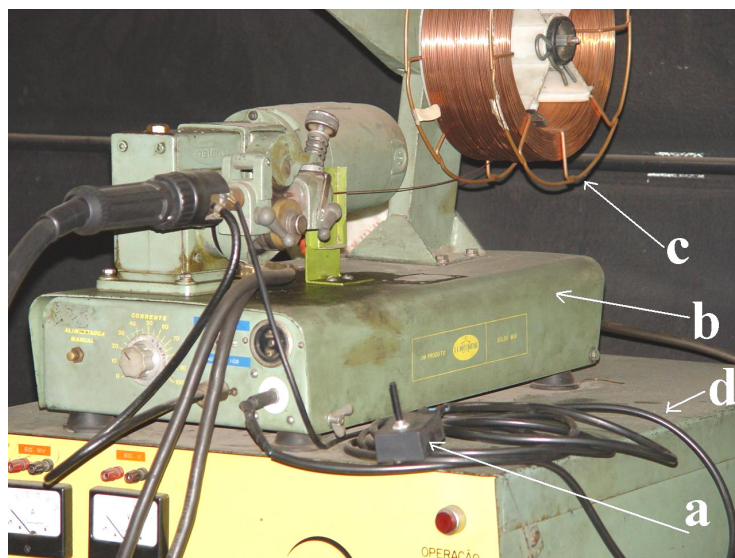


Figura 4.2 - Sistema de Alimentação do arame. (a) potenciômetro de 10 k Ω , (b) alimentador de arame da White Martins, modelo SAWM-25, (c) carretel de arame e (d) fonte de tensão constante da white Martins, modelo VI-400.

Tabela IV.3 - Condições de aquisição dos valores de corrente e tensão de soldagem.

Condições de Aquisição	
Tempo total de medição	3,0s
Número de Bits (resolução dos dados)	12
Frequência de aquisição	5kHz

A velocidade de alimentação do arame foi medida com um sensor de disco ótico colocado junto ao alimentador de arame e o sinal deste sensor foi lido e armazenado em um computador com uma placa de aquisição de dados (da Strawberry Tree Inc., USA) e um programa de controle (QUICKLOG, do mesmo fabricante). A soldagem foi realizada em um sistema mecanizado que permitia o deslocamento da peça com uma velocidade controlada enquanto a tocha era mantida estática. Esta disposição foi escolhida devido à necessidade de se medir e controlar o comprimento do arco durante os testes de soldagem, o que feito com um sistema de projeção do arco. Estes dispositivos serão melhor descritos no procedimento experimental.

Para a avaliação das condições de transferência de metal, um conjunto de testes foi realizado utilizando uma Câmera ENCORE MAC da Olympus (USA) do Departamento de Engenharia Mecânica da UFMG e sistema de “Shadowgrafia” laser para a filmagem de alta velocidade. O sistema de Shadowgrafia utilizou um tubo de LASER He-Ne da UNIPHASE (USA) em conjunto com filtros de densidade neutra e de interferência específico para o comprimento de onda do laser utilizado. O tubo de laser He-Ne tem uma potência de 5,0mW e emite um feixe de diâmetro de 0,81mm $\pm 3\%$. A metodologia para se fazer a filmagem será melhor descrita no item 4.3.4.

4.3 Procedimento Experimental

Nesta seção será apresentada a metodologia utilizada para estudar a taxa de fusão e o modo de transferência de metal.

4.3.1 Introdução:

O presente trabalho envolveu as seguintes etapas:

- ❑ Caracterização dos eletrodos;
- ❑ Estudo da fusão do eletrodo;
- ❑ Estudo da transferência de metal.

4.3.2 Caracterização dos Eletrodos:

Esta etapa constou da avaliação das dimensões dos arames através de micrômetros, de sua composição química e de sua resistividade elétrica utilizando os métodos descritos por FERNANDES (1999); LINHARES (2000) e GUIMARÃES (2002).

A resistividade elétrica dos arames à temperatura ambiente (resistividade a frio) foi avaliada utilizando o método descrito por GUIMARÃES (2002). Este procedimento baseia-se na montagem da Figura 4.3, na qual se varia de 100 a 300mA a corrente elétrica que passa pela amostra do arame com comprimento de 6 a 8m através de uma fonte de corrente contínua (PS282 DC da Tektronix, USA), obtendo-se pares de tensão e corrente.

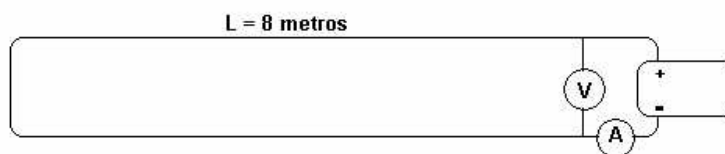


Figura 4.3 – Esquema da montagem experimental para medição da resistividade.

Da lei de Ohm, tem-se que a tensão (V) entre dois pontos de um condutor é igual ao produto da resistência elétrica (R) pela corrente elétrica (I), $V = RI$. Assim, com os pares de corrente e tensão coletados, a resistência elétrica do arame é calculada através do valor médio determinado a partir de vários pares de “V” e de “I”, em uma planilha eletrônica e, a partir desta, a resistividade elétrica do arame durante o processo pode ser calculada como:

$$\rho = R \frac{A}{L} \quad (4.1)$$

Onde,

ρ é a resistividade; L é o comprimento do arame; e A é a área da seção transversal do arame.

Para se avaliar o valor da resistividade elétrica dos arames tanto à temperatura ambiente como a temperaturas elevadas, particularmente próximas da temperatura de fusão do material, utilizou-se um método descrito por GUIMARÃES (2002).

Com base neste método, a resistividade foi avaliada utilizando-se de dois pares de placas de cobre separadas por uma distância fixa e conhecida (14,85cm) e que serviam de contato elétrico. Amostras dos arames de comprimento maior que a distância indicada eram fixadas entre as placas de cobre as quais estavam ligadas a uma fonte de soldagem de corrente constante (Soldarc R-250 da White Martins). Quando a fonte era acionada, o arame era energizado, ocorrendo a passagem de uma corrente elétrica, cujo valor foi regulado em cerca de 30A. Com um sistema de aquisição de dados (placa de aquisição de dados AQ5012, da STD, Sistemas Técnicos Digitais, Brasil) instalada em um computador e controlada pelo programa SINAL (desenvolvido no Laboratório de Soldagem e Ensaio Não-Destrutivos do Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais da UFMG), os valores de corrente e tensão eram registrados numa frequência fixa de 500Hz. A montagem utilizada é mostrada de forma esquemática na Figura 4.4.

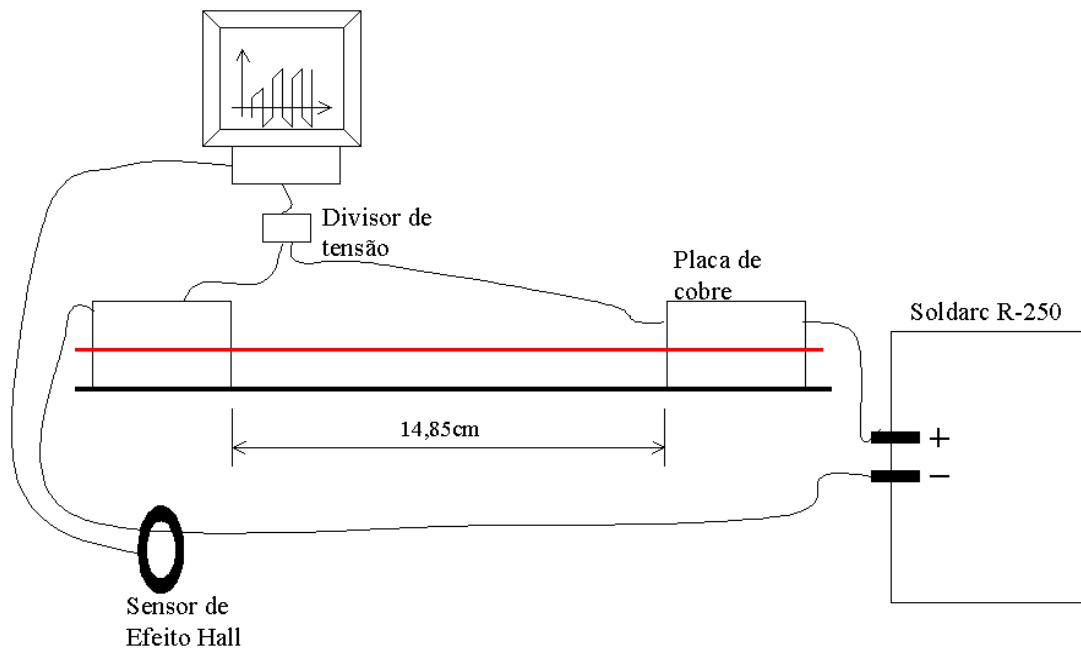


Figura 4.4 - Representação esquemática da montagem dos equipamentos para realização dos testes de resistividade à temperatura de fusão.

A corrente elétrica, ao passar pelo arame, faz com que a temperatura deste se eleve em consequência do efeito Joule até o momento de sua ruptura que ocorre devido à sua fusão. Pode-se observar a representação desse efeito na Figura 4.5, onde o arame aquece, sofre dilatação térmica, amolecimento e se rompe. As variações de corrente e tensão no arame foram acompanhadas durante todo este processo com o sistema de aquisição de dados.

Utilizando-se novamente a lei de Ohm, $V = R I$, pode-se encontrar a variação da resistência elétrica durante o aquecimento do arame e calcular a variação de sua resistividade (ρ) conforme mencionado anteriormente, conhecendo-se os valores do comprimento ($L = 14,85 \text{ cm}$) e da área da seção reta (A). No cálculo da variação da resistência elétrica foi considerado que a resistência de contato entre o arame e as placas de cobre era desprezível em relação aquela do arame. Esta suposição deve ser razoável considerando-se que as placas de contato tinham ranhuras para acomodar os arames, que o contato ocorria ao longo de 5cm em cada placa e estas eram firmemente apertadas contra o arame.

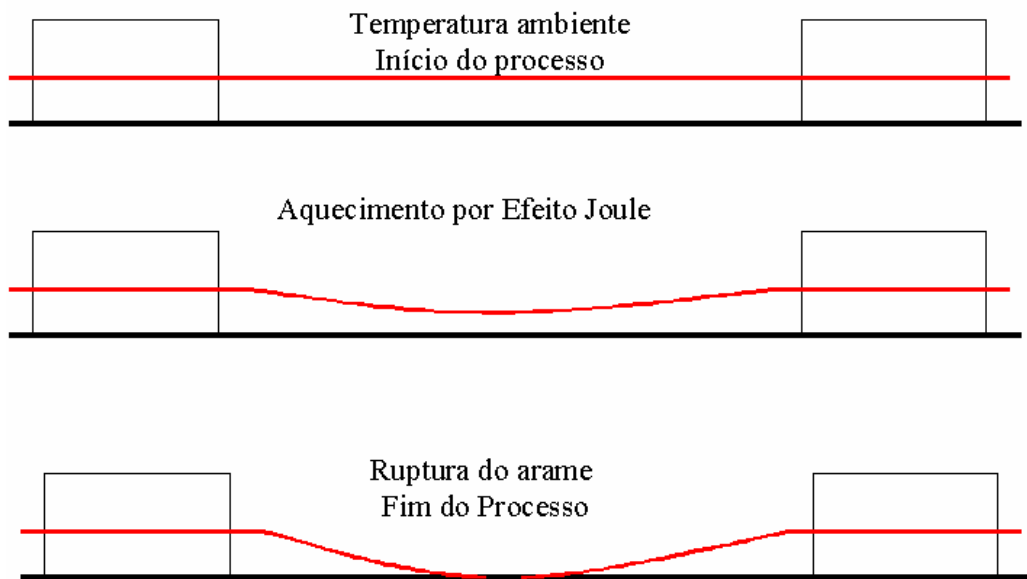


Figura 4.5 – Seqüência de ruptura do arame para a determinação da resistividade à temperatura de fusão.

Os dados obtidos nestes testes foram tratados com próprio programa Sinal, o qual permite gerar uma curva da resistência elétrica em função do tempo para cada ensaio. A Figura 4.6 mostra um exemplo de um resultado obtido para o arame E70S6 de 1mm de diâmetro.

Para se estimar os valores da resistência elétrica das amostras nos extremos desta curva, isto é, à temperatura ambiente e próximo da temperatura de fusão do arame, os pontos desta curva próximos de seus extremos foram analisados por regressão linear. Assim, para cada corpo de prova de cada tipo de arame (aço carbono de 1,0 e 1,2mm e aço inoxidável de 1,2mm) foram feitas duas regressões lineares, uma no início da curva, (temperatura ambiente) e outra no seu final, próximo da ruptura do arame (temperatura de fusão). Para a regressão feita no início da curva (exemplo mostrado na Figura 4.7 para o arame E70S6 de 1mm de diâmetro), a resistência elétrica à temperatura ambiente foi considerada como igual ao intercepto da reta de regressão linear (valor estimado da resistência no tempo inicial).

Para a estimativa da resistência na temperatura de fusão (exemplo na Figura 4.8 para o mesmo arame), o valor adotado foi o estimado pela reta de regressão para o tempo final do ensaio (no instante em que o arame se rompia).

Para a realização deste procedimento, foram considerados de 1000 a 2500 pontos nas extremidades das curvas. Estes valores foram escolhidos após uma série de testes preliminares e tinham como objetivo evitar efeitos de falta de linearidade no cálculo das resistividades.

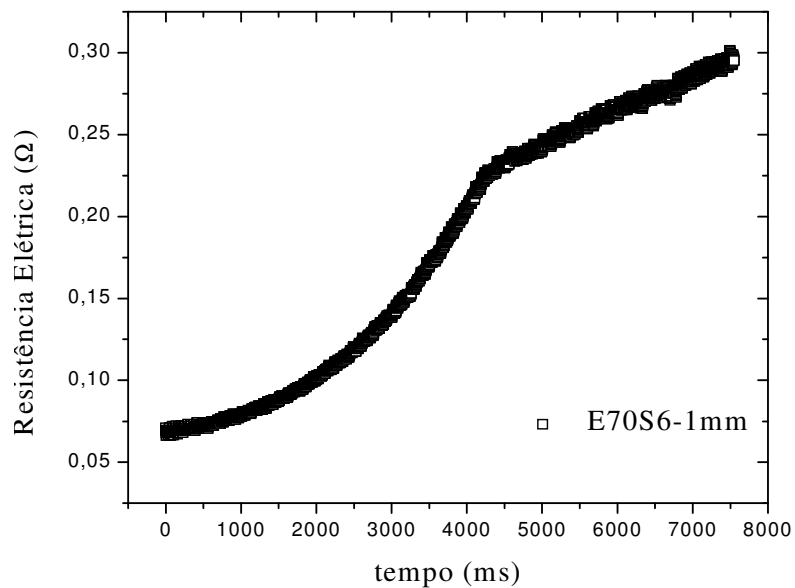


Figura 4.6 – Curva de resistência elétrica em função do tempo durante o aquecimento do arame AWS E70S6-1mm por efeito Joule.

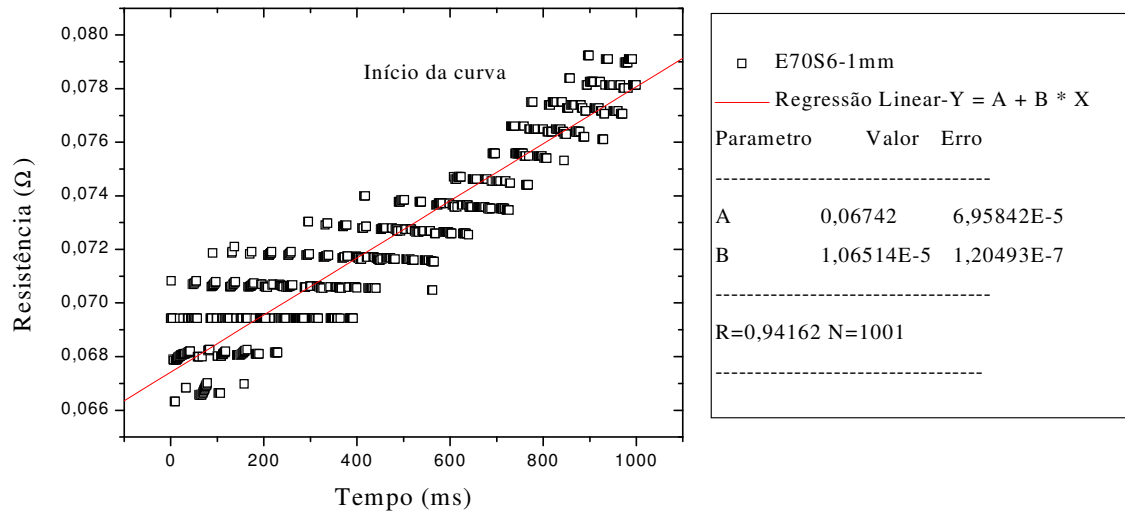


Figura 4.7 – Regressão linear no início da curva (à temperatura ambiente). Análise feita para o arame E70S6-1mm.

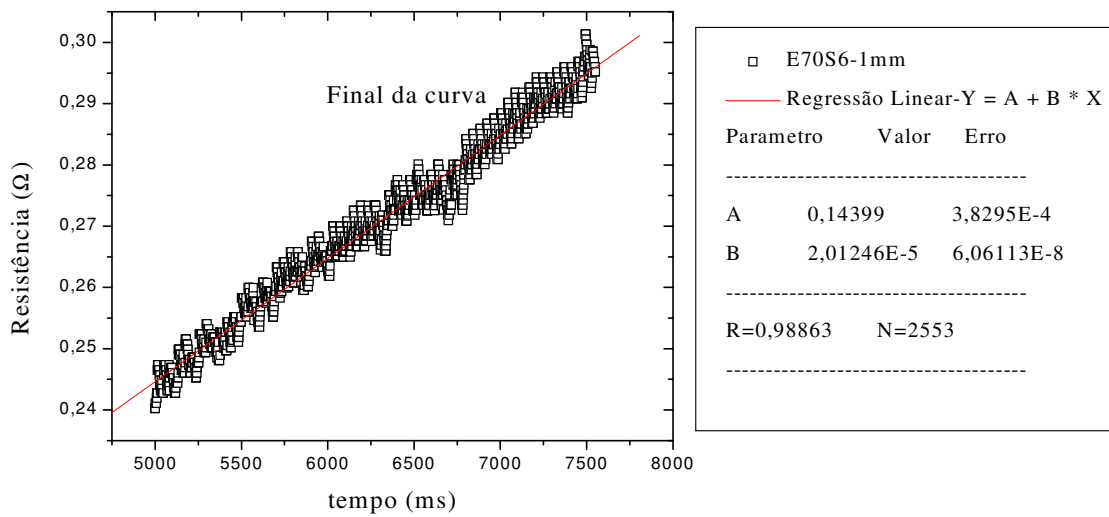


Figura 4.8 – Regressão linear no fim da curva (à temperatura de fusão). Análise feita para o arame E70S6-1mm.

4.3.3 Estudo da Fusão do Eletrodo

(i) Desenvolvimento da Montagem:

A figura 4.9 mostra esquematicamente a montagem desenvolvida para os testes de soldagem GMAW com a fonte operando no modo de corrente constante.

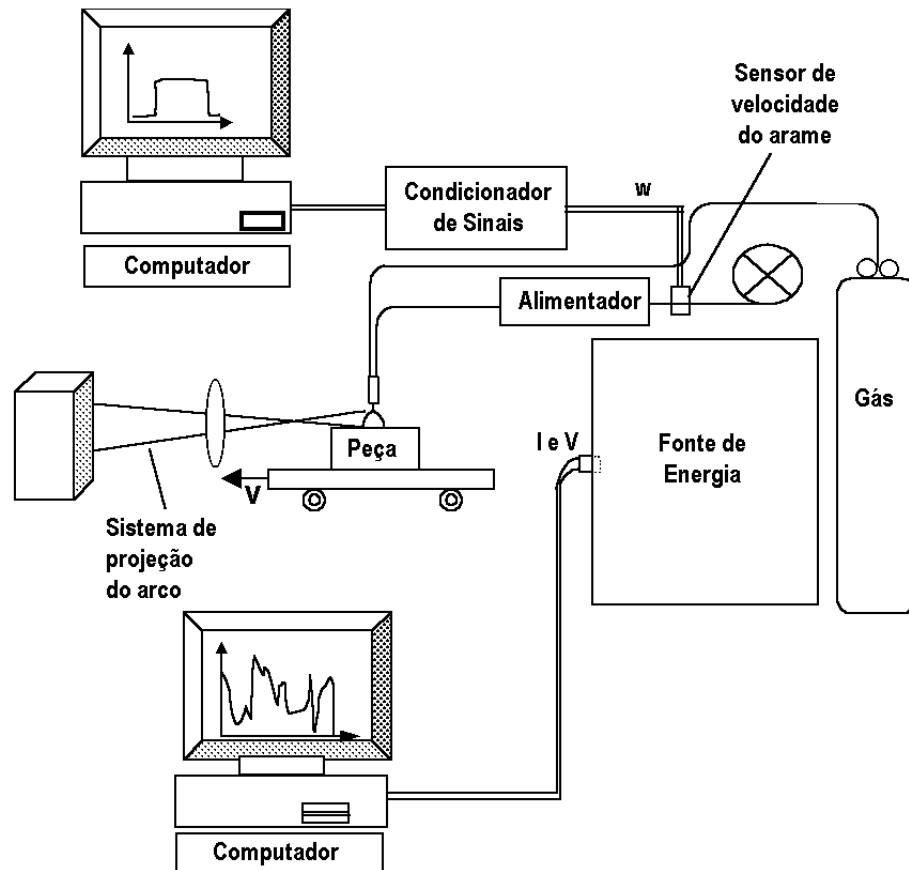


Figura 4.9 - Diagrama esquemático da montagem desenvolvida para os testes

Com o objetivo de manter a extensão do eletrodo constante, controlou-se o comprimento de arco. Este comprimento foi medido através da imagem ampliada do mesmo projetada sobre um anteparo calibrado. Uma vez que o comprimento do arco (L_{arco}) pode variar durante a soldagem e a definição exata dos pontos de entrada da corrente tanto no eletrodo como na peça não é precisa, este comprimento foi convencionado como a distância entre a frente de fusão no eletrodo e a superfície do corpo de prova (figura 4.10).

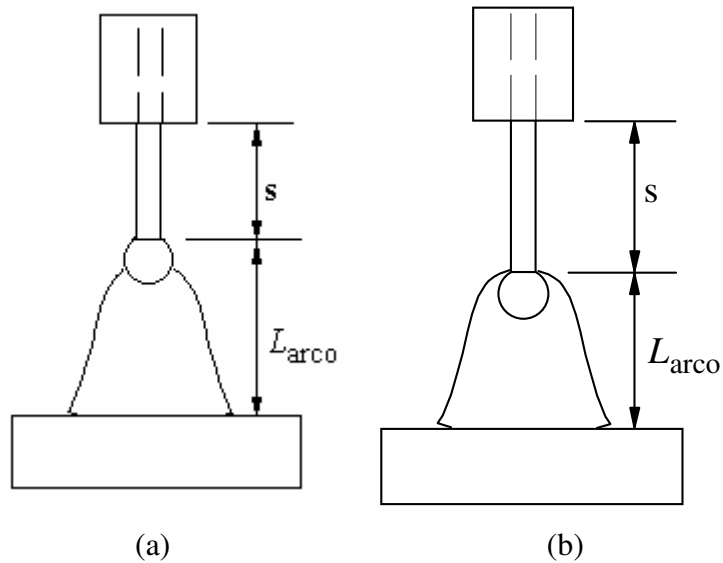


Figura 4.10 - Definição do comprimento de arco e comprimento do eletrodo

Em condições de transferência globular, a região de ligação da gota ao arame, ou extremidade do arame após destacamento da gota, foi assumida como a frente de fusão e usada para a definição do comprimento do arco (figura 4.10a). Para transferência spray, a região na qual o plasma ou arco envolve a ponta do eletrodo foi assumida para a definição do comprimento do arco (figura 4.10b).

O comprimento de arco foi ajustado durante a parte inicial de cada teste variando-se a velocidade de alimentação de arame. Neste ajuste a distância entre o bico de contato e o corpo de prova (metal base) foi fixada antes de cada ensaio em 20mm ou 27mm, respectivamente para se obter os comprimentos do eletrodo de 13 e 20mm (considerando um comprimento de arco de 7mm).

Assim, antes do início de um teste com um dado valor de corrente (I), a velocidade de fusão esperada foi calculada através da equação 3.14 com os valores de α e β da tabela III.3. Este valor foi convertido para o valor correspondente da tensão para a alimentação do motor do alimentador de arame ajustando-se o potenciômetro deste e utilizando-se uma relação previamente levantada entre a essa tensão (V) no motor e a velocidade de alimentação obtida (w , em m/min):

$$w = 0.19108V - 0.083 \quad (4.2)$$

Durante o teste, após o início da deposição do cordão de solda, o comprimento do arco foi ajustado para o seu valor desejado atuando-se no potenciômetro de 10 k Ω que foi instalado no equipamento.

A tabela IV.4 resume os parâmetros utilizados para estudar a fusão do arame.

Tabela IV.4 - Parâmetros de soldagem usados nos testes

PARÂMETROS DE SOLDAGEM	
Velocidade de deslocamento	20 cm/min
Vazão do gás de proteção	16 l/min
Proteção gasosa	Ar Ar-2%O ₂ Ar-4%CO ₂
Distância do bico de contato a peça	20 e 27 mm
Posição da tocha de soldagem	Perpendicular à peça
Posição de soldagem	Plana
Comprimento de arco	7mm
Diâmetro do arame eletrodo	1,0 e 1,2mm

(ii) Procedimento Experimental:

Para cada condição experimental (tipo de arame, composição do gás de proteção e comprimento do eletrodo) foram feitos testes de soldagem com valores de corrente entre cerca de 100 e 320A. A diferença no nível da corrente entre ensaios foi usualmente de cerca de 10A, exceto para os testes realizados próximo da região de mudança de modo de transferência, para os quais o intervalo foi reduzido para 5A.

Cada teste experimental consistiu na deposição de um cordão sobre o metal de base. Na maioria dos testes foi usado um comprimento de arco de 7mm. Para manter

aproximadamente constante o volume da poça de fusão e, assim, tornar sistemática a sua influência na medição do comprimento do arco, adotou-se uma razão fixa (e igual a 25) entre as velocidades de alimentação de arame e de soldagem. Assim, por exemplo, para uma velocidade de alimentação de 15m/min, a velocidade de soldagem foi de (15/25)m/min ou 60cm/min. Para cada nível de corrente, o comprimento do arco foi ajustado durante a parte inicial do teste variando-se a velocidade de alimentação com o potenciômetro de ajuste fino. Uma vez que o processo se estabilizava, os valores de corrente, tensão e de velocidade de alimentação eram registrados.

De forma a garantir variações sensíveis nas condições de transferência de metal, o tipo do eletrodo (AWS E70S3, E70S6 e E308LSi), ou a composição do gás de proteção (Ar puro e Ar com 4% de CO₂ e 2%O₂) e o comprimento do eletrodo (13 e 20mm) foram variados para cada conjunto de testes experimentais. A tabela IV.5 mostra esquematicamente o procedimento que foi adotado.

Tabela IV.5 - Procedimento experimental utilizado no presente trabalho

Material	Gás de Proteção Vazão: (16l/min)	Diâmetro do arame (mm)	Extensão do Eletrodo (mm)
E70S3	Ar-4%CO ₂	1,2	13
E70S6	Ar	1,0 e 1,2	13 e 20
	Ar-2%O ₂		
	Ar-4%CO ₂		
E308LSi	Ar	1,2	13
	Ar-2%O ₂		

4.3.4 Estudo da Transferência de Metal

Nessa parte do trabalho, os modos de transferência durante a soldagem foram observados por filmagem de alta velocidade juntamente com a aquisição de sinais de corrente de soldagem. As condições de teste foram determinadas na etapa anterior como representativas da ocorrência de instabilidade na velocidade de fusão do arame.O

objetivo foi associar os dados obtidos com os fenômenos que ocorrem na região de transição de modos de transferência com aqueles observados para as anomalias na velocidade de fusão.

Com este propósito, a técnica de "shadowgrafia" por laser (SUBRAMANIAM et al., (1998); VILARINHO, (2000)) foi usada para propiciar o estudo da transferência metálica através da visualização das gotas transferidas, com o auxílio de uma instrumentação que permita visualizar as gotas viajando a uma velocidade muito alta. Utilizou-se uma câmera de alta velocidade (Olympus America Inc., modelo Encore Mac-8000s) para a filmagem de testes empregando o arame E70S6 (diâmetro de 1,0mm), proteção por Ar-2%O₂ e velocidade de filmagem de 2000 quadros/s. Para tanto, necessita-se eliminar a luz do arco, através de uma filtragem seletiva, que deixe passar apenas a luz do laser (filtro de interferência).

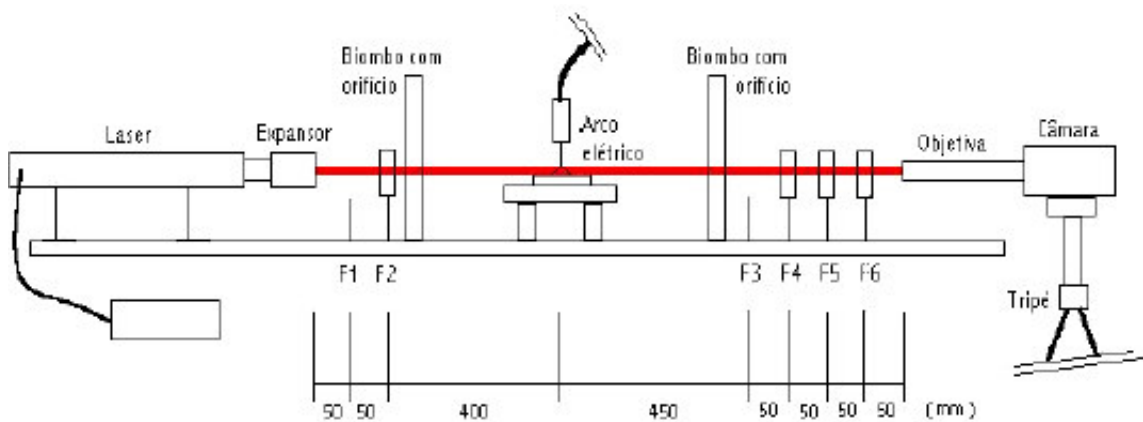


Figura 4.11 - Montagem do equipamento utilizado para filmagem da transferência .

O sistema laser óptico utilizado neste trabalho para visualização do modo de transferência é esquematizado na Figura 4.11. O feixe de laser, ao deixar o tubo, passa por um expansor que aumenta o seu diâmetro inicial de 0,81mm para cerca de 20× (ou seja 16,2mm) e por um conjunto de filtros (F1 e F2) de densidade neutra para se ajustar a intensidade do laser a um nível adequado. Filtros de densidade neutra e de interferência são utilizados após a passagem do laser pelo arco para ajustar a

luminosidade da imagem e remover a maior parte da radiação do arco antes que a imagem atinja a câmara. Como resultado, é filmada a sombra ocasionada pelo obstáculo óptico representado pelo eletrodo, gota e peça.

As imagens obtidas pela filmadora foram transferidas para um computador que possuía uma placa de aquisição de imagem (placa ATI, USA) e gravadas em arquivos de vídeo (ATI-VCR2) com um programa fornecido pelo fabricante da placa para a sua posterior análise.

CAPÍTULO 5 - Resultados e Discussão

5.1 Caracterização dos Arames de Aço Carbono e Aço Inoxidável

5.1.1. Arames de Aço Carbono

a) Composição Química

As tabelas V.1 e V.2 mostram as composições químicas dos arames de aço carbono (AWS E70S3 e E70S6) utilizados com diâmetros de, respectivamente, 1,2mm e 1,0mm.

Tabela V.1 - Composição química em percentagem em peso para os arames de aço carbono, com diâmetro de 1,2mm, utilizados.

Arame	C	Mn	Si	P	S
E70S6	0,078	1,754	0,995	0,020	0,010
E70S3	0,072	0,935	0,623	0,010	0,011

Fonte – FERNANDES, 1999:80.

Tabela V.2 - Composição química em percentagem em peso para o arame de aço carbono E70S6, com diâmetro de 1,0mm, utilizado.

Arame	C	Mn	Si	P	S
E70S6	0,095	1,51	0,919	0,009	0,021

As composições apresentadas acima nas tabelas V.1 e V.2 para os arames supracitados estão em conformidade com aquelas da norma AWS5.18/93 conforme apresentado na tabela IV.1 do capítulo 4.

b) Resistividade dos Arames

A resistividade elétrica dos metais depende, entre outros fatores, da composição química, do nível de deformação plástica e da temperatura. 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 no material, aumentando, assim, a resistividade elétrica.

A deformação mecânica, por outro lado, causa um grande aumento na quantidade de defeitos cristalinos, particularmente discordâncias e lacunas, o que também leva a um aumento da resistividade elétrica. Nos metais, o aumento da agitação térmica associada com uma maior temperatura tende a aumentar a sua resistividade elétrica.

Os valores da resistividade elétrica dos arames E70S3 e E70S6 com 1,2mm de diâmetro, utilizados neste trabalho, foram obtidos seguindo o procedimento descrito no capítulo 4. Estes valores foram, respectivamente, $(2,55 \pm 0,07) \times 10^{-7}$ e $(3,18 \pm 0,08) \times 10^{-7} \Omega \cdot m$ à temperatura ambiente e $(1,50 \pm 0,06) \times 10^{-6}$ e $(1,60 \pm 0,06) \times 10^{-6} \Omega \cdot m$ próximo da temperatura de fusão dos arames. Esses valores estão relativamente próximos aos obtidos por um estudo anterior (FERNANDES, 1999). As diferenças entre os valores da resistividade na temperatura ambiente e na de fusão refletem, de forma esperada, as influências citadas acima da composição química e da temperatura. Além disto, os valores relativos à temperatura ambiente devem ter, também, uma contribuição devida ao estado encruado dos arames devido à sua trefilação.

Para o arame E70S6 com 1,0mm de diâmetro, obteve-se, respectivamente, os valores de resistividade de $(3,54 \pm 0,20) \times 10^{-7} \Omega \cdot m$ à temperatura ambiente e $(1,58 \pm 0,06) \times 10^{-6} \Omega \cdot m$ próximo da temperatura de fusão do arame. Observa-se que, próximo da temperatura de fusão, a resistividade dos arames de 1,0 e 1,2mm é muito similar, mas, na temperatura ambiente, o arame de 1,0mm tem uma maior resistividade. Esta diferença observada para a temperatura ambiente deve estar ligada a um maior nível de encruamento do arame de menor diâmetro.

No presente estudo, obteve-se nos ensaios para avaliar a resistividade dos arames AWS E70S6 e E70S3 curvas da resistividade do arame em função do tempo (figura 5.1a). WASZINK & Van den HEUVEL (1979) mostram para o arame de aço carbono (0,06-0,12%C, 1,30-1,70%Mn, 0,70-0,95%Si e <0,01%Al) uma curva de resistividade em função da temperatura (figura 5.1b).

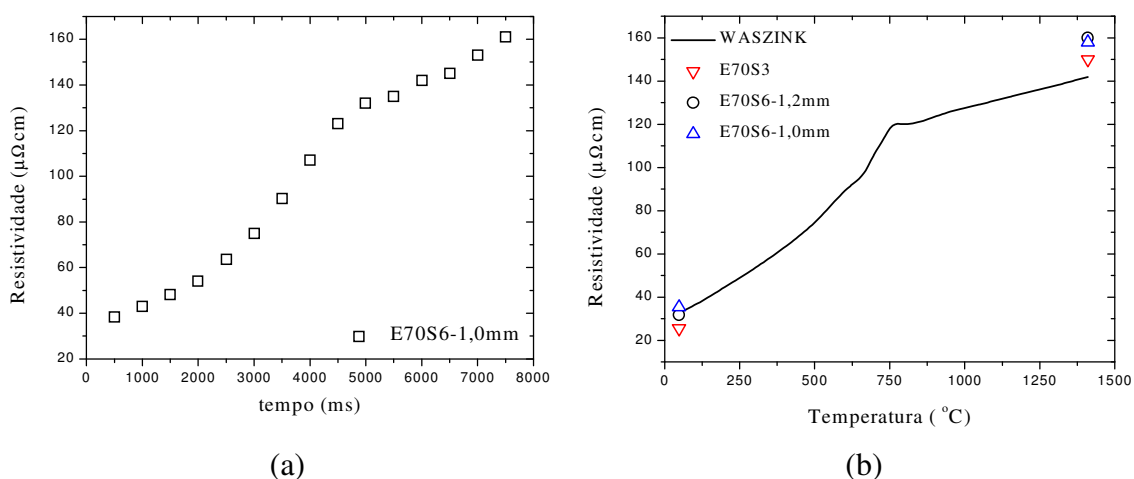


Figura 5.1 – Resistividade dos arames de aço carbono (a) em função do tempo de ensaio (obtida no presente trabalho) e (b) em função da temperatura – Fonte: WASZINK & Van den HEUVEL, 1979. Os pontos nas extremidades da curva (b) referem-se a valores da resistividade obtidos no presente trabalho.

Na figura 5.1b, compara-se, ainda, os resultados das medidas de resistividade elétrica deste estudo para os diferentes arames de aço carbono aqui utilizados com a curva de WASZINK & Van den HEUVEL (1979). A comparação foi feita apenas nos pontos extremos da curva, uma vez que, no presente trabalho, a técnica empregada nos ensaios de laboratório permitiu determinar a resistividade de forma explícita apenas para a temperatura ambiente e próxima da temperatura de fusão do arame.

Os valores de resistividade obtidos no presente estudo para o arame E70S6 apresentaram, em relação aos valores mostrados por WASZINK & Van den HEUVEL (1979), diferenças de cerca de -3% (arame de 1,2mm) e 7% (arame de 1,0mm) à temperatura ambiente e de cerca de 12% na temperatura de fusão. Para o arame E70S3, as diferenças foram de -28 e 6%, respectivamente. Considerando as eventuais diferenças na composição química, grau de encruamento e nas técnicas de medição empregadas, as diferenças observadas parecem razoáveis, particularmente na temperatura ambiente, para a qual as condições para a determinação da resistividade são mais favoráveis.

As figuras 5.2 e 5.3 apresentam respectivamente, para os arames (a) E70S3 e (b) E70S6 de 1,2mm e arame E70S6-1,0mm, uma comparação entre os valores de resistividade

obtidos no presente estudo, através do procedimento descrito abaixo, com aqueles obtidos por WASZINK & Van den HEUVEL, 1979.

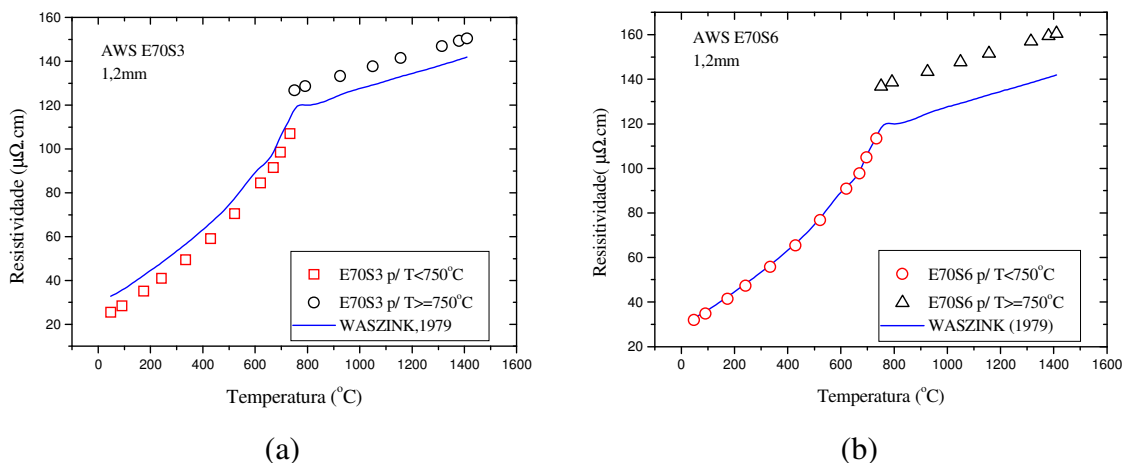


Figura 5.2 – Comparação entre os valores de resistividade obtidos no presente trabalho com os arames (a) E70S3 e (b) E70S6 de 1,2mm com aqueles obtidos por WASZINK & Van den HEUVEL,1979.

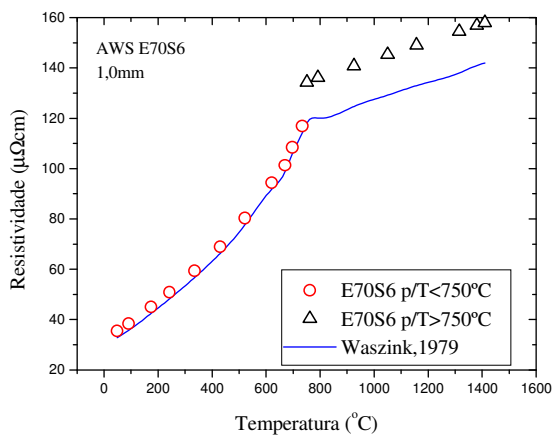


Figura 5.3 – Comparação entre os valores de resistividade obtidos no presente trabalho com o arame E70S6-1,0mm com aqueles obtidos por WASZINK & Van den HEUVEL,1979.

Esta comparação foi feita dividindo-se os dados de resistividade×temperatura em duas partes. A primeira corresponde a temperaturas superiores a cerca de 750°C (parte linear da curva) onde o material estaria basicamente no estado austenítico e a segunda a temperaturas inferiores a 750°C (parte não linear) onde o material encontra-se no estado ferrítico. Corrigiu-se os valores de resistividade para os eletrodos usados no presente

trabalho, alterando proporcionalmente os valores de resistividade na parte inicial (não linear) da curva de resistividade de WASZINK proporcionalmente ao valor da resistividade na temperatura ambiente e, na parte linear da curva, proporcionalmente ao valor da resistividade na temperatura de fusão.

5.1.2 Arames de Aço Inoxidável

a) Composição Química

O arame de aço inoxidável usado no estudo foi da classe AWS E308LSi com 1,2 mm de diâmetro. A tabela V.3 mostra sua a composição química.

Tabela V.3 - Composição do arame de aço inoxidável utilizado.

Material	% Cr	% Ni	%Mn	% Si	% C	% S	Creq	Nieq
Arame E308LSi	18,31	8,96	1,81	0,977	0,023	0,016	19,78	10,56

Fonte – SILVA, 1995:54

A composição apresentada na tabela V.3 para o arame supracitado esta de acordo com a especificada pela norma AWS5.9/93 conforme apresentado na tabela IV.2.

b) Resistividade do Arame

Os valores medidos da resistividade elétrica do arame AWS E308LSi são respectivamente $(7,62 \pm 0,004) \times 10^{-7} \Omega \cdot m$ à temperatura ambiente e $(1,60 \pm 0,68) \times 10^{-6} \Omega \cdot m$ na sua temperatura de fusão. Estes valores, particularmente o obtido à temperatura ambiente, são superiores ao do aço carbono, o que está de acordo com o esperado, pois o aço inoxidável 308 tem um elevado teor de elementos de liga.

A figura 5.4 também apresenta uma curva da variação da resistividade para o arame E308LSi em função do tempo ($\rho \times t$), para um ensaio realizado no presente estudo (figura 5.4a) e uma curva de resistividade em função da temperatura (figura 5.4b) apresentada

por WASZINK & Van den HEUVEL (1979:234) para um arame de aço inoxidável austenítico cuja composição é: 0,03%C (máx.), 1,8%Mn, 0,85%Si, 20,5%Cr e 9,5%Ni.

A figura 5.4b também compara os dados da literatura à temperatura ambiente e de fusão com os dados de resistividade obtidos no presente trabalho para o arame E308LSi. Verifica-se uma diferença percentual entre os dados aqui obtidos e os da literatura nas referidas temperaturas de -5 e 13% respectivamente. Observa-se uma diferença particularmente importante na temperatura de fusão, sendo que, na curva 5.4(a) obtida no presente trabalho, ocorre um aumento súbito da resistividade do arame próximo desta temperatura.

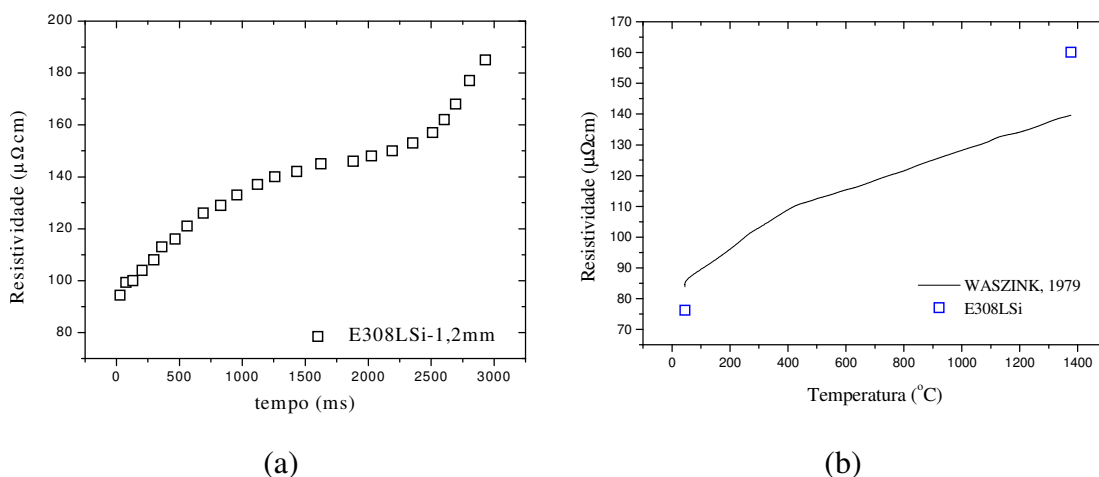


Figura 5.4 – Resistividade para arame de aço inoxidável (a) em função do tempo, obtida no presente trabalho e (b) em função da temperatura apresentada por WASZINK & Van den HEUVEL (1979).

Este comportamento pode estar associado com as características do aço inoxidável austenítico, particularmente a sua elevada resistência à fluência, o que pode ter contribuído para que a ruptura final do arame tenha ocorrido de forma mais lenta com uma redução progressiva da seção do arame e um aumento correspondente da resistência elétrica nos instantes finais do ensaio. Como, para o cálculo da resistividade, utiliza-se um valor constante para a área da seção do arame, este efeito resultaria em maiores valores de resistividade.

A figura 5.5 apresenta, para o arame de aço inoxidável E308LSi de 1,2mm, uma comparação entre os valores de resistividade obtidos no presente trabalho com aqueles obtidos por WASZINK & Van den HEUVEL,1979. Para este aço, os valores de resistividade do presente estudo em temperaturas diferentes da ambiente foram estimados supondo-se que a taxa de aquecimento do arame obtida durante os testes foi constante. Neste caso, pode-se admitir uma relação direta entre o tempo de ensaio e a temperatura, ou seja:

$$Temperatura(t_i) = T_{amb} + \frac{(T_{fusão} - T_{amb})}{t_{TOTAL}} t_i \quad (5.1)$$

Onde, Temperatura(t_i) é a temperatura estimada do arame em função do tempo, T_{amb} e T_{fusao} são respectivamente a temperatura ambiente (25°C) e a temperatura de fusão (considerada como a maior temperatura da curva de WASZINK & Van den HEUVEL, 1979), t_{TOTAL} ($\cong 2500ms$) é o tempo total de aquisição de dados no ensaio de resistividade, desconsiderando a parte final da curva, onde tem-se um forte aumento da resistividade com o tempo, e ' t_i ' é o tempo correspondente ao i -ésimo valor de resistividade na figura 5.4(a) desconsiderando os pontos finais ($t_i \leq 2500ms$).

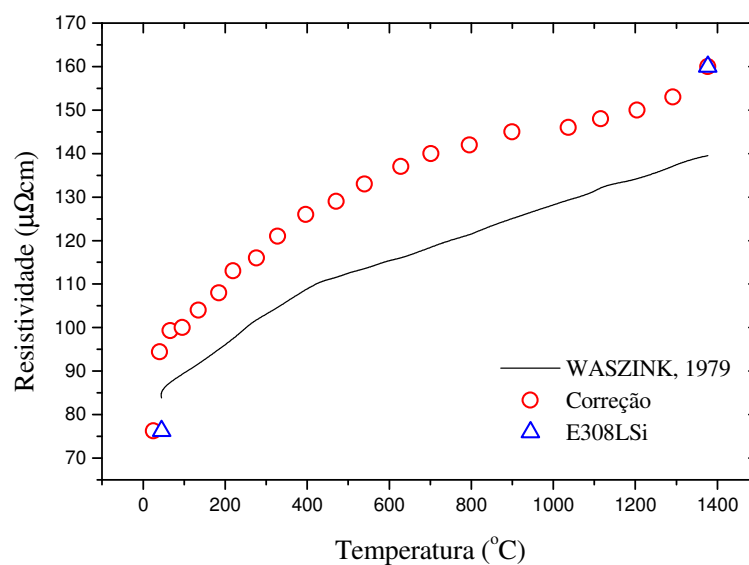


Figura 5.5 – Resistividade média entre os valores da literatura e os obtidos no presente trabalho para o arame de aço inoxidável.

O fato de se utilizar esse critério para o arame de aço inoxidável se baseia em que todo esse material encontra-se no estado austenítico, o que justifica um critério único de comparação entre os dados do presente trabalho e os de WASZINK & Van den HEUVEL, 1979.

5.2 Testes de Soldagem

Foram realizados testes de soldagem, tanto para arames de aço carbono AWS E70S3 e E70S6, quanto para arame de aço inoxidável AWS E308LSi seguindo a metodologia descrita na seção 4.3.

5.3 Análise da Velocidade de Fusão do Eletrodo

Para estudar a velocidade de fusão (w) dos eletrodos de aço carbono AWS E70S6 e E70S3, os valores obtidos desta foram representados em gráficos em função da corrente de soldagem (I) para os três tipos diferentes de gases de proteção (Ar-4%CO₂, Ar-2%O₂ e Argônio comercialmente puro) e as duas extensões do eletrodo (13 e 20mm) avaliadas. As figuras 5.6 a 5.8 mostram a influência do diâmetro do eletrodo na velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com extensão de (a) 13mm e (b) 20mm usando respectivamente Ar-4%CO₂, Ar-2%O₂ e Ar.

O efeito da extensão do eletrodo (s) na velocidade de fusão é mostrado nas figuras 5.9 e 5.10 para os arames de (a) 1,0 e (b) 1,2mm de diâmetro, soldando respectivamente com Ar-4%CO₂ e Ar-2%O₂.

Para realçar o efeito do gás de proteção e material do arame na velocidade de fusão, as figuras 5.11 e 5.12 mostram curvas de $w \times I$, para uma extensão de 13mm e 20mm, diâmetro do eletrodo (a) 1,0mm e (b) 1,2mm soldando-se respectivamente com os seguintes gases de proteção: Ar, Ar-2%O₂, e Ar-4%CO₂. Para os gases de proteção Ar e Ar-2%O₂, a figura 5.13 compara as curvas de $w \times I$ do arame de aço carbono (AWS E70S6) com o de aço inoxidável (E308LSi), para uma extensão de 13mm e diâmetro

1,2mm. Na figura 5.14 se compara curvas dos arames de aço carbono AWS E70S6 e E70S3 soldando com o gás Ar-4%CO₂.

5.3.1 Efeito das Variáveis de Soldagem na Velocidade de Fusão

5.3.1.1 Efeito do Diâmetro do Arame Eletrodo

Para o estudo realizado neste trabalho, os ensaios foram feitos com arames de duas bitolas diferentes (1,0 e 1,2mm) visando avaliar o efeito desta na anomalia da velocidade de fusão do arame. Na literatura verifica-se que os coeficientes α e β da equação de velocidade de fusão são aproximadamente proporcionais aos inversos de A e de A² respectivamente, QUINTINO & ALLUN (1984). A equação de velocidade de fusão pode ser, então, representada como na equação (5.2):

$$w = \alpha' (I/A) + \beta' s(I/A)^2 \Rightarrow w = \alpha' (j) + \beta' s(j)^2 \quad (5.2)$$

Onde j é a densidade de corrente e α' e β' seriam constantes que não dependeriam da bitola do arame.

Portanto, numa mesma corrente, o eletrodo de menor diâmetro, que apresentará uma maior densidade de corrente, fundirá mais rapidamente do que um eletrodo com diâmetro maior. Este fato é bem caracterizado nas figuras 5.6 a 5.8. Por outro lado, considerando o resultado indicado pela equação anterior, a velocidade de fusão deve ser razoavelmente independente do diâmetro do arame para uma mesma densidade de corrente, o que é confirmado na figura 5.15. Estes resultados confirmam a boa adequação da equação (3.14) para descrever a velocidade de fusão na soldagem GMAW, particularmente com fontes de tensão constante (para as quais a anomalia estudada neste trabalho não é evidente), e sugerem que a sua fundamentação básica deve ser, pelo menos em uma primeira aproximação, adequada para descrever a fusão do arame neste processo de soldagem, também com fontes de corrente constante.

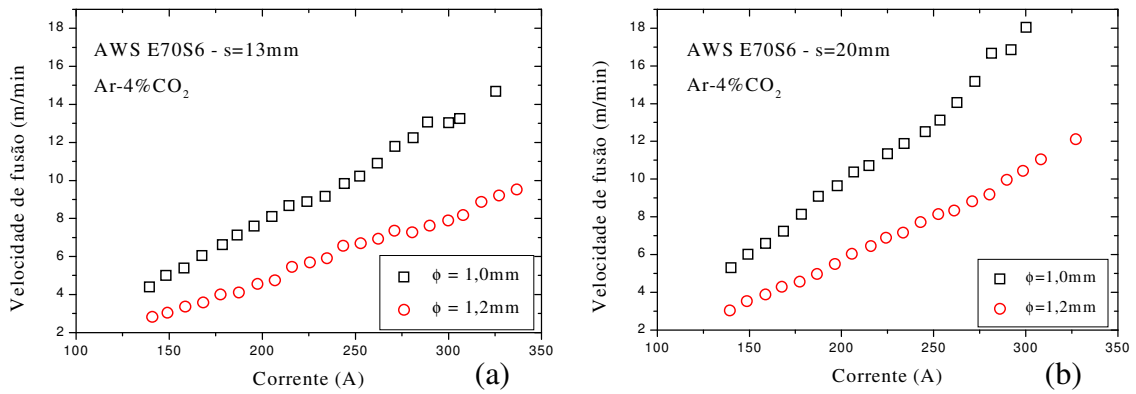


Figura 5.6 – Influência do diâmetro do eletrodo na velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com extensão (s) de (a) 13mm e (b) 20mm. Gás de proteção: Ar-4%CO₂.

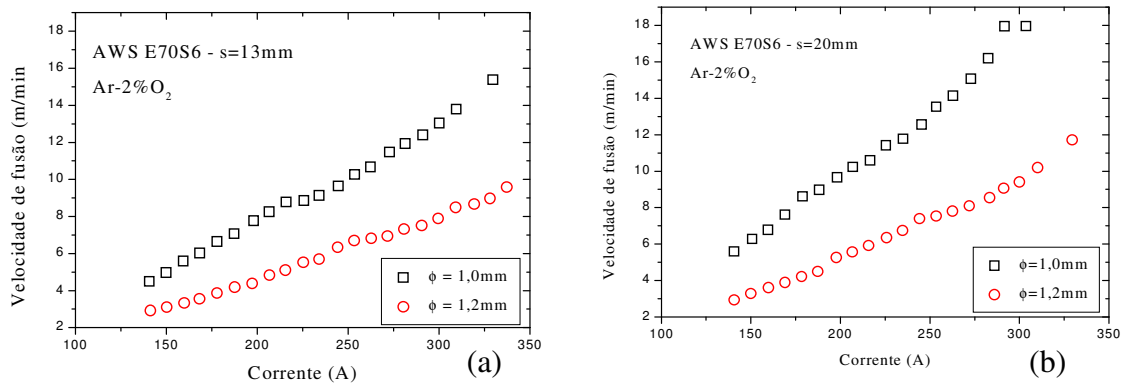


Figura 5.7 – Influência do diâmetro do eletrodo na velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com extensão de (a) 13mm e (b) 20mm. Gás de proteção: Ar-2%O₂.

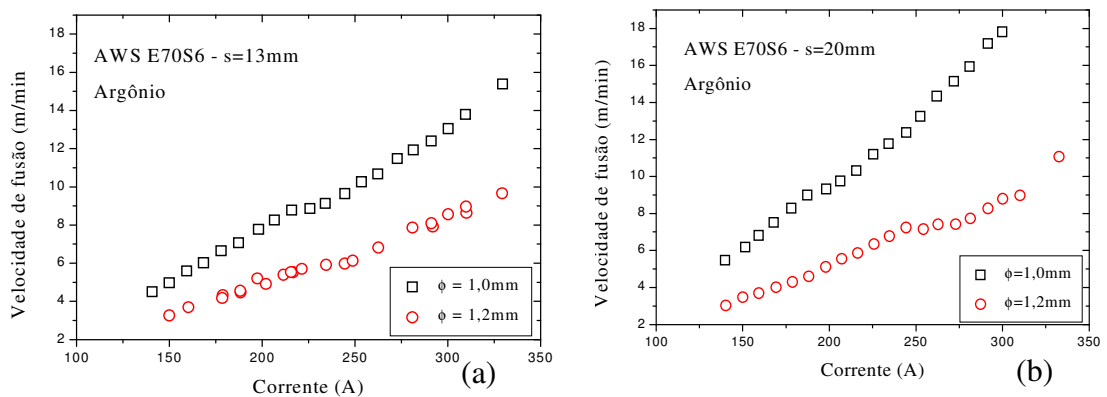


Figura 5.8 – Influência do diâmetro do eletrodo na velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com extensão de (a) 13mm e (b) 20mm. Gás de proteção: Argônio puro.

5.3.1.2 Efeito do Comprimento do Eletrodo (s)

O efeito do comprimento do eletrodo na sua velocidade de fusão é bem documentado (LESNEWISH, 1958; FOOTE, 1986; NORRISH, 1992 e HIRATA, 1995). Este efeito é ilustrado nas figuras 5.9 e 5.10. Observa-se, como esperado, que se mantendo constante todas as demais variáveis de soldagem, elevando-se o comprimento do eletrodo (s) de 13 para 20mm, a velocidade de fusão do eletrodo aumenta em toda faixa de corrente utilizada neste trabalho. Este aumento é maior para maiores valores de corrente e, com base nas considerações feitas anteriormente, decorre de uma maior contribuição do aquecimento por efeito joule na fusão do arame. A contribuição da resistência elétrica do eletrodo na velocidade de fusão é dada pelo termo $\beta s I^2$ da equação (3.14) de fusão do eletrodo. Como este termo depende do quadrado da corrente de soldagem, a influência relativa deste termo aumenta para maiores valores de corrente como observado.

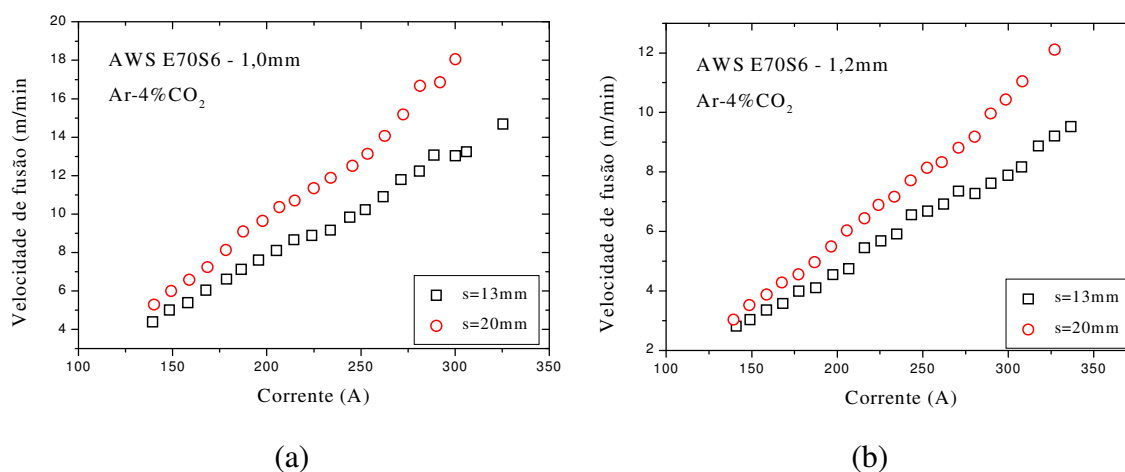


Figura 5.9 – Influência da extensão do eletrodo na velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com (a) 1mm e (b) 1,2mm de diâmetro. Gás de proteção: Ar-4%CO₂.

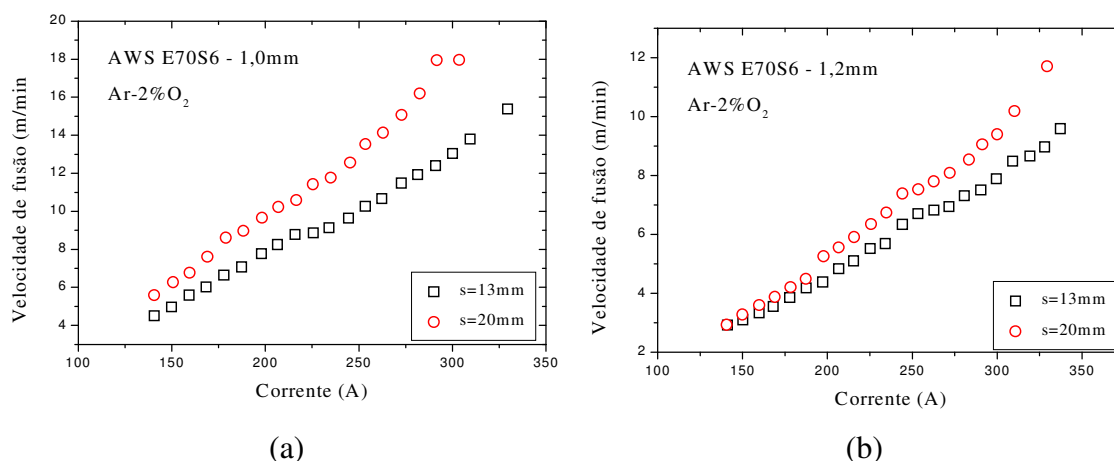


Figura 5.10 – Influência da extensão do eletrodo na velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com (a) 1mm e (b) 1,2mm de diâmetro. Gás de proteção: Ar-2%O₂.

5.3.1.3 – Efeito do Gás de Proteção

Para a soldagem de materiais ferrosos com o processo GMAW, o uso de argônio puro tende em resultar em uma menor estabilidade do processo. Esta característica foi observada no presente trabalho através de uma maior dificuldade em se controlar e medir o comprimento do arco nos testes com argônio puro, o que resultou em uma maior dispersão nos resultados destes testes. A presença de agentes oxidantes (oxigênio ou dióxido de carbono) em quantidades não muito elevadas na composição do gás de proteção (nas misturas Ar-2%O₂ e Ar-4%CO₂) mostrou-se eficiente para se obter uma estabilidade adequada na soldagem do eletrodo de aço carbono. Esta melhor estabilidade pode ser atribuída a diversos fatores, destacando-se os fenômenos de emissão não termiônica de elétrons no cátodo (a peça), os quais são associados com a presença de óxidos no cátodo (ESSERS & VAN GOSPEL, 1984), e a uma redução na tensão superficial do metal líquido o que pode facilitar a transferência de metal (KENNEDY, 1988). Neste caso, gases oxidantes tendem, em pequena quantidade, a favorecer estes fenômenos e, conseqüentemente, a melhorar a estabilidade (HILTON & NORRISH, 1988).

O efeito do gás de proteção na fusão do eletrodo com fonte de corrente constante é apresentado nas figuras 5.11 e 5.12. Como observado por alguns autores (SUBAN &

TUSEK, 2001) na soldagem com fontes convencionais de tensão constante, a composição da atmosfera do arco, pelo menos para as pequenas variações na composição do gás aqui estudadas, parece não ter grande efeito sobre a transferência de calor do arco para o arame e, assim, na sua velocidade de fusão.

Segundo LESNEWICH (1958b), o arco é um condutor gasoso que transforma energia elétrica em calor, o qual deve ser transmitido à peça (metal de base) e arame (consumível) para fusão destes e obtenção da solda, sendo a velocidade de fusão deste relativamente independente do gás de proteção para a soldagem com eletrodo positivo (CC+). Embora mudanças na composição do gás de proteção causem mudanças marcantes no modo de transferência de metal e no formato do cordão, as mudanças na velocidade de fusão devido à composição do gás são, em geral, muito pequenas e não podem ser diferenciadas do erro experimental presente na determinação desta velocidade (LESNEWICH, 1958b, e QUINTINO & ALLUN, 1984).

Os resultados obtidos no presente trabalho parecem sugerir também que, para a soldagem com uma fonte de corrente constante, a velocidade de fusão dos arames de aço carbono é relativamente independente do gás de proteção para as condições de soldagem utilizadas neste estudo. Foram observadas apenas algumas diferenças nos valores de w para os testes com corrente elevada e arame de 1,2mm de diâmetro com um comprimento de 20mm (figura 5.12b). A causa desta diferença não ficou muito clara, mas podem estar associadas com a maior instabilidade na soldagem com argônio puro. Por outro lado KIM (1989) sugere, a partir de seus resultados trabalhando com uma fonte de corrente constante e com grandes variações na composição do gás de proteção, um efeito significativo do gás de proteção na velocidade de fusão de arames de 1,6mm de diâmetro.

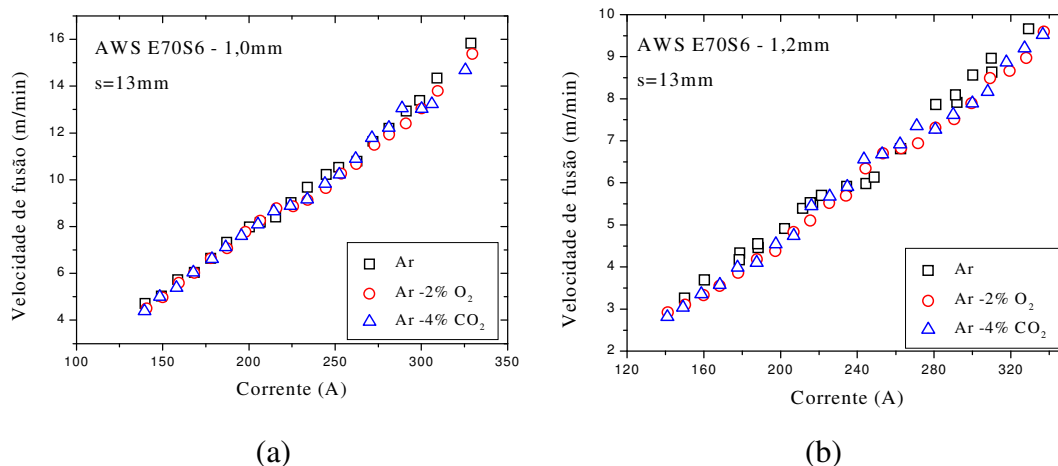


Figura 5.11 – Influência da composição do gás de proteção na velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com (a) 1mm e (b) 1,2mm de diâmetro. Extensão do eletrodo: 13mm.

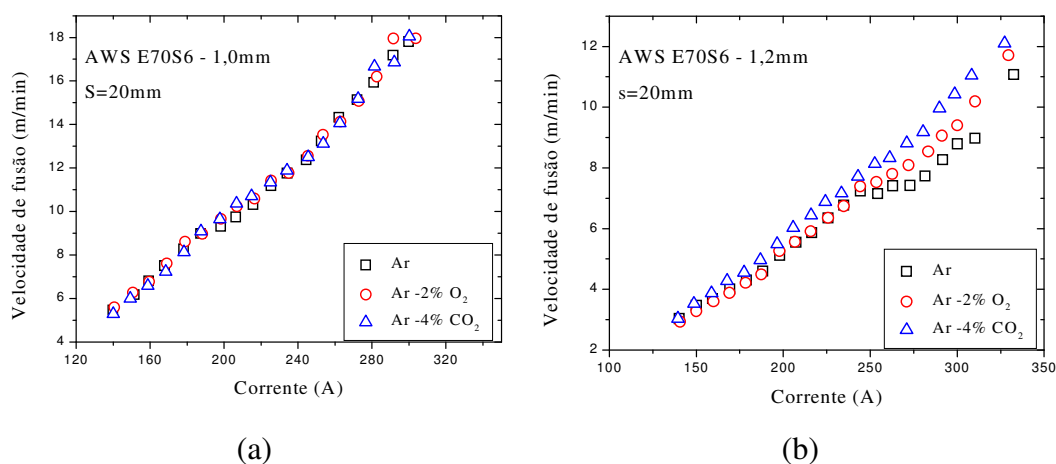


Figura 5.12 – Influência da composição do gás de proteção na velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com (a) 1mm e (b) 1,2mm de diâmetro. Extensão do eletrodo: 20mm.

5.3.1.4– Efeito do Material do Arame Eletrodo

A figura 5.13 mostra a diferença nas velocidades de fusão, obtidas na soldagem com uma fonte de corrente constante, para arames de aço inoxidável e carbono. Pode-se verificar que, para cada valor de corrente, o arame de aço inoxidável (AWS E308LSi) apresenta uma maior velocidade de fusão do que o de aço carbono (AWS E70S6), o que já é bem documentado na literatura para fontes de tensão constante (ver figura 3.8). Em

ambos os casos, esta diferença está associada com a maior resistividade elétrica do aço inoxidável em relação ao aço carbono (cerca de 23% quando se compara a média dos valores de resistividade na temperatura ambiente e na temperatura de fusão indicados na seção 5.1.2).

A figura 5.14 compara as velocidades de fusão dos arames de aço carbono dos tipos AWS E70S6 e E70S3. Neste caso, o arame E70S6 parece ter uma maior velocidade de fusão, mas as diferenças são muito menores, o que é também esperado em função da menor diferença de resistividade elétrica entre estes arames (cerca de 9% quando se compara a média dos valores de resistividade na temperatura ambiente e na temperatura de fusão indicados anteriormente). Um teste de hipótese para o caso da média da variável ($W_{S6}(I) - W_{S3}(I)$) ser maior que zero foi realizado ($W_{S6}(I)$ e $W_{S3}(I)$ são, respectivamente, os valores de velocidade de fusão para os arames E70S6 e E70S3 para cada nível de corrente testado). Este teste indicou ser esta hipótese verdadeira para um nível de significância superior a 95%.

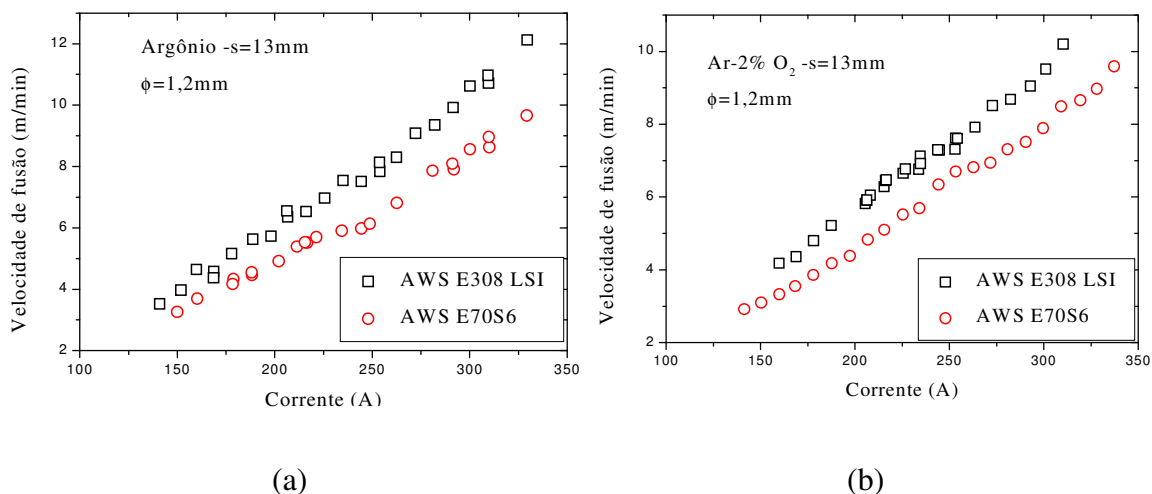


Figura 5.13 - Velocidade de fusão para o arame de aço carbono e aço inoxidável. $s=13\text{mm}$. (a) Ar e (b) Ar-2%O₂.

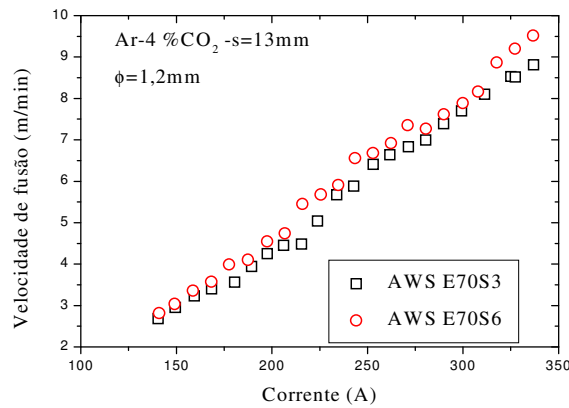


Figura 5.14 - Velocidade de fusão para os arames de aço carbono AWS E70S3 e E70S6 com uma extensão de eletrodo de 13mm e proteção de Ar-4%CO₂.

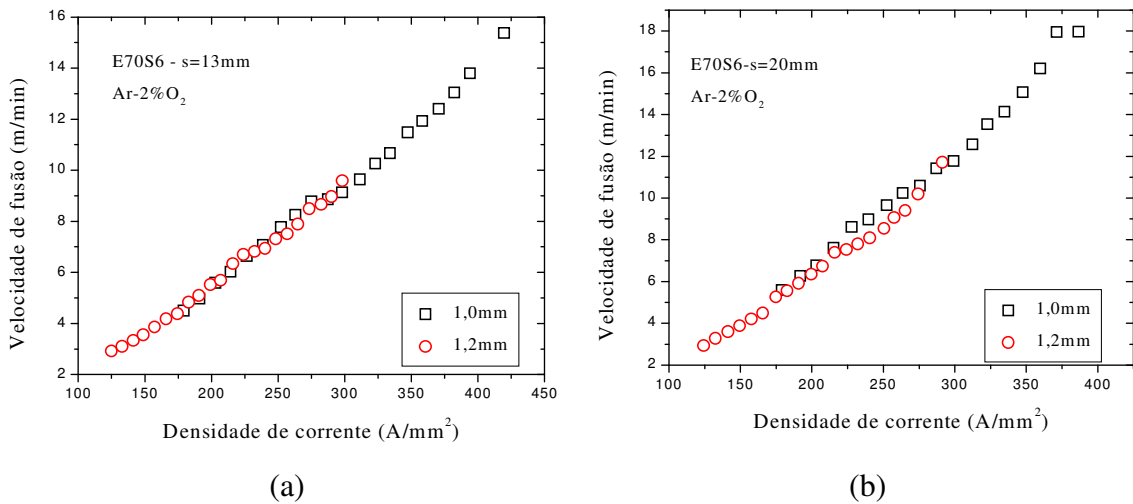


Figura 5.15 – Relação entre a velocidade de fusão e a densidade de corrente para arames de diferentes diâmetros. Arame de aço carbono E70S6 com extensão de (a)13mm e (b) 20mm gás de proteção Ar-2%O₂.

De acordo com as equações 3.15 e 3.16, mostradas abaixo como equações 5.3 e 5.4 respectivamente, os coeficientes da equação de velocidade de fusão podem ser representados como:

$$\alpha = \frac{k_A}{\rho A [\Delta H_{TOTAL}]} \text{ e} \tag{5.3}$$

$$\beta = \frac{k_J}{\rho A^2 [\Delta H_{TOTAL}]} \tag{5.4}$$

onde k_A (em Volts) representa a contribuição do arco para o aquecimento do arame, k_J representa (em Ωm) a contribuição do efeito Joule e ΔH_{TOTAL} é o calor contido no material se destacando na ponta do eletrodo.

Assim, e, como já discutido anteriormente, variações de resistividade devem, em uma primeira aproximação, afetar principalmente o coeficiente β e, se as outras propriedades físicas do material não forem alteradas, esta variação deve ser proporcional à variação da resistividade elétrica. Esta hipótese é comparada na figura 5.16 com os resultados da figura 5.14. Para isto, as constantes α e β foram estimadas, por regressão linear, para os dados do arame E70S6. Para o arame E70S3 adotou-se o mesmo valor de α , entretanto, o valor de β foi reduzido proporcionalmente à diferença média de resistividade entre os dois materiais. A figura mostra uma concordância razoável (considerando o desvio do formato parabólico das curvas obtidas com uma fonte de corrente constante) da curva obtida a partir da redução do valor de β e os dados experimentais para o arame E70S3. Este resultado reforça a idéia de que a pequena diferença de comportamento entre os dois arames de aço carbono decorre principalmente da diferença de suas resistividades elétricas.

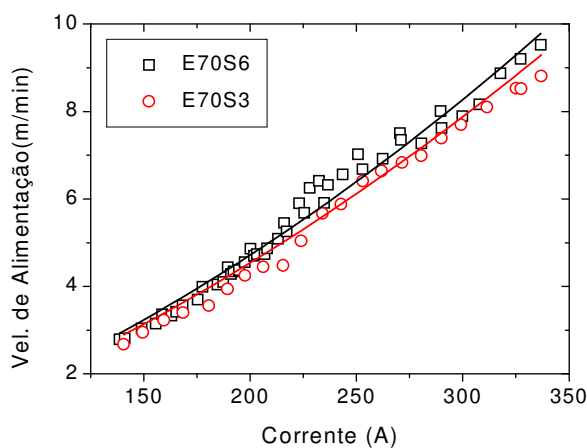


Figura 5.16 - Velocidade de fusão do arame AWS E70S6 calculada por regressão linear e estimativa da velocidade de fusão do arame E70S3 considerando uma redução de 9% no coeficiente β (dados da figura 5.14).

5.3.2 Caracterização da Anomalia na Velocidade de Fusão

Nas curvas de velocidade de fusão em função da corrente de soldagem mostradas na seção anterior (figuras 5.6 a 5.10 e 5.13), uma transição, que é caracterizada por uma redução na derivada das curvas ($w \times I$), pode ser observada, particularmente naquelas curvas obtidas com uma extensão do eletrodo de 13mm.

A posição desta transição ou irregularidade da curva de $w \times I$ não é, contudo, fácil de se caracterizar, pois as mudanças associadas com a mesma estão próximas do erro experimental dos testes realizados. Assim, uma técnica foi desenvolvida para tornar mais clara a existência e a posição da transição. Nesta técnica, os resultados experimentais foram colocados em um gráfico em função da velocidade de fusão calculada com a equação (3.14) utilizando valores dos coeficientes α e β obtidos na literatura para arames similares aos utilizados neste trabalho.

As figuras 5.17 a 5.22 mostram a aplicação desta técnica para os arames de aço carbono, sendo os dados de velocidade de fusão obtidos experimentalmente comparados com aqueles preditos pela equação (3.14) usando os valores dos coeficientes ' α ' e ' β ' obtidos por QUINTINO & ALLUN (1984). No caso do arame de aço inoxidável (figura 5.23), os valores dos coeficientes da equação da velocidade de fusão são aqueles apresentados por LAGARES JÚNIOR (2001). Com este procedimento se obtém uma linearização dos dados experimentais que permite evidenciar mais facilmente eventuais desvios do comportamento esperado da velocidade de fusão em função da corrente de soldagem. As figuras 5.17 a 5.19 (para um comprimento do eletrodo de 13mm) e 5.20 a 5.22 (para 20mm) apresentam estas curvas para o arame de aço carbono AWS E70S6 com diâmetros de (a) 1,0mm e (b) 1,2mm e com proteção de Ar-4%CO₂, Ar-2%O₂ e Argônio. A figura 5.23 apresenta curvas similares para o arame de aço inoxidável AWS E308LSi com proteção de (a) Argônio e (b) Ar-2%O₂.

No presente trabalho, a transição na velocidade de fusão foi observada tanto para os arames de aço carbono como para o de aço inoxidável. KIM (1989) observou um comportamento similar também para eletrodos de alumínio e titânio de 1,6mm de diâmetro com gases de proteção a base de argônio.

Pode-se observar, nestas figuras e nas anteriores, que a transição começa em torno de $200\pm 20A$ para arame de aço carbono de 1,0mm e $250\pm 20A$ para arame de 1,2mm. Esses valores tendem a diminuir com um aumento na extensão do eletrodo, como foi observado também por KIM (1989) e NUNES (1982).

Na tabela V.4 é apresentado um resumo dos resultados obtidos. Estes valores foram obtidos da observação direta dos dados de corrente e velocidade de fusão das figuras 5.6 a 5.10 e 5.13 em conjunto com os dados de velocidade de fusão das figuras 5.17 a 5.23.

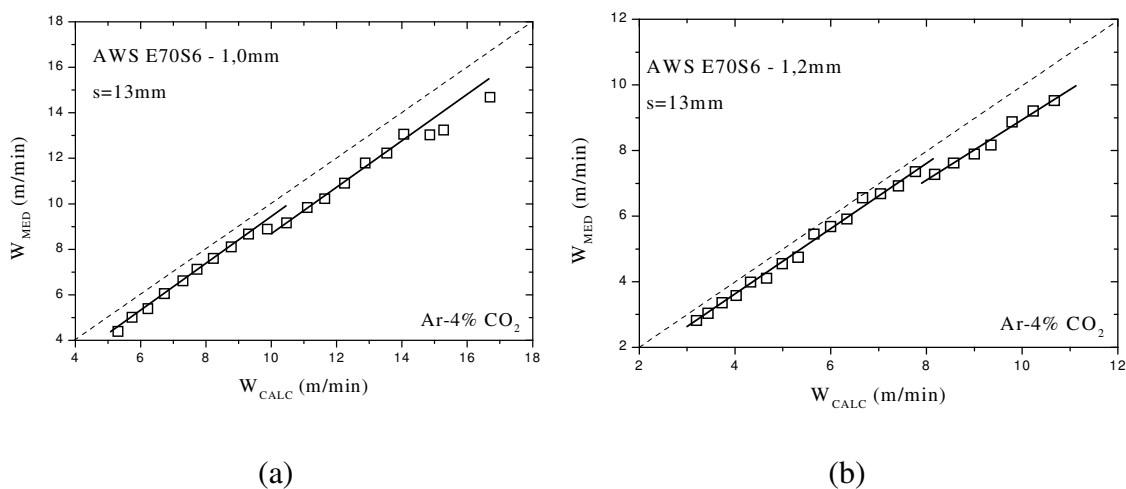


Figura 5.17 – Relação entre os valores medidos (W_{MED}) e calculados (W_{CALC}) da velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com diâmetro de (a) 1mm e (b) 1,2mm. Gás de proteção: Ar-4%CO₂ e extensão do eletrodo: 13mm.

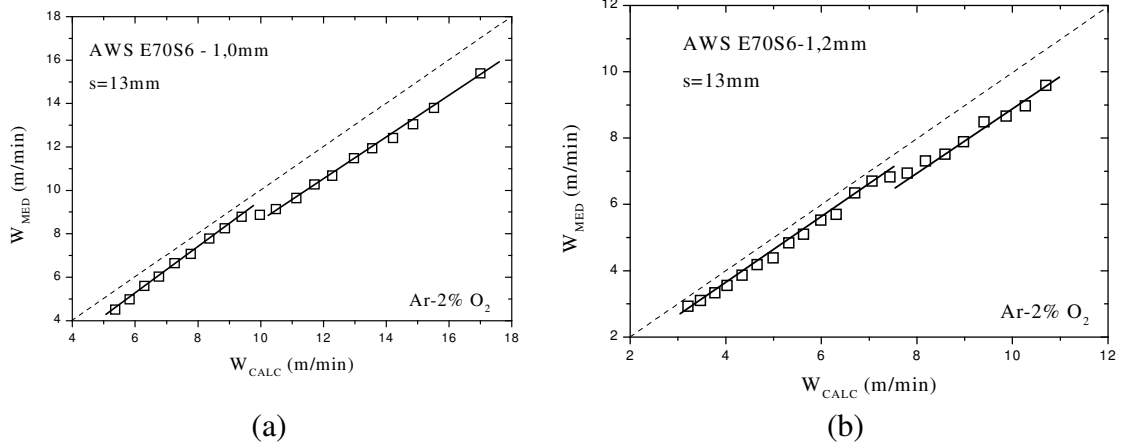


Figura 5.18 – Relação entre os valores medidos (w_{MED}) e calculados (w_{CALC}) da velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com diâmetro de (a) 1mm e (b) 1,2mm. Gás de proteção: Ar-2%O₂ e extensão do eletrodo: 13mm.

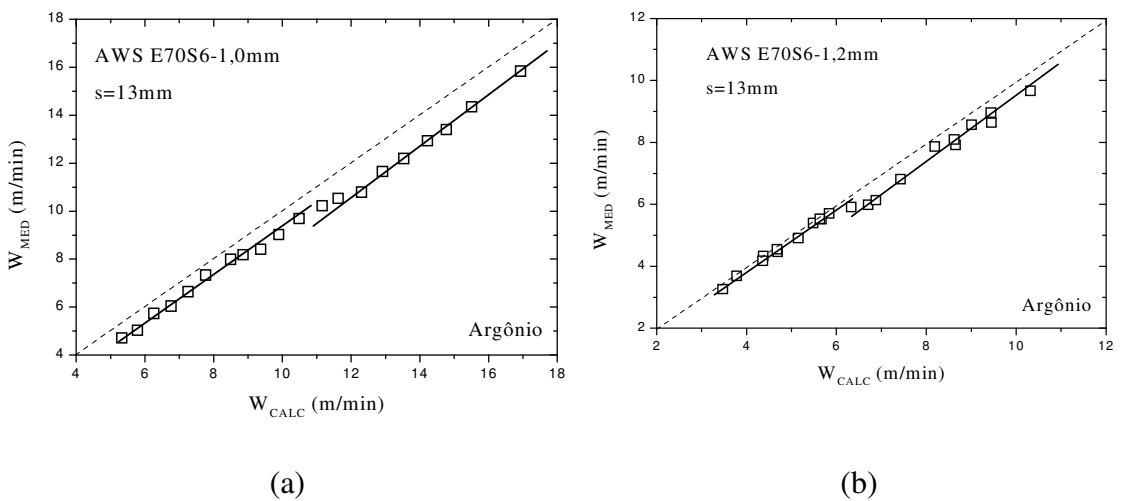


Figura 5.19 – Relação entre os valores medidos (w_{MED}) e calculados (w_{CALC}) da velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com diâmetro de (a) 1mm e (b) 1,2mm. Gás de proteção: Argônio puro e extensão do eletrodo: 13mm.

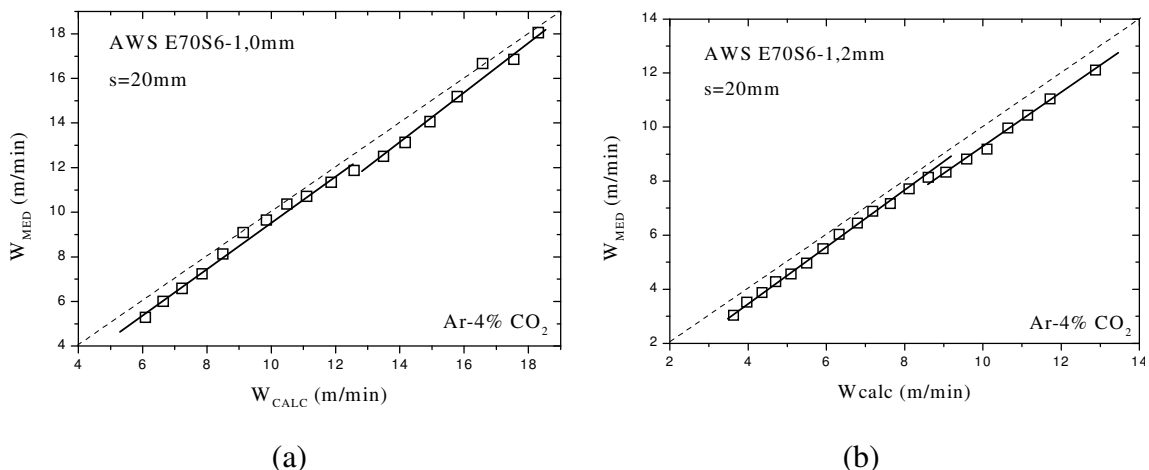


Figura 5.20 – Relação entre os valores medidos (w_{MED}) e calculados (w_{CALC}) da velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com diâmetro de (a) 1mm e (b) 1,2mm. Gás de proteção: Ar-4%CO₂ e extensão do eletrodo: 20mm.

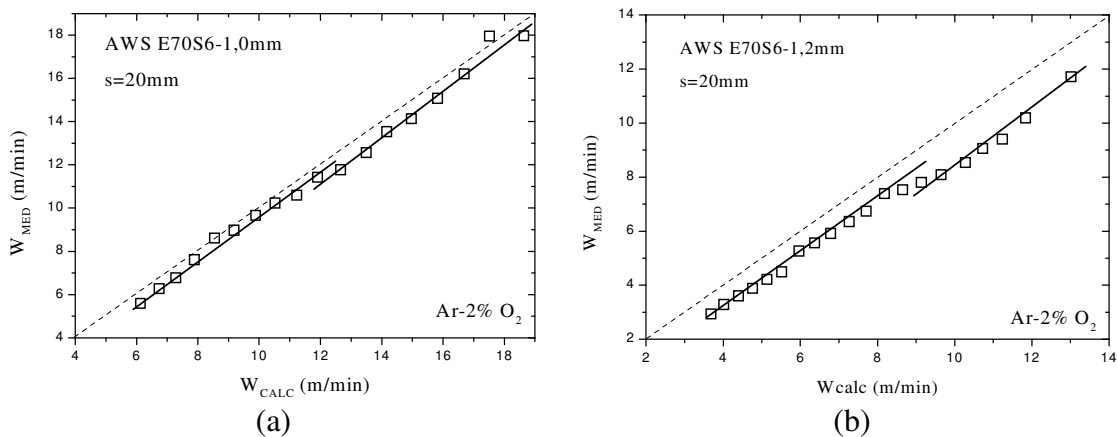


Figura 5.21 – Relação entre os valores medidos (w_{MED}) e calculados (w_{CALC}) da velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com diâmetro de (a) 1mm e (b) 1,2mm. Gás de proteção: Ar-2%O₂ e extensão do eletrodo: 20mm.

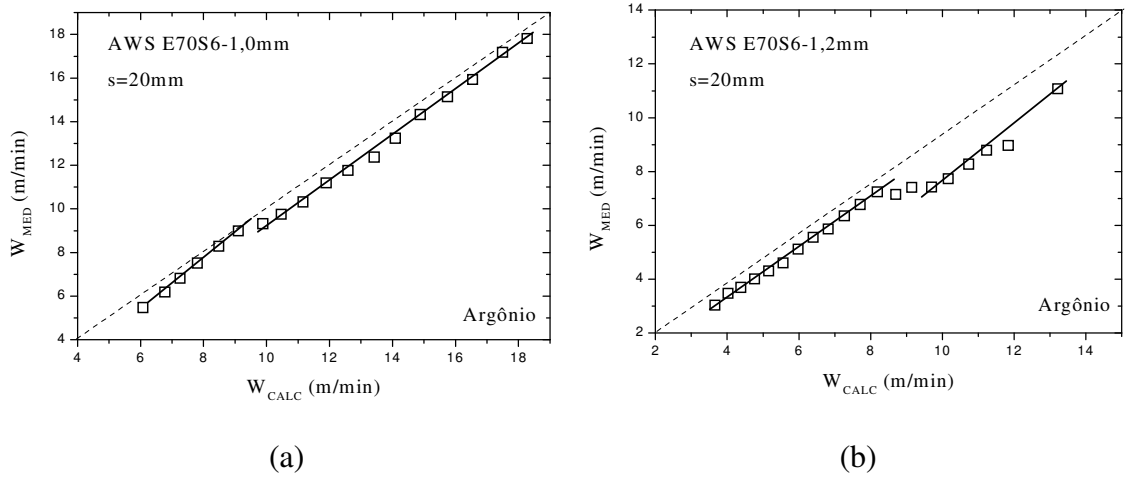


Figura 5.22 – Relação entre os valores medidos (w_{MED}) e calculados (w_{CALC}) da velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com diâmetro de (a) 1mm e (b) 1,2mm. Gás de proteção: Argônio puro e extensão do eletrodo: 20mm.

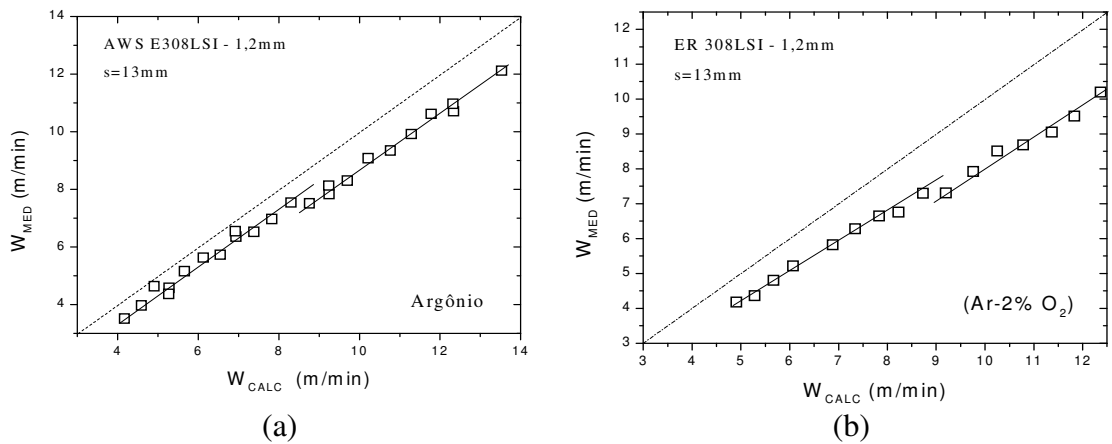


Figura 5.23 – Relação entre os valores medidos (w_{MED}) e calculados (w_{CALC}) da velocidade de fusão do arame de aço inoxidável E308LSi com 1,2mm diâmetro, gás de proteção (a) Argônio e (b) Ar-2% O₂ e extensão do eletrodo: 13mm.

Tabela V.4 – Faixa de valores de corrente e velocidade de fusão correspondentes a presença da anomalia

Condição	Material	Stickout (mm)	Diâmetro (mm)	Gás de Proteção	I (A)	W (m/min)
A	E70S6	13	1,0	Ar+4%CO ₂	220-260	8-10
				Ar + 2%O ₂	215-245	8-10
				Ar	210-260	8-11
B	E70S6	20	1,0	Ar+4%CO ₂	200-250	10-12
				Ar + 2%O ₂	210-245	10-12,5
				Ar	190-225	9-11
C	E70S6	13	1,2	Ar+4%CO ₂	235-275	6-7,5
				Ar + 2%O ₂	230-270	6-7
				Ar	225-265	5,5-6,5
D	E70S6	20	1,2	Ar+4%CO ₂	230-275	7-9
				Ar + 2%O ₂	200-280	5-8,5
				Ar	225-275	6-7,5
E	E70S3	13	1,2	Ar+4%CO ₂	215-255	4,5-5,5
F	E308LSi	13	1,2	Ar + 2%O ₂	200-250	6-8
				Ar	200-260	6-8

Comparando-se as condições 'A' e 'B' da tabela V.4 para arame E70S6 de 1,0mm, verifica-se que o aumento do comprimento do eletrodo de 13 para 20mm parece causar uma redução nos valores de corrente na faixa em que ocorre a anomalia de cerca de 215 a 255A para 200 a 240A. Um resultado semelhante pode ser verificado com o arame de 1,2mm comparando-se as condições 'C' e 'D' da tabela V.4. Os resultados desta tabela sugerem também uma redução na faixa de corrente para a ocorrência da irregularidade na velocidade de fusão para o arame E70S3 (de menor resistividade elétrica) em relação ao arame E70S6 (condições 'C' e 'E' da tabela). Contudo, por se tratar de apenas um conjunto de medidas e tendo em vista a dificuldade de se determinar com segurança estas faixas, não se pode considerar esta tendência como conclusiva. O arame de aço inoxidável parece apresentar a irregularidade na velocidade de fusão para valores de correntes menores do que os de aço carbono.

Os valores de corrente onde se constata a presença da anomalia estão razoavelmente próximos da transição entre os modos de transferência globular e spray para as condições de soldagem que foram usadas. A tabela III.2 indica que as correntes de transição para arames de aço inoxidável e aço carbono de 1,2mm de diâmetro e proteção de Ar-2%O₂ são 225A e 220A respectivamente. Por outro lado, BÁLSAMO (2000b) determinou uma corrente de transição em torno de 180A para um arame E308LSi, de 1,2mm de diâmetro e Ar-2%O₂. Esse valor é inferior, mas relativamente próximo de 200A que é o valor de corrente em que se começou a observar a anomalia na velocidade de fusão para o aço inoxidável (tabela V.4). Assim, se a anomalia na velocidade de fusão estiver relacionada com a mudança de modo de transferência de globular para spray, como sugerido por NUNES (1982) e KIM (1989), os valores de corrente de transição sugeridos por BÁLSAMO (2000b) parecem estar mais de acordo com os resultados encontrados no presente trabalho.

Nas figuras 5.17 a 5.23, a transição na velocidade de fusão aparece como um “quebra” nos dados linearizados, separando duas linhas retas, de dados, aproximadamente paralelas e posicionadas logo abaixo da diagonal do gráfico. Estas figuras sugerem, assim, que, fora da região de transição, o comportamento da fusão do arame com fonte de corrente constante é bem descrita pela equação (3.14) e que a transição é caracterizada por uma redução na velocidade de fusão. Este resultado é diferente do sugerido por NUNES (1982) que indica uma relação basicamente linear entre a corrente e a velocidade de fusão fora da região da anomalia. A redução da velocidade de fusão, para o arame de aço carbono de 1,0mm e as condições experimentais utilizadas, foi de aproximadamente 1,0 m/min e ocorreu para velocidade de fusão entre 8 e 12 m/min (tabela V.4). Para os arames de 1,2mm, a redução foi menor, por volta de 0,5m/min. Um resultado similar foi observado para o aço inoxidável.

5.3.3 – Hipóteses para a Anomalia na Velocidade de Fusão

A anomalia na velocidade de fusão observada na soldagem com fontes de corrente constante foi realçada nas figuras 5.17 a 5.23. Como já mencionado estas figuras sugerem que a região da anomalia representa uma transição entre dois regimes de operação distintos, ambos bem descritos pela equação 3.14. Por outro lado, esta

anomalia poderia resultar de um desvio da velocidade de fusão ocorrendo apenas nessa região. Isto é, a velocidade de fusão poderia ser descrita aproximadamente por uma única curva para valores baixos e elevados de corrente e, para valores intermediários, característicos da região da anomalia, a velocidade de fusão se desviaria desta curva (se tornaria maior do que a esperada). Para se tentar avaliar a adequação dos resultados experimentais com relação a estas duas hipóteses alternativas e verificar se seria possível determinar qual delas melhor se ajusta aos dados, curvas de velocidade de fusão em função da corrente foram modeladas através da análise de regressão. Os resultados destas análises serão discutidos a seguir.

5.3.3.1 Uma Única Curva de $w \times I$

Como apresentado no capítulo III, na seção 3.3.4.2, a equação (3.14) de velocidade de fusão ($w = \alpha I + \beta s I^2$) tem dois coeficientes ' α ' e ' β ' que representam respectivamente, a contribuição do aquecimento anódico pelo arco (na soldagem com eletrodo positivo) e a contribuição para a fusão do arame devido ao efeito Joule.

Na seção 3.3.4.2 apresentou-se um balanço térmico na ponta do eletrodo. Nesse modelo, o calor deixando a ponta do eletrodo (ΣQ_{SAI}) inclui a parcela necessária para aquecer o arame sendo alimentado a uma taxa w , até o seu ponto de fusão, fundi-lo, super aquecê-lo até a sua temperatura no momento do seu destacamento do eletrodo e, finalmente, para vaporizar uma parte deste material. O calor que entra (ΣQ_{ENTRA}) foi considerado constituir-se principalmente pelo aquecimento do arame por efeito Joule e o aquecimento da ponta do arame pelo calor gerado na zona de queda anódica (eletrodo positivo).

O calor por efeito Joule é aquele gerado pela resistência elétrica do eletrodo. Como tal, este é considerado como uma fonte volumétrica de calor que é assumido ser gerado uniformemente através da seção transversal do eletrodo para uma densidade de corrente uniforme. Considera-se que todo o calor gerado por efeito Joule é consumido na fusão do eletrodo, assumindo-se que as perdas por convecção através da fronteira arame sólido-ar são desprezíveis.

O calor gerado pela condensação de elétrons (zona de queda anódica - Equação 3.2) tem diferentes características quando comparado com o aquecimento por efeito Joule (Eq.3.3). Este é gerado quando elétrons entram no metal e, portanto representa melhor um aquecimento superficial do arame do que um aquecimento volumétrico. Assim, se a maior parte da corrente condensa na gota líquida, o calor devido a condensação de elétrons será gerado na superfície da gota líquida. Neste caso, uma parte do calor gerado será usada para aumentar a temperatura da gota líquida enquanto a outra será transferida no interior da gota líquida por convecção para a interface sólido-líquido contribuindo para a fusão do eletrodo. Assim o coeficiente de transferência de calor na interface gota líquida-arame sólido afetará a taxa na qual o calor de condensação entra no eletrodo sólido e promove a fusão do arame.

Por outro lado, se os elétrons não condensam apenas na superfície da gota líquida, mas também na superfície do eletrodo sólido, o calor será gerado tanto na superfície da gota líquida como também na superfície do eletrodo sólido. Este último contribuirá para a fusão do eletrodo através da transferência de calor para o interior do arame por condução. Portanto, existem duas condições de contorno na extremidade aquecida do arame que influenciam a velocidade de fusão; ou seja, devido à transferência convectiva de calor na interface gota líquida-eletrodo sólido e a devida a transferência de calor por condução na superfície cilíndrica do eletrodo sólido.

Na maioria dos casos da análise de transferência de calor na soldagem GMAW, a densidade de corrente é assumida como uniforme no eletrodo consumível (WASZINK & Van den HEUVEL, 1982). Além disso, supõe-se que os elétrons condensam apenas na gota líquida (LESNEWICH, 1958b). Essas hipóteses simplificam os fenômenos que acontecem no arco de tal modo que alguns aspectos físicos importantes na análise do processo podem ser perdidos. Um entendimento das condições de contorno que influenciam a transferência de calor para o interior do arame requer o conhecimento exato da distribuição de corrente na superfície do eletrodo uma vez que a maioria do calor é conduzido pelos elétrons (KIM, 1989).

KIM (1989) mostra que a distribuição de corrente na superfície do eletrodo é afetada por vários fatores, tais como, o material do eletrodo, o gás de proteção e o valor da corrente de soldagem. No seu estudo, o autor ligou o principal caminho da corrente na gota líquida a manchas brilhantes (*bright spots*) observadas na superfície da gota.

Para o autor, os gases de proteção têm um efeito significativo na distribuição do fluxo de corrente do arco para o arame. Na soldagem do aço carbono, com proteção de argônio, o caminho da corrente não é muito bem definido, entretanto com proteção de CO₂, a maioria dos elétrons condensam na parte inferior da gota líquida. Com proteção de hélio, a condensação dos elétrons é confinada às regiões inferiores da gota líquida, mas é menos concentrada do que com proteção de CO₂.

Segundo KIM (1989), o tamanho e a localização das manchas brilhantes (*bright spots*) muda com variações na composição do eletrodo, gás de proteção, corrente de soldagem, extensão do eletrodo e possivelmente comprimento de arco. Então, no caso da hipótese da existência de uma única curva da velocidade de fusão (w) em função da corrente (I), ter-se-ia que o balanço térmico supracitado se manteria inalterado a medida que a corrente de soldagem aumentasse o que resultaria em coeficientes α e β constantes (isto é, os coeficientes do modelo seriam basicamente o mesmo para transferência globular e spray). Contudo, próximo da corrente de transição, de acordo com esta hipótese, o modelo deixaria de ser válido devido à anomalia observada, a qual estaria associada com um aumento de w em relação àquela esperada pelo modelo válido para outros valores de corrente.

A figura 5.24 ilustra o ajuste de $w(I)$ a dois conjuntos de pontos experimentais considerando a existência de uma única curva para $w \times I$. Para a obtenção destas curvas, a equação (3.14) foi ajustada, por regressão múltipla, aos resultados experimentais mostrados na figura, excluindo-se da regressão os pontos entre 180 e 220A (para o arame de 1,0mm) e entre 220 e 275A (para o arame de 1,2mm). As equações obtidas foram (w em mm/s):

$$w = 0,39 \cdot I + 9,1 \cdot 10^{-5} \cdot 13 \cdot I^2 \text{ e} \quad (5.5)$$

$$w = 0,25 \cdot I + 5,2 \cdot 10^{-5} \cdot 13 \cdot I^2 \tag{5.6}$$

Para os arames de 1,0 e 1,2 mm de diâmetro, respectivamente.

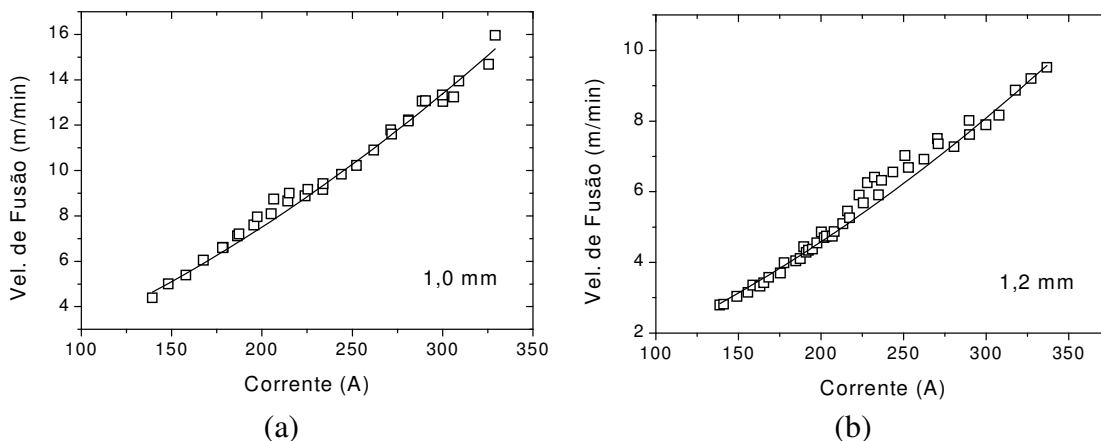


Figura 5.24 – Curva de regressão aproximada aos dados da velocidade de fusão do arame de aço carbono E70S6 com extensão de 13mm e diâmetros (a) 1,0mm e (b)1,2mm. Gás de proteção: Ar-4%CO₂.

Da figura 5.24, verifica-se que as curvas de regressão se aproximam bem dos pontos experimentais para os valores mais baixos e mais elevados de corrente como esperado. Entretanto, na região de anomalia na velocidade de fusão, observa-se uma tendência dos dados experimentais ficarem acima das curvas de regressão.

Os valores dos coeficientes α e β obtidos com este procedimento (equações 5.5 e 5.6) se aproximam razoavelmente bem dos valores fornecidos por QUINTINO & ALLUN (1984), tabela III.3. Assim, a hipótese de existir uma única curva para velocidade de fusão com coeficientes α e β constantes pode ser verdadeira e não pode ser inicialmente descartada.

A figura 5.25 mostra as diferenças entre os valores experimentais e os previstos pelas equações de regressão (residuais). Como esperado, os pontos localizados entre as duas linhas verticais tracejadas, correspondentes aproximadamente á região da anomalia na velocidade de fusão e não incluídos na construção da equação de regressão, apresentam residuais elevados e maiores que zero. Por sua vez, os pontos externos a estas linhas

apresentam residuais positivos e negativos e, em geral, menores. Contudo, a distribuição destes residuais, particularmente para o arame de 1,0mm de diâmetro, não parece ser completamente aleatória em torno do zero e sugere a possibilidade da ocorrência de falta de ajuste (“lack of fit”) do modelo. Assim, a hipótese da existência de uma única curva para velocidade de fusão com coeficientes α e β constantes para todos os valores de corrente exceto na região da anomalia pode não ser completamente adequada. Esta possibilidade será melhor avaliada ao final deste trabalho, na seção que discute os resultados da filmagem da transferência de metal.

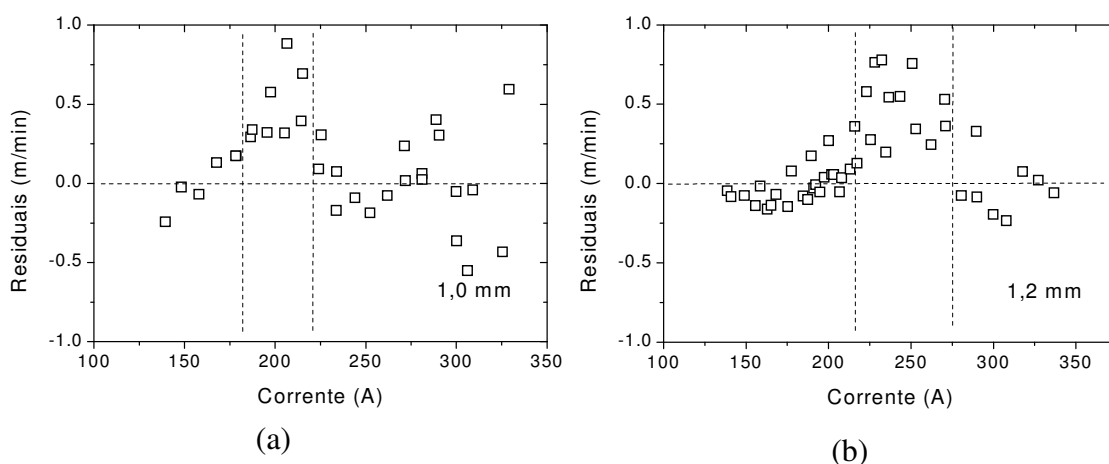


Figura 5.25 – Residuais dos dados da figura anterior. (a) 1,0mm e (b)1,2mm. Os dados localizados entre as duas linhas pontilhadas não entraram na regressão.

5.3.3.2 Duas Curvas de $W \times I$

Nesse caso, os coeficientes α e β da equação de velocidade de fusão estariam ligados às diferentes formas de transferência de metal, isto é, o modelo que descreveria a velocidade de fusão seria diferente de acordo com o modo de transferência.

Esta hipótese considera, a princípio, que as condições de transferência e balanço de calor no eletrodo se manteriam relativamente inalteradas para baixos níveis de corrente, nas quais a transferência globular predomina, mantendo os valores dos coeficientes ' α ' e ' β ' relativamente constantes para este modo de transferência. Para maiores níveis de corrente, correspondentes à transferência de metal por spray, as condições de

transferência de calor no eletrodo seriam diferentes do que no caso anterior levando conseqüentemente a novos valores para os coeficientes da equação de velocidade de fusão. Desta forma, a anomalia marcaria uma transição entre uma condição e a outra. A linearização realizada na seção 5.3.2 e mostrada nas figuras 5.17 a 5.23 indica que esta hipótese pode ser válida e sugere que, com a mudança nas condições de fusão do arame com o aumento da corrente, ocorre uma menor eficiência destas condições e a região da anomalia seria caracterizada por uma redução na velocidade de fusão do arame.

5.3.4 Balanço de Energia na Fusão do Eletrodo e Modelo de Distribuição de Temperatura

Supondo que a temperatura na seção transversal do arame seja aproximadamente constante, a distribuição de temperatura no eletrodo durante a soldagem GMAW pode ser analisada em uma única dimensão ao longo do comprimento do eletrodo. Baseado em MODENESI (1996) que considerou os efeitos do transporte de calor ao longo do eletrodo por condução e convecção (devido à alimentação contínua do arame), do seu aquecimento por efeito Joule e que o sistema operava em estado estacionário (o comprimento do eletrodo e a sua distribuição de temperatura não mudariam com o tempo), a variação de temperatura ao longo deste pode ser representada pela equação diferencial (3.4) apresentada no capítulo III e rescrita abaixo:

$$\frac{d}{dz} \left(k \frac{dT}{dz} \right) + w\rho \frac{d}{dz} (c_p \cdot T) = -j^2 r \quad (5.7)$$

onde w é o módulo da velocidade de fusão de arame, k é a condutividade térmica, ρ é a densidade, c é o calor específico, j é a densidade de corrente e r é a resistividade elétrica do eletrodo.

Esta equação pode ser resolvida para as condições iniciais (válidas para a extremidade do eletrodo junto do arco) apresentadas nas equações 3.5 e 3.6 no capítulo III e rescritas abaixo:

$$T(0) = T_f \quad (5.8)$$

e

$$\left(\frac{dT}{dz}\right)_0 = \frac{1}{k}(w\rho\Delta H_{TOTAL} - jV_{ARC}) \quad (5.9)$$

onde T_f é a temperatura de fusão, j é a densidade de corrente e V_{ARC} é um valor de tensão que indica a quantidade de energia transferida, por unidade de tempo, do arco para o eletrodo. ΔH_{TOTAL} representa o calor contido no material deixando o eletrodo e inclui o calor para aquecer o material sólido (ΔH_{SOLID}), fundi-lo (ΔH_f), aquecer o líquido até a temperatura de destacamento da gota (ΔH_{LIQUID}) e vaporizar (ΔH_v) uma fração (f_v) do material:

$$\Delta H_{TOTAL} = \Delta H_{SOLID} + \Delta H_f + \Delta H_{LIQUID} + f_v \Delta H_v \quad (5.10)$$

A segunda condição de contorno (equação 5.9) é baseada em um balanço térmico na ponta do eletrodo que considera o aquecimento desta ponta pelo arco, o qual é dissipado por condução através do arame e através das gotas de metal líquido que se destacam do eletrodo.

Para o caso em que as propriedades do material (k , c e r) não dependem da temperatura, a equação (5.7) foi resolvida analiticamente, para as condições de contorno acima indicadas, por MODENESI (1996) e foi apresentada na equação (3.7) do capítulo III.

Para o caso mais geral em que as propriedades físicas do material dependem da temperatura, a equação 5.7 foi resolvida numericamente, no presente trabalho, pelo método de Runge-Kutta (PACITTI, 1977). Valores das propriedades físicas do aço carbono e aço inoxidável foram obtidas em WASZINK & Van den HEUVEL (1979), ÖZİŞIK (1990) e CARVALHO et al., (1977), aproximadas por funções polinomiais de regressão para representar a influência da temperatura e usadas no programa. O programa desenvolvido para este fim é mostrado no apêndice (A).

5.3.4.1 – Propriedades Físicas dos Arames de Aço Carbono

As figuras 5.26 e 5.27 apresentam respectivamente curvas da condutividade térmica (k) para o aço carbono retirados de ÖZİŞIK (1990) e uma curva de k (T) modelada através de uma equação de regressão dos valores da figura 5.26(b). A figura 5.28 apresenta uma curva com os dados da entalpia coletados do trabalho de CARVALHO et al. (1977:132) e na figura 5.29 é apresentada uma curva com os dados calculados do calor específico do arame.

i) Condutividade Térmica:

Para se obter a condutividade térmica $k(T)$ do aço carbono utilizou-se os dados desta para o Fe-puro e uma liga Fe-0,5%C (figura 5.26) fornecidos por ÖZİŞIK (1990). Para o presente trabalho adotou-se um valor da condutividade intermediário entre aqueles para o Fe puro (k_{Fe}) e Fe-0,5%C ($k_{Fe-0,5\%C}$), figura 5.26b. Este foi calculado como uma média ($k_{MÉDIA}$) destes dois valores.

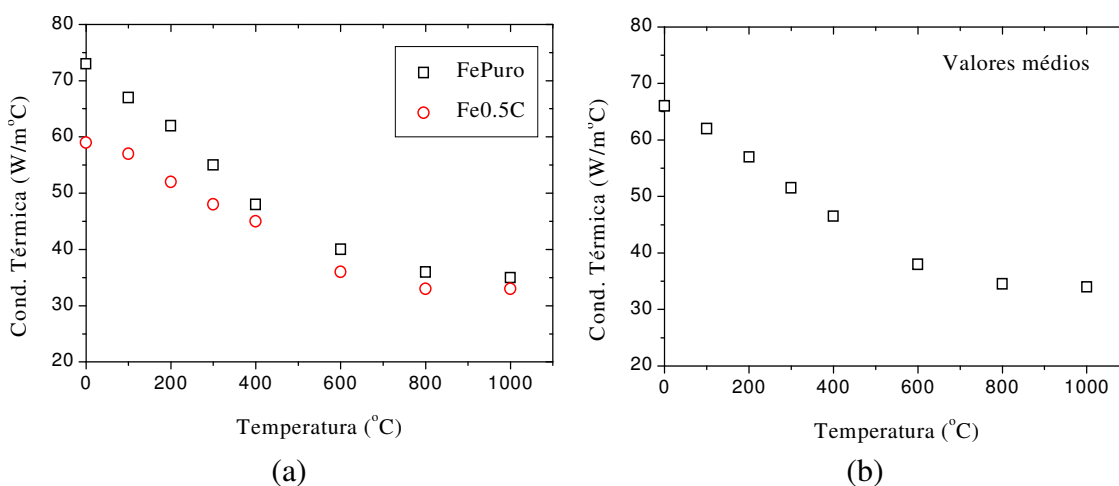


Figura 5.26 – Dados de condutividade térmica para o arame de aço carbono (a) valores $k(T)$ retirados de ÖZİŞIK (1990:631) e (b) valores médios calculados para (Fe_{PURO} e $Fe_{0,5\%C}$)

A partir dos valores de $k_{MÉDIA}$ (W/m°C) foi obtida a equação (5.11) de regressão para representar a relação entre esta propriedade e a temperatura (°C):

$$k(T) = 66 - 0,02994 * T - 1,059 \times 10^{-4} * T^2 + 1,719 \times 10^{-7} * T^3 - 6,802 \times 10^{-11} * T^4 \quad (5.11)$$

A figura 5.27 apresenta a variação da condutividade térmica com a temperatura prevista pela equação (5.11). Esta figura e a anterior sugerem que, para temperaturas elevadas, correspondentes ao material no estado austenítico, a condutividade térmica é aproximadamente constante. Em função desta observação e, como não foram encontrados, na literatura consultada, valores de condutividade térmica para temperaturas superiores a 1000°C, adotou-se as seguintes equações para representar a condutividade térmica dos arames de aço carbono:

$$k(T) = 66 - 0,02994 * T - 1,059 \times 10^{-4} * T^2 + 1,719 \times 10^{-7} * T^3 - 6,802 \times 10^{-11} * T^4$$

para $T < 915^\circ\text{C}$ (5.12)

e

$$k(T) = 33,95 \text{ W/m}^\circ\text{C} \text{ para } T > 915^\circ\text{C} \quad (5.13)$$

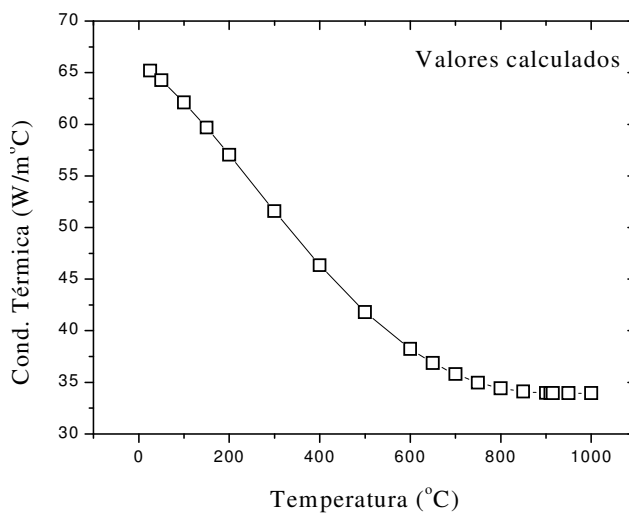


Figura 5.27 - Curva de $k(T)$ determinada através de valores calculados da equação de regressão.

ii) Calor Específico

Para se obter o calor específico 'Cp' do aço carbono (em J/kg°C) em função da temperatura, utilizou-se os valores de entalpia (H) do ferro fornecidos por CARVALHO et al.(1977). A figura 5.28 mostra estes dados.

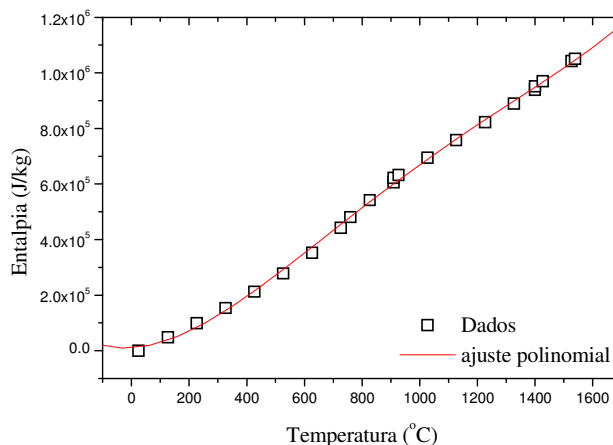


Figura 5.28 - Dados de entalpia retirados de CARVALHO et al.(1977)

Uma equação relacionando a variação de entalpia com a temperatura foi obtida para os dados da figura 5.28 por regressão múltipla:

$$H(T) = 10088,14 + 67,75T + 1,36T^2 - 1,03 \times 10^{-3}T^3 + 2,60 \times 10^{-7}T^4 \quad (5.14)$$

Esta equação, que apresentou um coeficiente de correlação de 0,9989, é também mostrada na figura 5.28.

Sabe-se que:

$$\Delta H = H(T) - H(T_0) = \int_{T_0}^T c_p dT \rightarrow c_p = \left(\frac{\partial H}{\partial T} \right)_P \quad (5.15)$$

Assim, pode-se obter uma estimativa do calor específico do ferro a partir da derivação da equação (5.14) em relação a temperatura, obtendo-se a equação (5.16):

$$C_p(T) = 67,75 + 2 \times 1,36T - 3 \times 1,03 \times 10^{-3}T^2 + 4 \times 2,60 \times 10^{-7}T^3 \quad (5.16)$$

A figura 5.29 apresenta a curva obtida para o calor específico em função da temperatura para o arame de aço carbono. Nesta equação, o calor latente associado com as transformações alotrópicas do ferro não foi considerado.

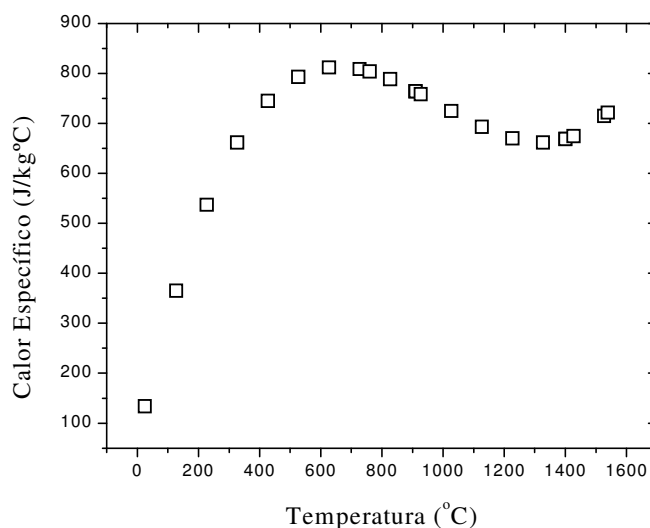


Figura 5.29 - Dados do calor específico para o arame de aço carbono.

iii) Resistividade Elétrica

Os valores de resistividade dos arames de aço carbono usados nas etapas seguintes deste trabalho foram os determinados experimentalmente, que foram corrigidos pelos dados de WASZINK & Van den HEUVEL (1979), de acordo com a metodologia descrita na seção 5.1.1. Estes dados foram modelados por regressão linear, para temperaturas inferiores a 750°C, por um polinômio do segundo grau e, para temperaturas maiores, por uma reta.

As equações obtidas através da regressão das curvas das figuras 5.2(b) e 5.3, respectivamente para a resistividade dos arames de aço carbono AWS E70S6 de 1,2 e 1,0mm de diâmetro, são apresentadas na tabela V.5:

Tabela V.5 – Equações de resistividade em função da temperatura para o arame de aço carbono E70S6 de 1,0 e 1,2mm utilizados no presente trabalho.

Material	Temperatura (°C)	Equação para resistividade ($\mu\Omega$ cm)
E70S6- 1,2mm	≤ 750	$\rho(T)=36,86+0.00794T+1,45 \times 10^{-4} T^2$
E70S6- 1,0mm		$\rho(T)=36,63+0.01639T+1,32 \times 10^{-4} T^2$
E70S6- 1,2mm	$> 750^\circ\text{C}$	$\rho(T)=109,87T+0.0355$
E70S6- 1,0mm		$\rho(T)=107,87T+0.0355$

5.3.4.2 Propriedades Físicas do Arame de Aço Inoxidável

Os valores das propriedades físicas do aço inoxidável foram obtidos de WASZINK & Van den HEUVEL (1979), BOGAARD et al. (1993) e MIETTINEN (1997). As figuras 5.30 e 5.31 mostram, respectivamente, a variação com a temperatura da condutividade térmica (MIETTINEN, 1997) e do calor específico (BOGAARD et al., 1993) do aço inoxidável 304.

i) Condutividade Térmica

Os dados da condutividade térmica do arame de aço inoxidável foram obtidos do trabalho de MIETTINEN (1997) para o aço inoxidável 304. A figura 5.30 apresenta a curva obtida com estes dados.

Aproximou-se, aos pontos desta curva, uma reta por regressão linear, cuja equação foi:

$$k(T) = 15,75+0,0124T \quad (5.17)$$

Esta equação, que apresentou um coeficiente de correlação de 0,9998, é também mostrada na figura 5.30.

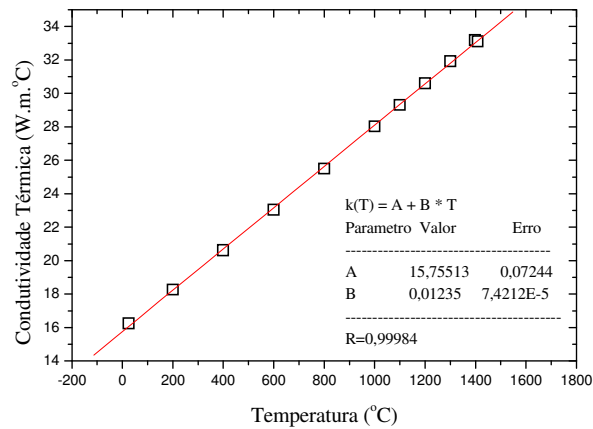


Figura 5.30 – Condutividade térmica para o arame de aço inoxidável, MIETTINEN (1997).

ii) Calor Específico

Para calcular o calor específico $C_p(T)$ do arame de aço inoxidável (em J/kg K) utilizou-se os dados de BOGAARD et al.(1993). A figura 5.31 apresenta a curva obtida. O calor específico foi modelado, por regressão linear, para temperaturas maiores que 30°C pela reta:

$$C_p(T) = 506,87 + 0,16214T \quad (5.18)$$

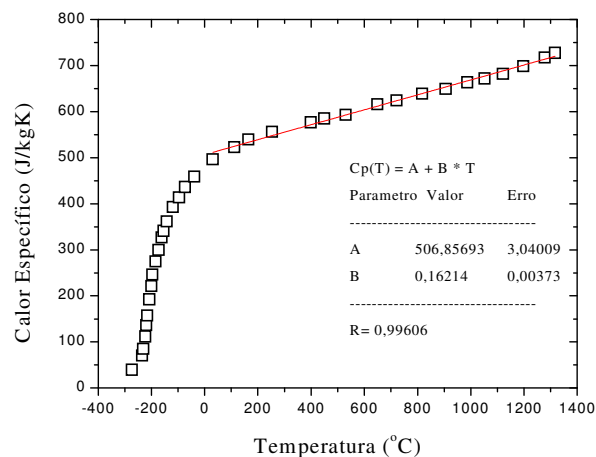


Figura 5.31 - Calor específico do aço inoxidável AISI 304 (BOGAARD et al., 1993:379)

Esta reta, que apresentou um coeficiente de correlação de 0,9961, é também mostrada na figura 5.31 para temperatura acima de 0°C.

iii) Resistividade Elétrica

A resistividade elétrica do arame de aço inoxidável foi modelada, por regressão linear, para temperaturas inferiores a 700°C, por um polinômio do segundo grau e, para temperaturas maiores, por uma reta. Estes valores de resistividade foram corrigidos para os eletrodos usados no presente trabalho como mostrado na seção 5.1.2, a partir dos valores medidos no presente trabalho nas temperaturas ambiente e de fusão.

As equações obtidas através de um modelo de regressão da curva da figura 5.5, para a resistividade do arame de aço inoxidável AWS E308LSi de 1,2mm de diâmetro, são mostradas na tabela V.6:

Tabela V.6 – Equação de resistividade em função da temperatura para o arame de aço inoxidável E308LSi de 1,2mm utilizado no presente trabalho.

Temperatura (°C)	Equação para resistividade ($\mu\Omega\text{cm}$)
$\leq 700 \Rightarrow$	$\rho(T)=84,63 + 0,14415T - 9,7 \times 10^{-5} T^2$
$> 700 \Rightarrow$	$\rho(T)=121,22+ 0,02544T$

5.3.4.3 Modelo de Distribuição de Temperatura

Como já mencionado na seção 5.3.4, desenvolveu-se neste trabalho um programa para resolver a equação 5.7 utilizando valores das propriedades físicas do aço carbono e inoxidável que foram aproximados por funções polinomiais para representar a influência da temperatura. Este programa resolve progressivamente a equação 5.7, para as condições iniciais 5.8 e 5.9 até que a queda de temperatura calculada atinja aquela especificada para o bico de contato, sendo o valor de z neste ponto, considerado como a extensão do eletrodo.

O programa começa calculando a temperatura da extremidade do arame próxima do arco ($z=0$). Como a temperatura nesta região muda muito rapidamente, os cálculos se iniciam usando um passo de tamanho muito pequeno (1×10^{-3} mm). Este passo vai sendo progressivamente aumentado para até 5×10^{-2} mm nas regiões mais afastadas do arco onde a variação de temperatura é menos rápida. Para a realização dos cálculos, utilizou-se os resultados experimentais (corrente de soldagem, velocidade de fusão e extensão do eletrodo) do presente trabalho. A fração de material sendo vaporizado (f_v) e tensão do arco associada com a transferência de calor para o eletrodo (V_{ARC}) foram usadas como parâmetros para o ajuste do modelo. Desta forma, a partir dos dados experimentais, é possível simular a variação de cada um dos parâmetros de ajuste (f_v e V_{ARC}) em função das condições de soldagem supondo que os outros fatores não são alterados.

A) Distribuição de Temperatura no Eletrodo:

A figura 5.32 mostra a distribuição de temperatura prevista no eletrodo de aço carbono de 1,0mm, utilizando-se resultados experimentais para três níveis diferentes de corrente de soldagem e considerando uma temperatura do bico de contato de 100°C e uma vaporização fixa de 5% ($f_v = 0,05$) de metal. Nesta figura, o parâmetro V_{ARC} foi utilizado como o parâmetro de ajuste do modelo para o comprimento do eletrodo de 13mm que foi o valor utilizado nos testes considerados.

Pode-se observar que o perfil de temperatura do eletrodo apresenta duas regiões características: (a) a primeira, que corresponde a quase toda extensão do eletrodo, apresenta um aumento da temperatura relativamente suave a partir do bico de contato (localizado no lado direito da figura 5.32) e (b) a segunda, bem junto ao arco, caracterizada por um aumento abrupto de temperatura. Na primeira região, o aquecimento do eletrodo é dominado pelo efeito Joule e, na segunda, além deste, o calor recebido pelo arco também desempenha um papel importante no processo. Como no presente estudo, o modelo utilizado considera a variação das propriedades físicas com a temperatura, o primeiro trecho da curva de aquecimento (dominado pelo efeito joule) não é linear como foi obtido por MODENESI (1996).

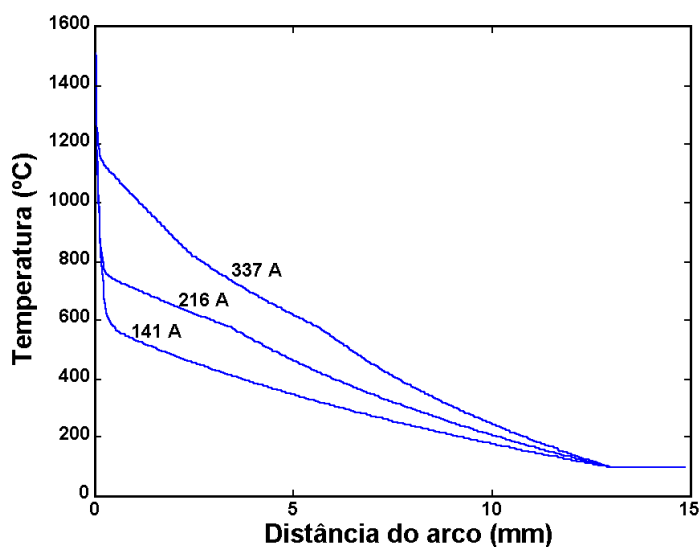


Figura 5.32 – Distribuição de temperatura no eletrodo prevista pelo modelo para diferentes níveis de corrente.

As figuras 5.33 a 5.36 apresentam, para diferentes testes realizados neste trabalho, os valores de V_{ARC} e do aquecimento anódico do eletrodo (V_{ARC1}) preditos pelo modelo para uma vaporização constante de 5%. Para a construção destas figuras, V_{ARC} foi o parâmetro de ajuste, isto é, para cada condição experimental, o seu valor foi variado até que o valor correto da extensão do eletrodo fosse obtido.

Estas figuras correspondem, respectivamente, a testes de soldagem das condições A, C, D e F apresentadas na tabela V.4.

Estas figuras indicam um valor de V_{ARC} em torno de 4V que apresenta uma ligeira tendência a aumentar com a corrente para baixos valores desta (correspondentes, predominantemente, à condição de transferência globular). Para correntes mais elevadas (em torno de 200A, para os arames de aço carbono de 1,0mm, e de 250A, para os arames de aço carbono de 1,2mm), observa-se uma tendência de redução de V_{ARC} com a corrente que, em alguns casos, parece mudar novamente para corrente mais elevadas. O arame de aço inoxidável apresentou um resultado similar, mas para valores de corrente de soldagem menores. Em linhas gerais, as alterações descritas coincidem com a região de ocorrência da anomalia na velocidade de fusão (tabela V.4).

As figuras 5.33 a 5.36 (c) e (d) apresentam os valores calculados do aquecimento anódico em função da corrente. Estas figuras sugerem uma tendência de aumento do aquecimento anódico com a corrente de soldagem, exceto para a faixa de corrente que corresponde aproximadamente à presença da anomalia na velocidade de fusão e, também, da transição do modo de transferência globular para spray. Resultado semelhante foi sugerido por KIM (1989:162). Para o autor, das contribuições para a fusão do eletrodo (aquecimento por efeito joule e calor de condensação de elétrons), a última é a mais facilmente afetada por variações nas condições de soldagem. O aquecimento por efeito Joule é sempre gerado no interior do eletrodo e basicamente todo ele será usado para fundir o arame. Entretanto, o calor gerado pela condensação de elétrons (zona de queda anódica) sempre precisa ser transferido para o interior do arame para contribuir para a sua fusão. A distribuição desta fonte de aquecimento entre a superfície do arame e a da gota de metal fundido depende das condições de soldagem. Em particular, as condições de fluxo de calor por condensação de elétrons podem ser alteradas pela transição no modo de transferência de metal (KIM, 1989).

Uma transição na curva de aquecimento anódico em função da corrente é observada em todos os casos mostrados nas figuras 5.33 a 5.36 (c) e (d). Estes resultados sugerem que, caso a vaporização do arame possa ser considerada independente da corrente de soldagem, a anomalia na velocidade de fusão pode ser caracterizada por uma redução do aquecimento do arame pelo arco.

Verifica-se que esta mudança no comportamento do aquecimento anódico ocorre aproximadamente a correntes ao redor de $200 \pm 20A$, para os arames de aço carbono de 1mm e de aço inoxidável de 1,2mm, e a $250 \pm 20A$, para arame de aço carbono de 1,2mm. Estes valores coincidem, como visto na seção 5.3.2, com aqueles onde se constata o início da presença da anomalia na velocidade de fusão e, no caso do arame de 1,2mm, com a transição globular-spray projetada segundo MA & APPS (1983). Estes autores mencionam que o modo de transferência spray projetado ocorre em uma faixa estreita de corrente (250 a 270A, para arames de 1,2mm e proteção de Ar-5%CO₂). Além disso, eles mencionam que este modo de transferência fornece uma maior eficiência de fusão do arame. Isto ocorreria por um menor superaquecimento da gota em

relação aos modos de transferência globular e spray em fluxo. Como consequência, mais calor seria utilizado para a fusão do arame elevando assim a eficiência deste processo.

O modelo desenvolvido e os resultados experimentais do presente trabalho sugerem que, para uma fração vaporizada constante, o calor gerado pela condensação de elétrons é caracterizado por uma transição a valores de corrente que coincidem com a mudança de modo de transferência e a presença da anomalia na velocidade de fusão.

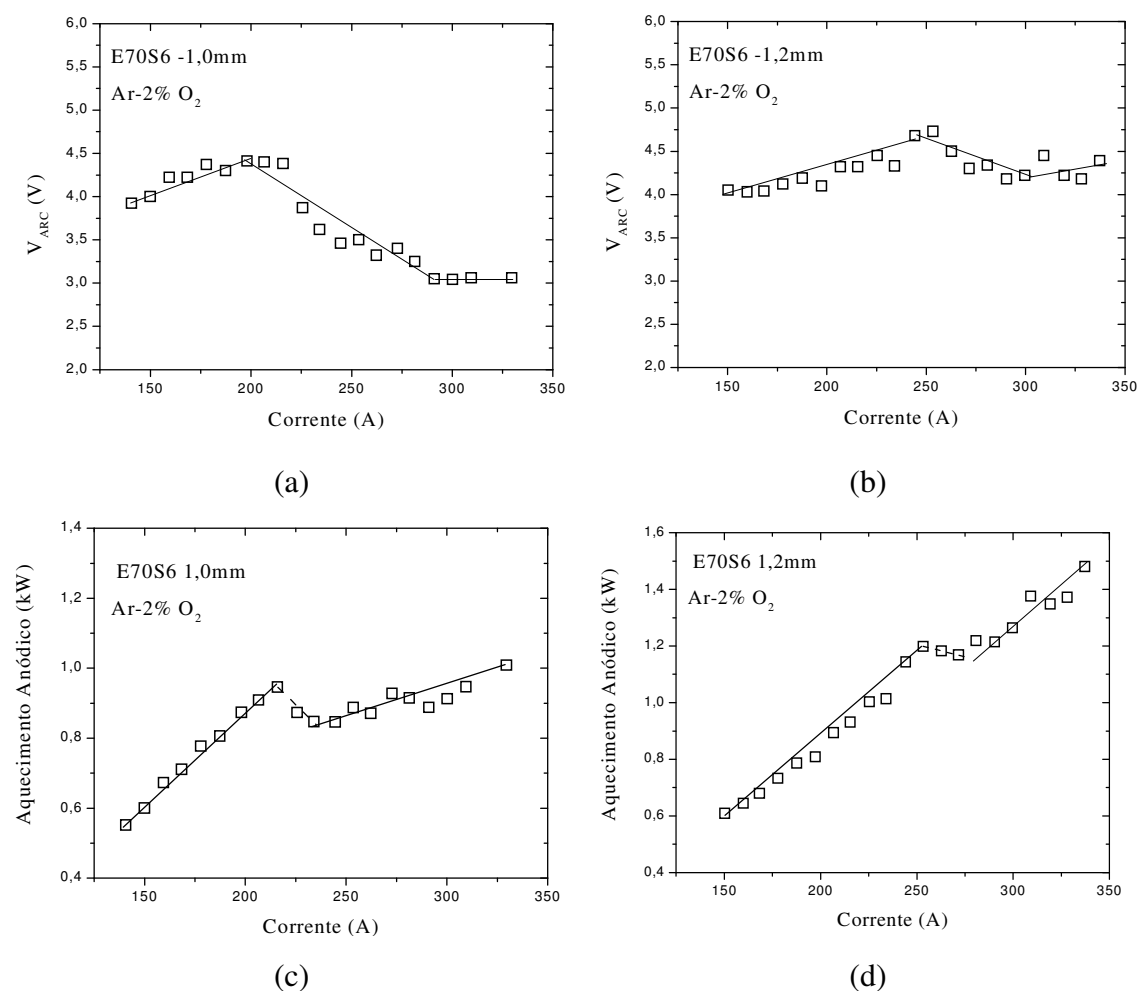


Figura 5.33 - Variação da tensão V_{ARC} que caracteriza a transferência de calor do arco para o eletrodo (a) e (b) e do aquecimento anódico (c) e (d) para o arame E70S6, extensão de 13mm, soldando com Ar-2%O₂ e diâmetro (a) e (c) 1,0mm e (b) e (d) 1,2mm, predita para uma vaporização constante de 5%.

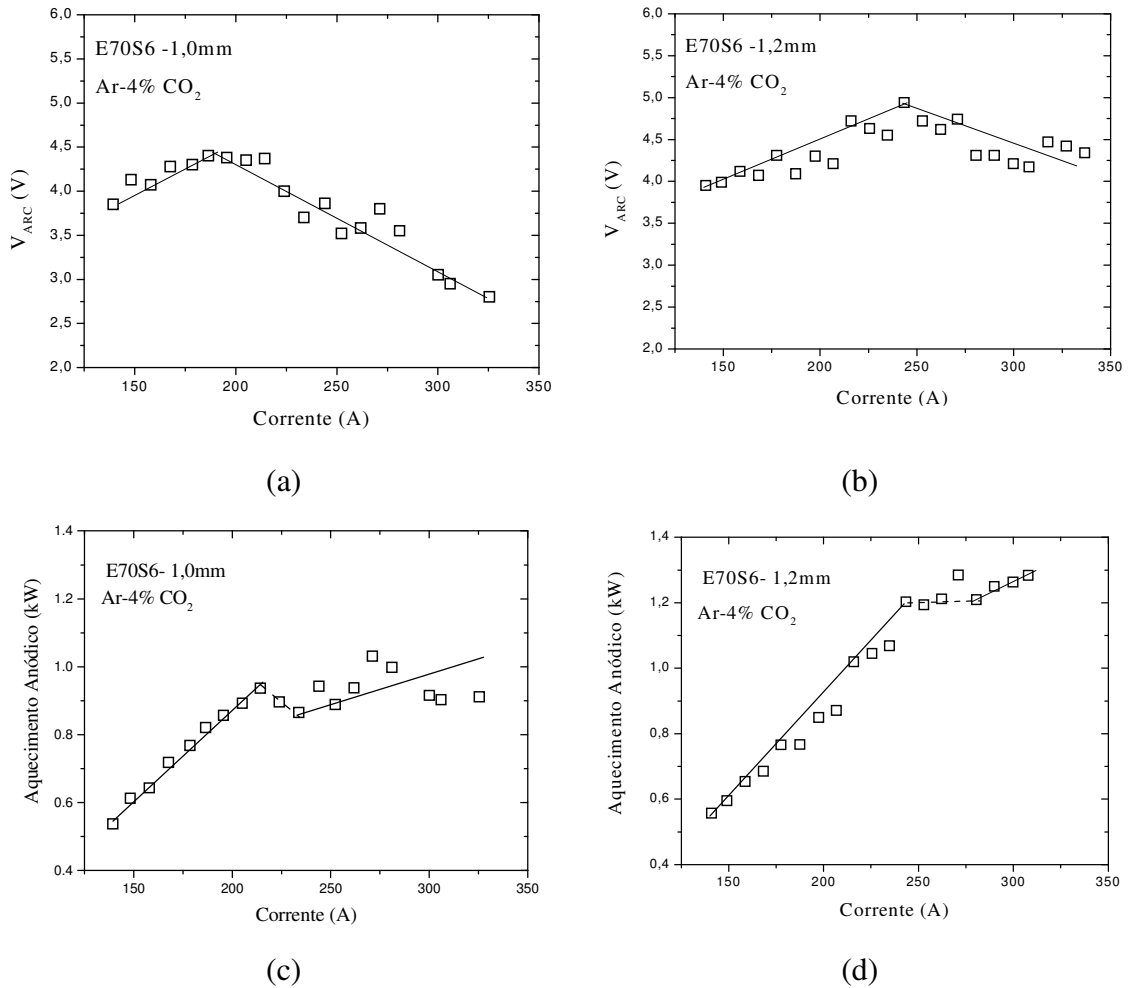


Figura 5.34 - Variação da tensão V_{ARC} que caracteriza a transferência de calor do arco para o eletrodo (a) e (b) e do aquecimento anódico (c) e (d) para o arame E70S6, extensão de 13mm, soldando com Ar-4%CO₂ e diâmetro (a) e (c) 1,0mm e (b) e (d)1,2mm, predita para uma vaporização constante de 5%.

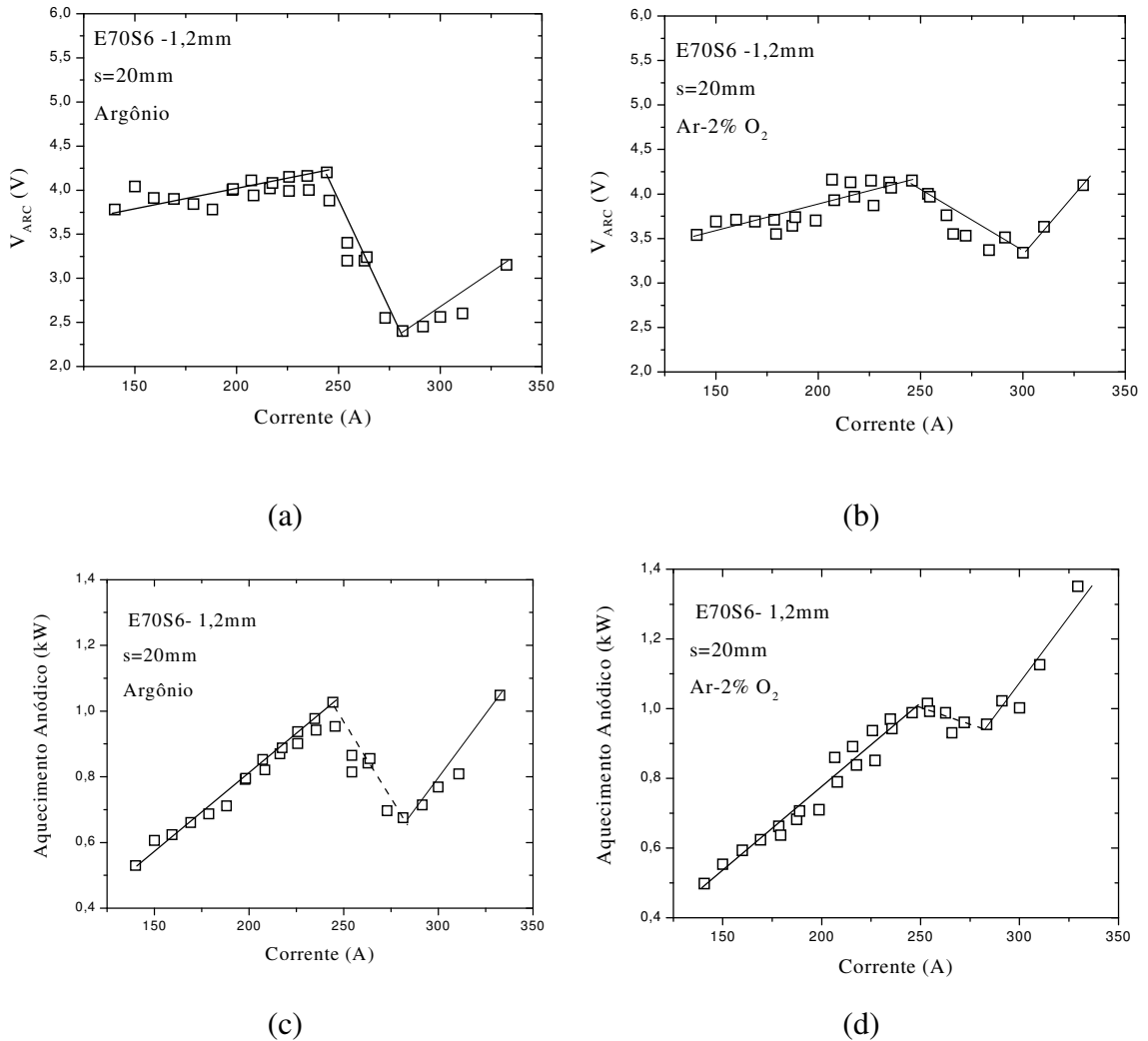


Figura 5.35 - Variação da tensão V_{ARC} que caracteriza a transferência de calor do arco para o eletrodo (a) e (b) e aquecimento anódico (c) e (d) para o arame E70S6, extensão de 20mm, soldando com (a) e (c) Argônio (b) e (d) Ar-2% O_2 e diâmetro 1,2mm, predita para uma vaporização constante de 5%.

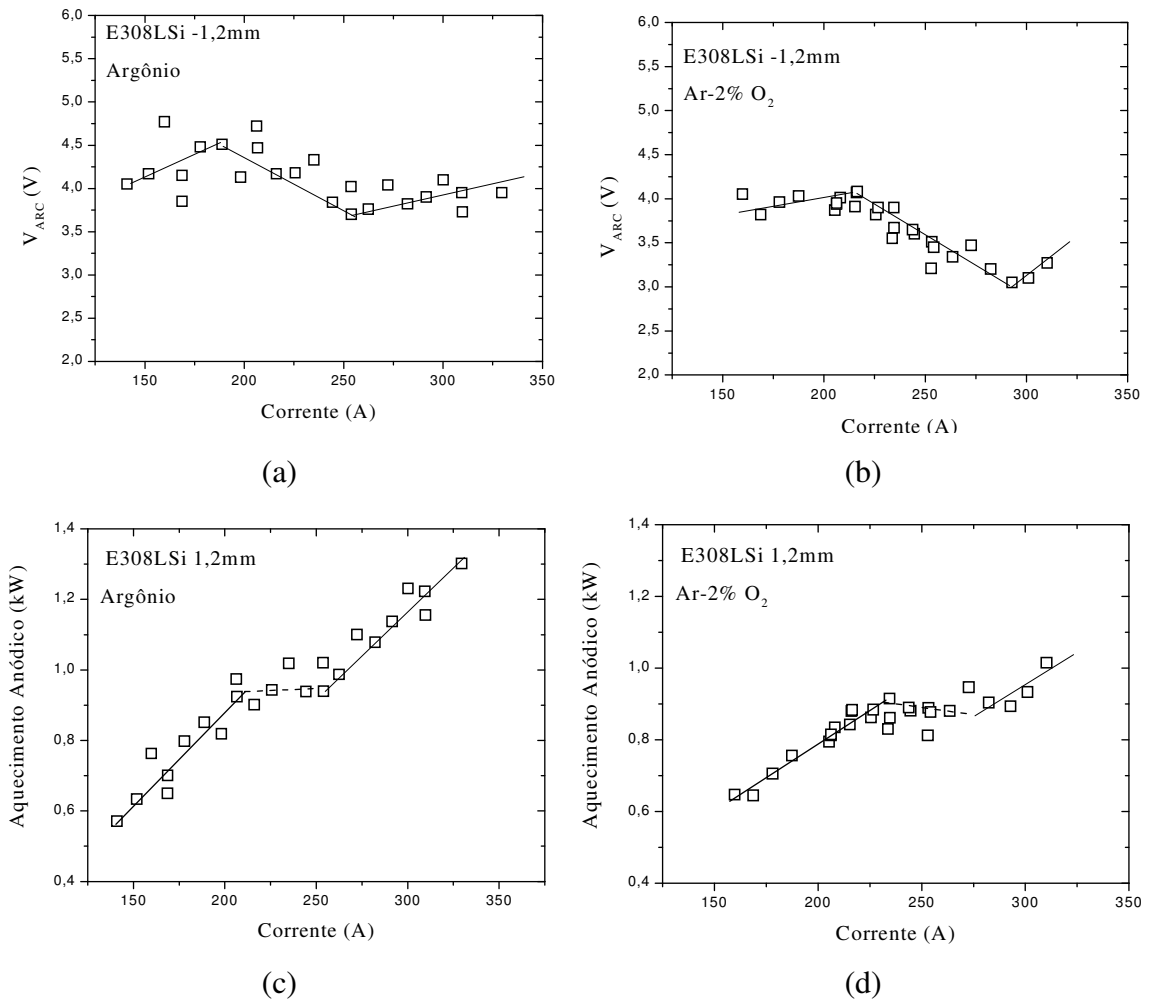


Figura 5.36 - Variação da tensão V_{ARC} que caracteriza a transferência de calor do arco para o eletrodo (a) e (b) e aquecimento anódico (c) e (d) para o arame E308LSi, extensão de 13mm, soldando com (a) e (c) Argônio (b) e (d) Ar-2%O₂ e diâmetro 1,2mm, predita para uma vaporização constante de 5%.

Pode-se esperar, contudo, que as condições de soldagem alterem a quantidade de material que é vaporizada pelo arco. Como o calor latente de vaporização, presente na equação de ΔH_{TOTAL} , tende a ser muito maior que os outros termos (por exemplo, para o aço, ΔH_f e ΔH_v são, respectivamente, $1,9 \times 10^9$ e $47,8 \times 10^9$ J/m³, CARVALHO et al., 1977), uma pequena variação de f_v pode ter um forte efeito na eficiência com que o arame é fundido.

As figuras 5.37 a 5.39, para os eletrodos de aço baixo carbono E70S6, e a figura 5.40, para arame de aço inoxidável E308LSi, apresentam a variação da vaporização predita pelo modelo usando uma tensão V_{ARC} constante de 4V.

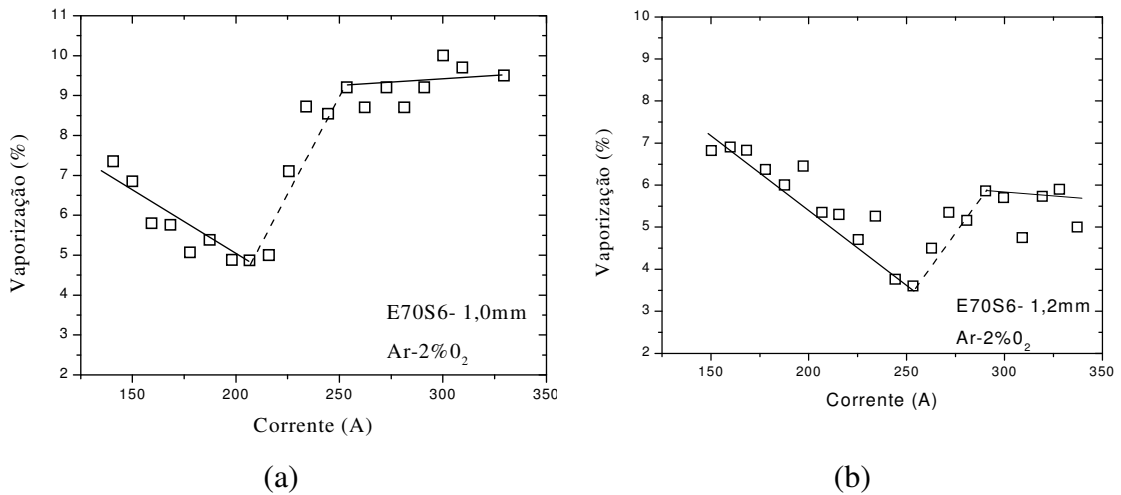


Figura 5.37 - Variação da vaporização para o arame E70S6, extensão de 13mm, soldando com Ar-2%O₂ e diâmetro (a) 1,0mm e (b) 1,2mm, predita para uma V_{ARC} constante de 4V.

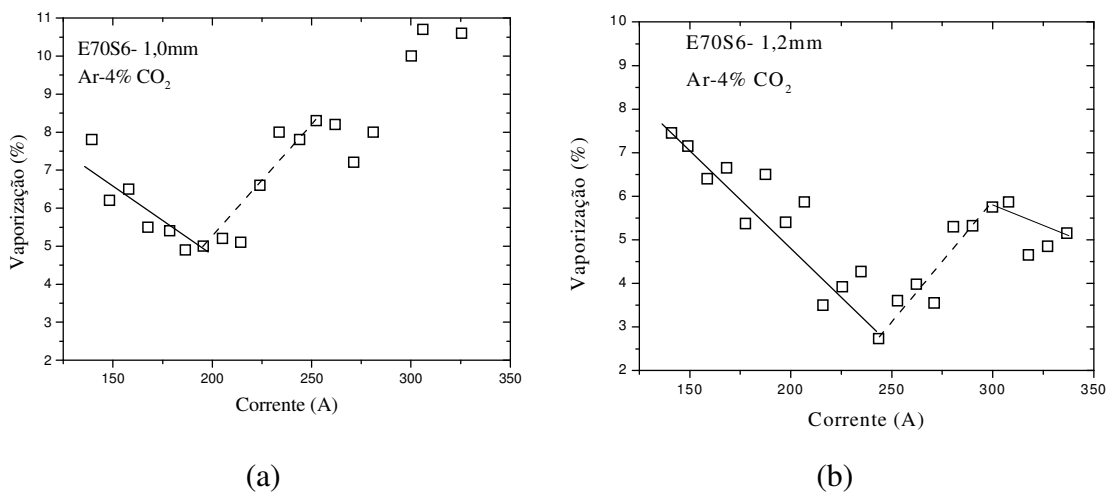


Figura 5.38 - Variação da vaporização para o arame E70S6, extensão de 13mm, soldando com Ar-4%CO₂ e diâmetro 1,2mm (a) 1,0mm (b) 1,2mm, predita para uma V_{ARC} constante de 4V.

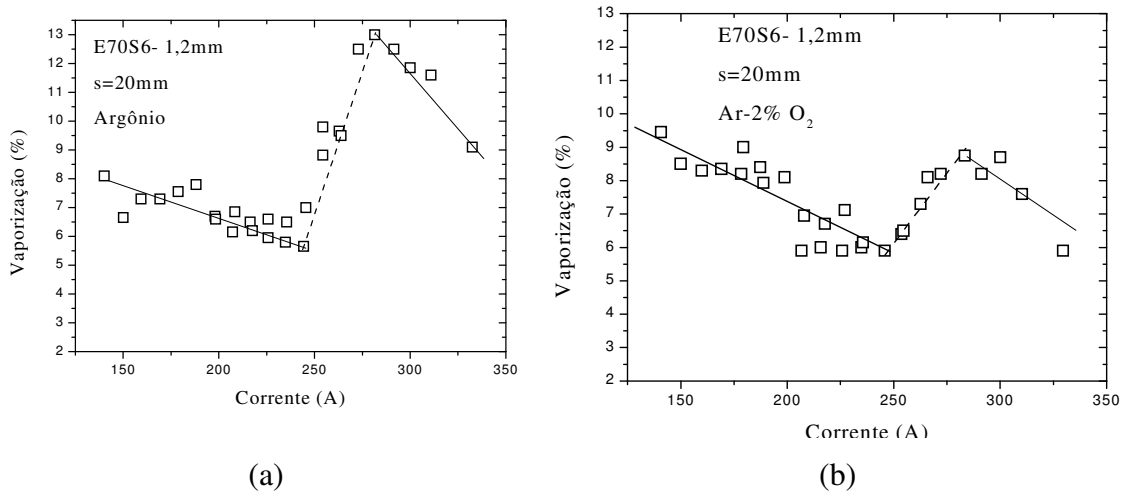


Figura 5.39 - Variação da vaporização para o arame de aço carbono E70S6, extensão de 20mm, soldando com (a) Argônio (b) Ar-2%O₂ e diâmetro 1,2mm, predita para uma V_{ARC} constante de 4V.

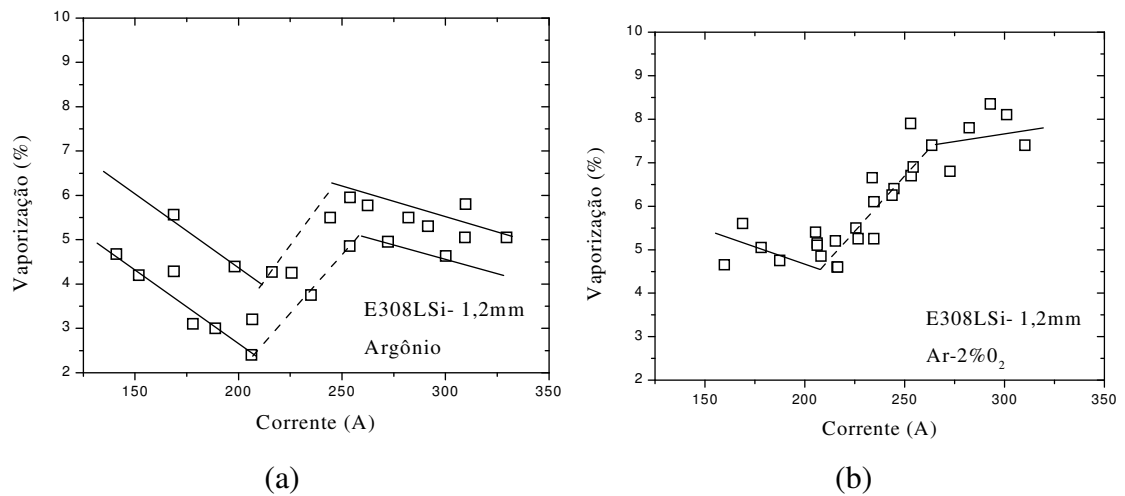
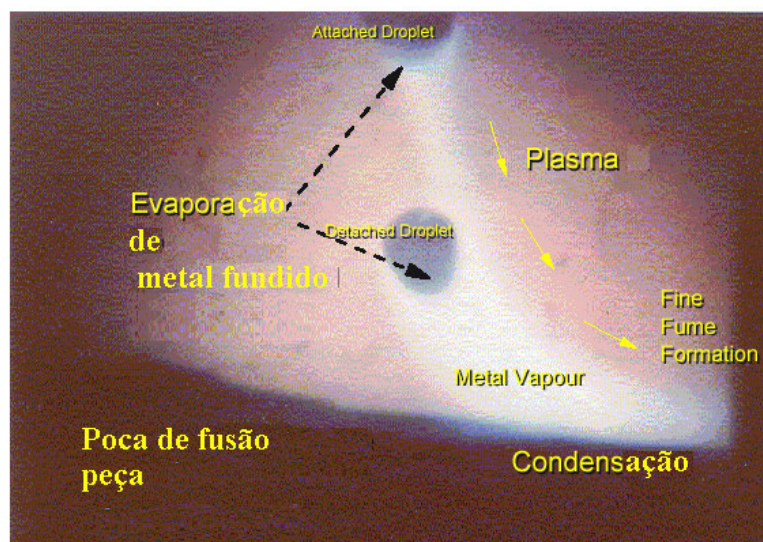


Figura 5.40 - Variação da vaporização para o arame de aço inoxidável E308LSi, extensão de 13mm, soldando com (a) Argônio (b) Ar-2%O₂ e diâmetro 1,2mm, predita para uma V_{ARC} constante de 4V.

Os resultados sugerem uma mudança no padrão de vaporização do metal para níveis de corrente associados com a anomalia na velocidade de fusão, com a ocorrência de uma menor quantidade de vaporização no início da região da anomalia, um aumento forte desta para valores de corrente associados com esta e, eventualmente, uma tendência para a redução da quantidade de metal vaporizado para valores mais elevados de

corrente. Uma forma de se verificar estes resultados pode ser através da medida da quantidade de fumos gerados pelo processo de soldagem uma vez, que estes são formados principalmente pela oxidação do material vaporizado das gotas de metal fundido pelo arco (BOSWORTH & DEAM, 2000, REDDING, 2002). Assim, pode-se esperar alguma relação entre f_v e a quantidade de fumos gerados pelo processo de soldagem.

Segundo HAIDAR (1999), na soldagem GMAW, o vapor de metal no arco pode se originar da gota na extremidade do arame, de gotas no plasma entre o arame e a peça e da poça de fusão. A figura 5.41 ilustra estes processos. A evaporação proveniente da poça é pequena devido a uma combinação de efeitos, incluindo a baixa temperatura superficial do metal líquido na poça de fusão e a direção do fluxo de gás no plasma que limita a evaporação da superfície da poça de fusão. A evaporação das gotas após o seu destacamento do arame é esperada que seja pequena por razões que incluem o curto tempo de deslocamento no interior do plasma da gota na ponta do arame até a poça de fusão e menor transferência de calor para a gota após o seu destacamento do arame.

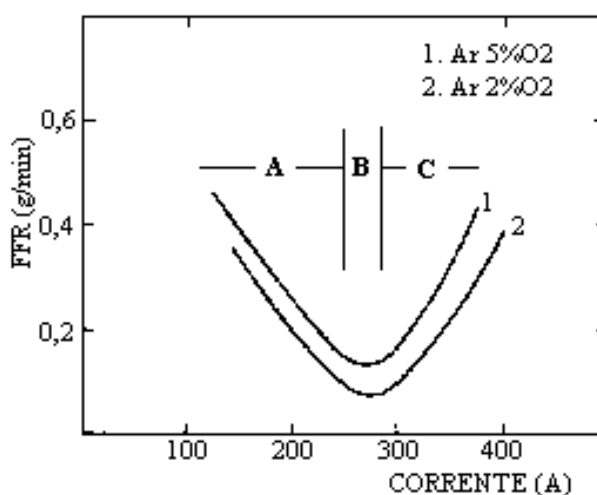


Fonte - BOSWORTH & DEAM, 2000

Figura 5.41 – Evaporação na região do arco no processo GMAW

De acordo com estimativas da literatura (IOFFE et al., 1995), a velocidade da gota no arco muda de 0,5 m/s no modo de transferência globular para mais de 1,5m/s no modo spray. Para um comprimento de arco de 7mm, por exemplo, essas velocidades corresponderiam a um tempo de deslocamento da gota no arco de 14ms para o modo globular e 4,7ms no modo spray. HAIDAR (1999) comparou este tempo com o de formação da gota e verificou que este era muito maior do que aquele no modo globular sendo no modo spray quase equiparados. Portanto, o autor sugere que a evaporação da gota durante o tempo de deslocamento entre a ponta do arame e a poça de fusão seja desprezível em comparação com a evaporação da gota na extremidade do arame.

MA & APPS (1982) observaram, na soldagem com arame de aço carbono de 1,2mm e Ar-5%O₂ como gás de proteção, para níveis de correntes associados com a transição de modo de transferência globular para spray projetada, uma significativa redução na formação de fumos (figura 5.42), cuja forma é similar à predita pelo modelo aqui desenvolvido. Eles, entretanto, associaram este resultado a uma redução na temperatura da gota de metal líquido, o que teria causado uma maior eficiência de fusão do arame neste nível de corrente.



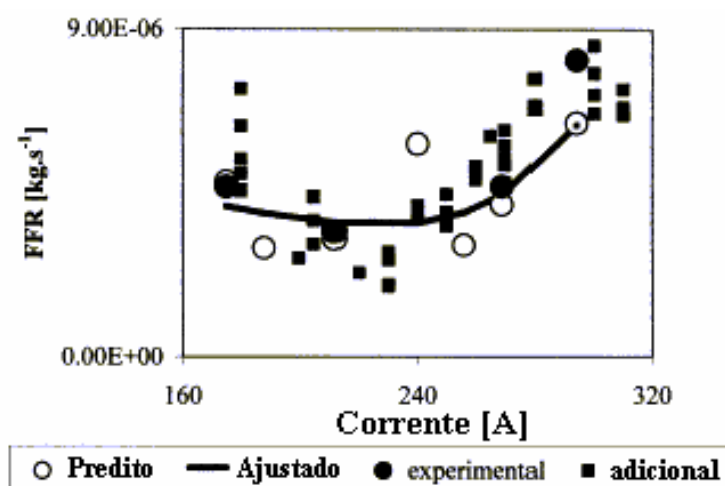
Fonte: Modificada de MA & APPS, 1982:312

Figura 5.42 - Taxa de geração de fumos (FFR-*Fume formation rate*) para diferentes modos de transferência de metal. A, Globular; B, Spray projetado; C, Spray em fluxo.

DENNIS et al. (2001) avaliaram, através de um modelo e de testes experimentais, a taxa de formação de fumos (*FFR-Fume Formation Rate*) na soldagem GMAW para os modos de transferência globular e spray com proteção de 93%Ar-5%CO₂-2%O₂ e arame de diâmetro de 1,2mm. Como pode ser observado na figura 5.43, os resultados obtidos foram semelhantes àqueles preditos no presente trabalho.

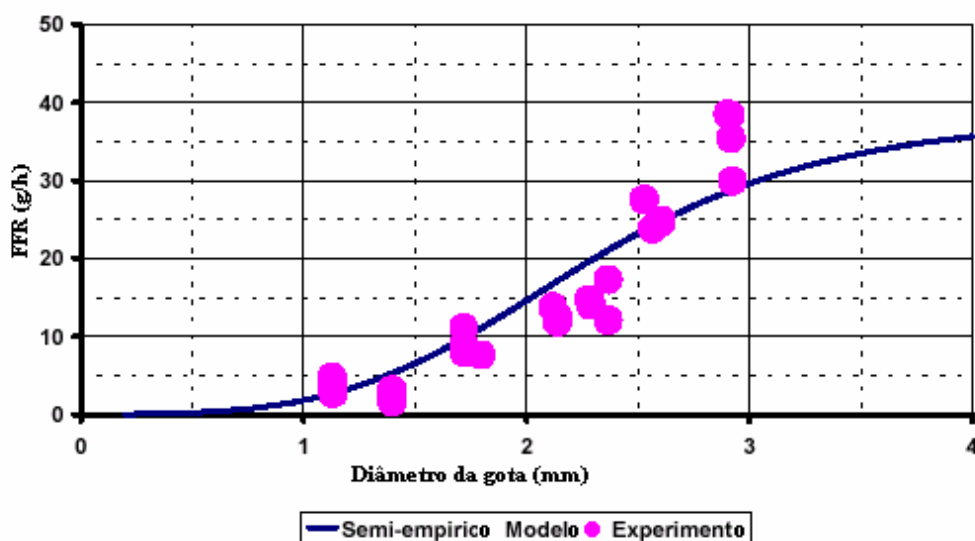
ZIMMER et al. (2002) verificaram no modo de transferência spray uma maior concentração de partículas de fumos do que no modo globular de transferência. Os autores atribuíram esta diferença a uma maior área superficial na gota no modo spray para evaporação de espécies metálicas.

Entretanto, trabalhos como o de IOFFE et al. (1995) e HAIDAR (1999) indicam uma queda significativa na taxa de geração de fumos a partir da transição dos modos de transferência globular-spray. BOSWORTH & DEAM (2000) mostraram que a geração de fumos na soldagem GMAW é extremamente dependente do diâmetro da gota que é transferida do eletrodo para a poça de fusão (figura 5.44), sendo que, quanto menor o tamanho da gota menor seria a taxa de geração de fumos. Os resultados da simulação do presente trabalho estão mais próximos daqueles obtidos por MA & APPS (1982) e DENNIS (2001).



Fonte: DENNIS et al., 2001:112

Figura 5.43 - Taxa de formação de fumos predita e experimental



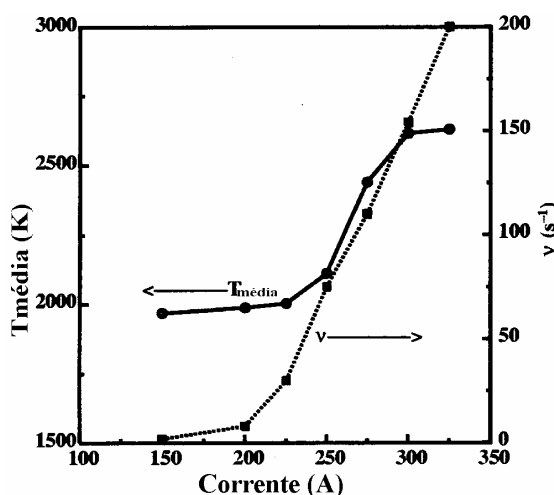
Fonte: BOSWORTH & DEAM, 2000

Figura 5.44 - Gráfico da taxa de formação de fumos em função do diâmetro da gota .

A variação de vaporização predita no presente trabalho pode estar associado com a formação, no modo globular de transferência, de gotas relativamente grandes na ponta do arame as quais se destacam com baixa frequência e são submetidas a valores relativamente baixos de corrente. Por outro lado, no modo de transferência spray, com altos valores de corrente, a frequência de destacamento de gotas é alto, mas as suas dimensões são pequenas. Assim, para uma corrente próxima da transição dos modos de transferência globular e spray projetado e, deste para spray em fluxo tem-se um aumento da área da superfície da gota em contato com o arco e supondo uma mesma temperatura nos dois modos isto levaria a um aumento na fração vaporizada (f_v).

Haidar (1999) calculou a temperatura média da gota no momento do destacamento do arame. O autor verificou que ocorre um aumento tanto da temperatura média quanto da frequência de destacamento das gotas para correntes correspondentes à transição nos modos de transferência globular-spray (figura 5.45). Ele atribui o aumento da temperatura média com a corrente nesta região de transição ao aumento da razão da área superficial da gota coberta pelo plasma para o volume da gota. O autor afirma que este aumento de temperatura leva a uma maior eficiência de fusão do eletrodo. Por outro lado, uma maior temperatura superficial do metal líquido pode sugerir que mudanças na

área superficial da gota na transição de modos de transferência podem favorecer um aumento na vaporização da gota, o que levaria a uma maior perda de calor na ponta do eletrodo e, portanto, a uma menor eficiência de fusão.



Fonte – Modificada de HAIDAR, 1999:3456

Figura 5.45 – Temperatura média e frequência de destacamento da gota calculadas para correntes entre 150 e 325A para arame de aço carbono de 1,6mm, comprimento de arco 8mm, vazão de gás 10l/min e argônio como gás de proteção.

WANG et al. (2003) usaram um modelo numérico para estudar a forma da interface de fusão no arame, a oscilação da gota na extremidade do arame, as variações de temperatura, densidade de corrente, tensão, campo magnético, força eletromagnética e pressão e o papel destes na transferência de metal. Os autores verificaram que a temperatura mais alta na gota líquida para uma corrente de 175A e um arame de 1,6mm (modo globular) estava localizada próxima da superfície externa da gota e atribuíram esse fato à concentração do aquecimento por condensação de elétrons e ao padrão do fluxo de calor por convecção no interior da gota.

Segundo NEMCHINSKY (1998), para avaliar a taxa de evaporação da gota seria necessário conhecer sua temperatura superficial, que seria responsável pela taxa de

evaporação. Para o autor, medidas calorimétricas da temperatura do anodo representam melhor uma temperatura média do que superficial.

Para o presente trabalho, infere-se dos resultados que a mudança no tamanho da gota afetou o aquecimento e conseqüentemente a temperatura da gota líquida. Isto ocorreu porque na transição de modo de transferência verifica-se uma queda no diâmetro da gota e no tamanho da região ou área superficial de contato entre o arco e a gota. Este fato pode promover um aumento da vaporização na ponta do eletrodo na região para correntes que correspondem a de mudanças de modo de transferência e da presença da anomalia na velocidade de fusão. Conseqüentemente as mudanças nas condições de fluxo de calor para o arame devido a alterações no modo de transferência deve ter alterado as características de fusão do eletrodo pelo arco e contribuído para a formação da anomalia. Para avaliar as alterações que estariam ocorrendo na região da ponta do eletrodo para valores de corrente correspondentes à anomalia na velocidade de fusão, repetiu-se alguns ensaios usando filmagem de alta velocidade nesta faixa de corrente. O resultado é mostrado na figura 5.46.

Esta figura mostra condições típicas de transferência de metal observadas para diferentes níveis de corrente. Mostra-se que a anomalia na velocidade de fusão parece estar relacionada com a transição entre os modos de transferência spray projetado e spray em fluxo. Para as condições experimentais que foram usadas, no intervalo de corrente de aproximadamente 200A a 250A, a extremidade do arame apresentando apenas uma pequena redução de diâmetro que é característica da transferência spray projetado muda para uma longa e fina coluna de metal liquido típica de transferência spray em fluxo.

Esta mudança na forma da extremidade do arame aumenta como já discutido a área superficial do arame que está em contato direto com o arco. Isto deve causar um aumento na quantidade de calor transferida para o metal líquido e, possivelmente, na fração vaporizada de metal.

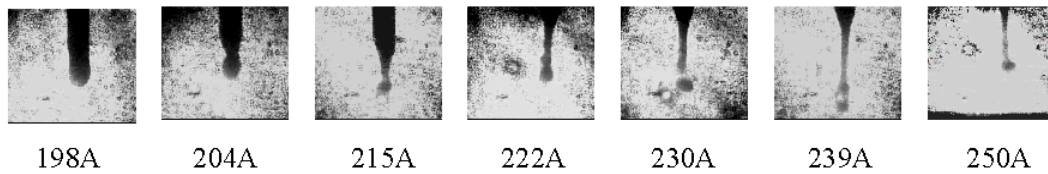
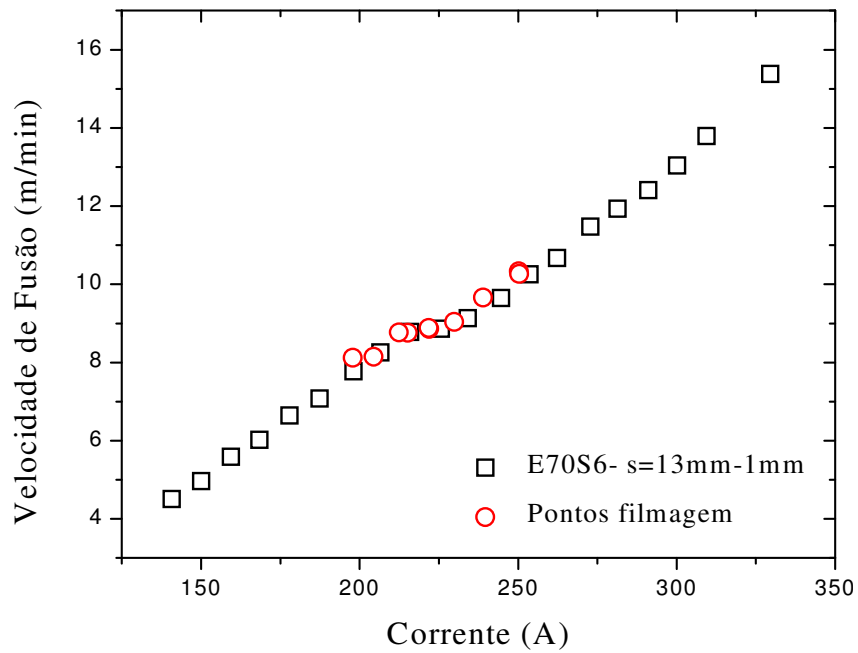


Figura 5.46 - Características de transferência de metal na região de correntes da transição de modo de transferência. Quadrados - resultados originais. Círculos - testes que foram filmados.

Da figura 5.46 se pode deprender, que a hipótese mais provável para caracterizar a anomalia para testes feitos com fonte de corrente constante é a de duas curvas para a relação entre a velocidade de fusão do arame e a corrente de soldagem. Estas curvas marcariam a transição dos modos de transferência spray projetado para spray em fluxo como mostra do na referida figura.

CAPÍTULO 6 – CONCLUSÕES:

À partir do desenvolvimento do estudo da velocidade de fusão do arame para a soldagem GMAW com fonte de corrente constante, pode-se enumerar as seguintes conclusões:

- Observou-se uma anomalia na velocidade de fusão para valores de corrente próximos da corrente de transição spray projetado-spray em fluxo.
- Esta anomalia depende do diâmetro do arame, ocorrendo para valores menores de corrente em arames de menor diâmetro, e da extensão do eletrodo, tendendo a ocorrer para maiores valores de corrente quando a extensão do eletrodo é reduzida. Para os gases de proteção estudados, não se observou qualquer efeito significativo na ocorrência da anomalia.
- A resistividade elétrica do eletrodo apresentou-se como um fator determinante da diferença na velocidade de fusão de materiais similares como em eletrodos de aço carbono de classes diferentes. Como esperado, esta propriedade afetou a velocidade de fusão do eletrodo principalmente através de seu efeito no coeficiente β da equação de velocidade de fusão.
- Foram comparadas as hipóteses de que a presença da anomalia caracterizaria a existência de uma única curva de velocidade de fusão com um desvio na região da anomalia ou de que existiriam dois regimes de fusão do eletrodo separados pela região da anomalia. Os resultados do presente trabalho parecem apoiar mais fortemente esta segunda hipótese.
- A linearização dos dados experimentais deste trabalho mostra que a anomalia pode ser caracterizada por uma transição nas condições de fusão do eletrodo resultando em uma redução na velocidade de fusão, quando se passa do regime de baixa corrente para o de alta corrente, em torno de 1 m/min, para o arame de aço carbono de 1,0mm de diâmetro, ou de 0,5 m/min, para o arame de aço carbono de 1,2mm.

- Foi desenvolvido um modelo numérico para a distribuição de temperatura ao longo do eletrodo que permite considerar as variações das propriedades físicas do material com a temperatura e permite o uso da fração vaporizada de material do eletrodo pelo arco ou da tensão que caracteriza a transferência de calor do arco para o eletrodo (V_{ARC}) como parâmetro de ajuste de dados experimentais ao modelo.
- Os resultados do presente trabalho, em conjunto com o modelo numérico, indicam, para valores de corrente associados com presença da anomalia na velocidade de fusão, mudanças bruscas nas condições de aquecimento do eletrodo pelo arco e/ou na fração do metal sendo fundido que é vaporizado pelo arco.
- Os resultados do modelo numérico indicam que, quando a tensão V_{ARC} foi usada como parâmetro de ajuste, o aquecimento anódico ($V_{ARC} I$) tende a aumentar com a corrente, exceto para a faixa de corrente que corresponde aproximadamente à presença da anomalia na velocidade de fusão.
- Os resultados do modelo numérico indicam que, quando a fração vaporizada do metal foi usada como parâmetro de ajuste, ocorre uma mudança do padrão da variação deste parâmetro para níveis de corrente associados com a anomalia na velocidade de fusão, observando-se um mínimo nesta fração para níveis de corrente em que a anomalia se inicia.
- A vaporização prevista pelo modelo numérico foi comparada com dados de literatura para a formação de fumos na soldagem GMAW e os resultados concordaram bem com os de alguns autores.
- Filmagem de alta velocidade para testes realizados com valores de corrente na região da anomalia mostram que esta anomalia está relacionada com a mudança na forma da extremidade do eletrodo em contato com o arco elétrico que ocorre com o desenvolvimento de um fino filamento de líquido na transferência de metal spray em fluxo.

CAPÍTULO 7. CONTRIBUIÇÕES ORIGINAIS AO CONHECIMENTO E RELEVÂNCIA DOS RESULTADOS

A originalidade deste trabalho está relacionada com o estudo sistemático da anomalia na velocidade de fusão observada na soldagem GMAW com fontes de corrente constante e gases de proteção a base de argônio. Como resultado desta pesquisa, foi possível enumerar as seguintes contribuições originais ao conhecimento:

- A linearização dos dados experimentais no presente estudo permitiu mostrar que a anomalia pode ser caracterizada por uma transição nas condições de fusão do eletrodo resultando em uma redução na velocidade de fusão. Assim tem-se que a anomalia está associada com uma redução na eficiência de fusão do eletrodo, caracterizada por uma queda em w quando se passa do regime de baixa corrente para o de alta corrente para o arame de aço carbono de 1,0mm e 1,2mm de diâmetro de, respectivamente, 1m/min e 0,5 m/min.
- Foi desenvolvido um modelo numérico para o cálculo da distribuição de temperatura no eletrodo que permite levar em consideração a variação das propriedades físicas do material do eletrodo.
- Verificou-se que a anomalia na velocidade de fusão na soldagem GMAW com fonte de corrente constante, coincide com a transição do modo de transferência spray projetado para spray em fluxo e não globular para spray.
- Foram encontrados indícios de que a anomalia estaria associada com um aumento da vaporização do metal de adição devido ao aumento da superfície de contato do metal líquido com o arco. Esta observação, contudo, precisa ainda ser melhor explorada.

CAPÍTULO 8 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Realizar um estudo mais detalhado para verificar a associação da anomalia com um aumento da vaporização do metal de adição devido ao aumento da superfície de contato do metal líquido com o arco. Este estudo poderia ser feito através da análise da geração de fumos no processo

- Comparar a evolução da velocidade de fusão com uma fonte convencional de soldagem (tensão constante) com a de uma fonte de corrente constante para tentar explicar a não ocorrência da anomalia na velocidade de fusão em fontes de tensão constante.

- Refinar o modelo para a simulação da distribuição de temperatura no eletrodo, incluindo, por exemplo, o efeito do formato da ponta do eletrodo e levantar, de forma mais refinada a variação das propriedades físicas do material do eletrodo com a temperatura.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS:

- ALLUM, C. J. MIG Welding - Time for a Reassessment, *Metal Construction*, p.347-353, junho 1983.
- ALLUM, C.J. Recent Developments in Pulsed Gas Metal Arc Welding, *Welding for Challenging Environments*, p. 1-10, outubro 1985.
- BÁLSAMO, P.S.S. *Desenvolvimento de um Sistema Sinérgico Não Linear para Soldagem MIG Pulsado de Aço Inoxidável*. Uberlândia: Faculdade de Engenharia Mecânica da UFU, 2000b. 204p.(Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia).
- BÁLSAMO, P.S.S., VILARINHO, L.O., SCOTTI, A. Determinação Criteriosa dos Parâmetros de Pulso para Soldagem MIG Pulsada em Alumínio e Aço Inoxidável, *Soldagem e Inspeção*, n.2, p. 1-9, fev. 2000a.
- BOGAARD, R.H., DESAI, P.D., LI, H.H., HO, C.Y. Thermophysical Properties of Stainless Steels, *Thermochimica Acta*, Elsevier Publishers B.V. Amsterdam, 218, p. 373-393, 1993.
- BOSWORTH, M.R., DEAM, R.T. Influence of GMAW Droplet size on Fume Formation Rate, *J. Phys.D: Appl. Phys.*, n.33, p. 2605-2610, 2000.
- CARVALHO, J.L.R., ASSIS, P.S., FIGUEIRA, R.M., CAMILO, R.D., CAMPOS, V.F. *Dados Termodinâmicos para Metalurgistas*. Belo Horizonte: Editora da Universidade Federal de Minas Gerais, 1977. 392p.
- CULLISON, A. Get That Spatter under Control, *Welding Journal*, Miami, n.4, p.43-45, abril 1999.
- DEAM, R.T., SIMPSON, S.W., HAIDAR, J. A Semi Empirical model of the Fume Formation from Gas Metal Arc Welding, *J. Phys.D: Appl. Phys.*UK, n.33, p.1393-1402, 2000.
- DEAM, R.T., SIMPSON, S.W., HAIDAR, J. A Semi Empirical model of the Fume Formation from Gas Metal Arc Welding, *J. Phys.D: Appl. Phys.*UK, 33, p. 1393-1402, 2000.
- DENNIS, J.H., HEWITT, P.J., REDDING, C.A.J., WORKMAN, A.D. A Model for Prediction of Fume Formation Rate in Gas Metal Arc Welding (GMAW), Globular and Spray Modes, DC Electrode Positive. *Ann. Occup. Hyg.*, v.45, n.2, p. 105-113, 2001.

- ESSERS, W.G., VAN GOSPEL, M.R. Arc Control with Pulsed GMA Welding, *Welding Journal*, p. 26-32, Junho 1984.
- FERNANDES, M.C. *Influência dos Teores de Silício e Manganês na Estabilidade do Processo GMAW com Proteção de CO₂*. Belo Horizonte: Escola de Engenharia da UFMG, 1999. 145p.(Dissertação, Mestrado em Metalurgia).
- FOOTE, W.J. *Welding C-Mn Steels Using the Pulsed Current MIG Welding Process*. PhD Thesis, Cranfield Institute Technology, Cranfield, UK, 1986. 246p.
- FUJIMURA, K. et al. Estimation of contact tip-workpiece distance in gás Shielded Metal Arc Welding, *Welding International*, n.6, p. 522-528, junho1988.
- GOHR JÚNIOR, R. *Novos Métodos de Controle da Soldagem MIG/MAG*. Florianópolis: Instituto de Soldagem e Mecatrônica da UFSC, 2002. 150p. (Tese, Doutorado em Engenharia Mecânica).
- GUIMARAES, A.F. Estudo das Características de Fusão no Processo de Soldagem a Arco com Arame Tubular. Belo Horizonte: Departamento de Engenharia Metalurgica e Materiais da UFMG, agosto 2002. (Relatório Final do PIBIC-Programa Institucional de Bolsas de Iniciação Científica-CNPq).
- HAIDAR, J. An Analysis of Heat Transfer and Fume Production in Gas Metal Arc Welding.III, *Journal of Applied Physics*, UK, v.85, n.7, p.3448-3459, abril 1999.
- HALMOY, E., Wire melting rate, droplet temperature, and effective anode melting potential, Int. Conf. Arc Physics and Weld Pool Behaviour [*Anais ...*], Londres: The Welding Institute, 1979, p. 49-57.
- HILTON, D.E., NORRISH, J. Shielding Gases for Arc Welding. *Welding & Metal Fabrication*, Cambridge, p. 189-196, maio/junho 1988.
- HIRATA, Y., Physics of Welding (III) – Melting Rate and Temperature Distribution of Electrode Wire, *Welding International*, Cambridge, v.9, n.5, p. 348-351, 1995.
- HOLLIDAY, D.B., CARTER, S.R., FREITAS, L., FINK, D.A. FOLKENING, R.W., HODSON, D.D., MANN, R.H. *Gas Metal Arc Welding*. In: *Welding Handbook: Welding Processes*. 8th ed. Miami: AMERICAN WELDING SOCIETY (AWS), 1991. v. 2, C. 4, p. 109-155.
- IOFFE, I., MACLEAN, D., PERELMAN, N. STARES, I., THORNTON, M. Fume Formation from Rate at Globular to Spray Mode Transition during Welding, *J. Phys.D: Appl. Phys.*, UK, n.28, p. 2473-2477, 1995.

- JONES, L.A., EAGAR, T.W., LANG, J.H. Images of a Steel Electrode in Ar-2%O₂ Shielding during Constant Current Gas Metal Arc Welding, *Welding Journal*, Miami, v.77, n.4, p. 135s –139s, abril 1998.
- KENNEDY, C.R. Gas Mixtures in Welding, *Australian Welding Journal*, p. 38-52, September 1970.
- KIM, Y. S., EAGAR, T. W. Analyses of Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding, *Welding Journal*, Miami, v. 72, n. 6, p.269s-278s, junho 1993.
- KIM, Y.S. *Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding*. Massachusetts: Department of Materials Science and Engineering of MIT, 1989. 294p. (Doctor of Philosophy, Massachusetts Institute of Technology).
- KIM, Y.S., McELIGOT, D.M., EAGAR, T.W. Analysis of Electrode Heat Transfer in Gas Metal Arc Welding, *Welding Journal*, Miami, v.70, n.1, p.20s–31s, jan. 1991.
- LAGARES JÚNIOR, M.L. *Implementação do Processo MIG Pulsado para Soldagem de um Componente Automotivo de Aço Inoxidável*. Uberlândia: Faculdade de Engenharia Mecânica da UFU, 2001.112p. (Dissertação, Universidade Federal de Uberlândia).
- LANCASTER, J.F. *The Physics of Welding*, 2nd ed. Pergamom Press, International Institute of Welding, 1986, 340p.
- LESNEWICH, A. Control of Melting Rate and Metal Transfer in Gas-Shielded Metal-Arc Welding. Part I – Control of Electrode Melting Rate, *Welding Journal*, Miami, v.35, n.8, p. 343s-353s, agosto 1958a.
- LESNEWICH, A. Control of Melting Rate and Metal Transfer in Gas-Shielded Metal-Arc Welding. Part II - Control of Metal Transfer, *Welding Journal*, Miami, v.35, n.9, p. 418s-425s, set. 1958b.
- LINHARES, R. S. Monitoração e controle de processos de soldagem. Belo Horizonte: Departamento de Engenharia Metalurgica e Materiais da UFMG, 2000. 7p. (Relatório).
- LIU, S., SIEWERT, T. A. Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding: Droplet Rate, *Welding Journal*, Miami, v.68, n.2, p.52s-58s, fev. 1989.
- LUND, R.A. Multivariate Computer Control of a Gas Metal Arc Welding Process. PhD. Thesis University of Wisconsin-Madison. 1979.
- LYTTLE, K. A., STAPON, W. F. G. Select the Best Shielding Gas Blend for the Application, *Welding Journal*, Miami, p. 21-27, nov.1990.

- MA, J. APPS, R.L. MIG Transfer Discovery of Importance to Industry, *Welding and Metal Fabrication*, p. 307-316, setembro 1982.
- MA, J. APPS, R.L. New MIG Process Results from Metal Transfer Mode Control, *Welding and Metal Fabrication*, p. 168-175, maio 1983.
- MARQUES, P. V. *Soldagem MIG/MAG e com Arame Tubular*. In: - Tecnologia da Soldagem. Belo Horizonte: O Lutador, 1991. Cap. 10, p. 213-240.
- MATUMOTO, J. et al Some Characteristics of Electrode Melting Phenomena in Narrow Gap Mig-Arc Welding, *Trans. Japan Weld. Soc.*, v.11, n.1, p. 3-8, abril 1980.
- MIETTINEN, J. Calculation of Solidification-Related Thermophysical Properties for Steels. *Met. Trans. B*, vol.28B, p. 281-297, 1997.
- MODENESI, P. J. *Statistical Modelling of the Narrow Gap Gas Metal Arc Welding Process*. PhD Thesis, Cranfield Institute of Technology, UK, 1990.
- MODENESI, P. J., MARQUES, P. V. *Introdução aos Processos de Soldagem*. Editora Universidade Federal de Minas Gerais, 1996.
- MODENESI, P. J.. *Introdução à Física do Arco Elétrico e sua Aplicação na Soldagem dos Metais*. Belo Horizonte: UFMG, 2000. 100 p.
- MODENESI, P. J.. *Introdução à Física do Arco Elétrico e sua Aplicação na Soldagem dos Metais*. Belo Horizonte: UFMG, 2002. 141p.
- MODENESI, P.J. Distribuição de Temperatura e Fusão do Eletrodo na Soldagem GMAW, In: XXII ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DA SOLDAGEM, Blumenau: Associação Brasileira de Soldagem, 1996, p. 197-206.
- MODENESI, P.J., FERNANDES, M.C., AVELLAR, R.C. Influencia dos Teores de Silício e Manganês do arame Eletrodo nas Características Operacionais da Soldagem GMAW-CO₂. In: XXV ENTS-ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DE SOLDAGEM, Belo Horizonte: Associação Brasileira de soldagem, 1999, 10p.
- MODENESI, P.J., NIXON, J.H. Arc Instability Phenomena in GMA Welding, *Welding Journal*, Miami, v.73, n.9, p. 219s-224s, set. 1994.
- NEEDHAM, J. C. Pulsed Controlled Electrode Welding Arc, *British Weld. Journal*, 12, p.191-197, 1965.

- NEMCHINSKY, V.A. The Rate of Melting of the Electrode during Arc Welding. the Influence of Discrete Removal of the Melt, *J. Phys. D: Appl. Phys.* v.31, p. 1565-1569, março 1998.
- NIXON, J.H., NORRISH, J. Determination of Pulsed MIG Process Parameters, *Welding and Metal Fabrication*, p. 4-7, 1988.
- NORRISH, J. *Advanced Welding Process*, IOP Publishing 1992, 375p.
- NUNES, J.L. *Metal Transfer Investigations with a Synergic Power Supply*. Msc Thesis, Cranfield Institute of Technology, Cranfield, UK, 1982, 198p..
- OLIVEIRA SANTOS, J.F. Pulsed Mig Welding of Stainless Steel, *Stainless Today* (Suplem. Sheet Metal Ind. & Weld. Rev.), p. 21, 24, 26, 28. fev. 1986.
- ONO, H. et al. Some Characteristics of the Electrode Melting Phenomena in Narrow Gap Arc Welding [Report II], *Trans. Japan Weld. Soc.* v.12, n. 2, p.79-83, out 1981.
- ÖZİŞİK, M.N. *Transferência de Calor: Um Texto Básico*. Rio de Janeiro: Editora Guanabara Koogan S.A., 1990.661p.
- PACITTI, T. *Programação e Métodos Computacionais*. Rio de Janeiro: Editora LTC S.A., 1977 - Vol.2, 2ª edição, p.495-497
- PISTORIUS, P. G., LIU, S. Changes in Metal Transfer Behavior during Shielded Metal Arc Welding, *Welding Journal*, Miami, v.76, n.8 p305s-315s, agosto 1997.
- QUINN, T.P., MADIGAN, R.B., SIEWERT, T.A. An Electrode Extension Model for Gas Metal Arc Welding, *Welding Journal*, Miami, v.10, n.73, out. 1994.
- QUINTINO, L. *Fusion Characteristics in Pulsed-GMAW of Mild Steel*. PhD Thesis, Cranfield Institute of Technology, Cranfield, UK, 1986.
- QUINTINO, L., ALLUN, C.J. Pulsed GMAW: Interactions Between Process Parameters –part I, *Welding and Metal Fabrication*, p.85-89, março 1984.
- REDDING, C.J., Fume Model for Gas Metal Arc Welding, *Welding Journal*, v.81, n.6, p.95s-103s, junho 2002.
- RHEE, S. *Investigation of Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding*. PhD Thesis, The University of Michigan, USA, 1990, 111p.
- RHEE, S., KANNATEY-ASIBU Jr., E. Observation of Metal Transfer during Gas Metal Arc Welding, *Welding Journal*, Miami, v.71, n.10, p381s-386s, out. 1992.

- RICHARDSON, I.M., BUCKNALL, P.W. STARES, I. The Influence of Power Source Dynamics on Wire Melting Rate in Pulsed GMA Welding, *Welding Journal*, February, Miami, p. 32s-37s, fev. 1994. Apud: LAGARES JÚNIOR (2001).
- SADLER, H. A Look at the Fundamentals of Gas Metal Arc Welding, *Welding Journal*, Miami, p.45-47, maio 1999.
- SANTOS, J. O. *Controlled Transfer MIG Welding of Stainless Steel*, PhD Thesis, Cranfield Institute Tecnology, Cranfield, UK, 1986.169 pp. Apud: LAGARES JÚNIOR (2001).
- SILVA, A.V. *Avaliação da Soldagem GMAW de um Aço ABNT 304 com misturas Ar-O₂-H₂ e Ar-O₂-N₂*. Belo Horizonte: Escola de Engenharia da UFMG, 1995. 140 p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica).
- SLANIA, J. S. GMAW Welding with a Pulsating Arc: Part I, *Welding International*, v.12, n.2 , p.118-122, fev.1998.
- SUBAN, M., TUSEK, J. Dependence of Melting Rate in MIG/MAG Welding on Type of Shielding Gas Used, *Journal of Materials Processing Technology*, 119, p. 185-192, 2001.
- SUBRAMANIAM, S., WHITE, D.R., JONES, J.E., LYONS, D.W. Droplet Transfer in Pulsed Gas Metal Arc Welding of Aluminum, *Welding Journal*, Miami, v.77, n.11, p. 458s-464s, nov. 1998.
- TUSEK, J. Raising Arc Welding Productivity, *Welding Review International*, p.102-105, agosto 1996.
- VILARINHO, L.O. *Desenvolvimento e Avaliação de um Algoritmo Alternativo para Soldagem Mig Sinérgica de Alumínio*. Uberlândia: Faculdade de Engenharia Mecânica da UFU, 2000, 120.p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Mecânica).
- WAINER, E.; BRANDI,S.D., MELLO, F.D.H. *SOLDAGEM processos e metalurgia*. São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda, 1992. 494p.
- WANG, F., HOU, W.K., HU, S.J., KANNATEY-ASIBU, E., SCHULTZ, W.W., WANG, P.C. Modelling and Analysis of Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding, *J. Phys. D: Appl. Phys.*, UK, n.36, p. 1143-1152, 2003.
- WANG, W., LIU, S., JONES, J. E. Flux Cored Arc Welding: Arc Signals, Processing and Metal Transfer Characterization, *Welding Journal*, Miami, v.74, p369s-377s, nov.1995.

- WASZINK, J.H., Van den HEUVEL, G.J.P.M. Heat Generation and Heat Flow in the Filler Metal in GMA Welding, *Welding Journal*, Miami, v.61, n.8, p. 269-s – 282-s, agosto 1982.
- WASZINK, J.H., Van den HEUVEL, G.J.P.M. Measurements and Calculations of the Resistance of the Wire Extension in arc Welding, *Arc Physics and Weld Pool Behaviour*. The Weld. Inst., London, p.227-239, 1979.
- ZIMMER, A.T., BARON, P.A., BISWAS, P. The Influence of Operating Parameters on number-weighted Aerosol Size Distribution Generated from a Gas Metal Arc Welding Process, *Journal of Aerosol Science*, n.33, p.519-531, 2002.

PUBLICAÇÕES RELACIONADAS COM O TRABALHO:

Até o momento, as seguintes publicações foram geradas a partir dos resultados do presente estudo:

REIS, R.I., LOPES, E.A., MODENESI, P.J. Fusão do Arame na Soldagem GMAW com Fonte de Corrente Constante. In: II COBEF - CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 2003, Uberlândia. *Anais.....* Universidade Federal de Uberlândia. São Paulo: ABCM, 2003.

STARLING, C.M.D., MODENESI, P.J., REIS, R.I., GUIMARAES, A.F. Estudo Comparativo da Velocidade de Fusão de Arames Maciços e Tubulares. In: XXIX CONSOLDA- CONGRESSO NACIONAL DE SOLDAGEM, 2003, p. 01-10, São Paulo. *Anais....* São Paulo: Associação Brasileira de Soldagem, 2003(Anais com trabalhos completos publicados em CD-ROM).

MODENESI, P.J., STARLING, C.M.D., REIS, R.I. Wire Melting Phenomena in GMA Welding, , *STWJ- Science and Technology of Welding and Joining*, 2003. (Trabalho submetido aguardando publicação)

DADOS BIOGRÁFICOS DO AUTOR:

Ronald Izidoro Reis, casado com Ducinalva Amaral Lopes Reis, nasceu em 26 de janeiro de 1967 em Miguel Burnier (Distrito de Ouro Preto/MG). Pela Universidade Federal de São João del-Rei, graduou-se em Engenharia Industrial Mecânica em dezembro de 1992 e obteve o título de Mestre em Engenharia Mecânica, área de concentração em Processos de Fabricação, em agosto de 1997 na Universidade Federal de Minas Gerais. Desde junho de 2002 é Engenheiro Pesquisador (Tecnologista) no Instituto de Aeronáutica e Espaço do Centro Técnico Aeroespacial em São José dos Campos/SP.

A - Distribuição de temperaturas ao longo de um arame de aço na soldagem GMAW.

Apêndice A

Programa para o cálculo da distribuição de temperatura ao longo do eletrodo na soldagem GMAW

```

resist_acoDS6_1,2mm

function [Z,Tt,R]=Resist_aco(cur,w,diam)
% Resist_aco calcula a distribuição de Temperaturas ao longo de um arame
% de aço na soldagem
% GMAW.
% Considera variações de resistividade, cp e kt.
% [Z,Tt,R] = Resist_aco(cur,w,diam).
% Parâmetros:
%     cur = corrente de soldagem (A)
%     w = Velocidade de fusão (m/min)
%     diam = diâmetro do eletrodo (mm)
%     Z = Distância da frente de fusão (mm)
%     Tt = Temperatura em Z (oC)
%     R = Resistividade elétrica em Z (microOhm.cm)

% Propriedades do Material/Constantes:
pi = 3.141592654; % PI
s0 = 1.0e-6; % Passo inicial (4x10-6 m)
dss = 2.0e-6; % Incremento linear 0.002mm
Tf = 1520; % Temperatura de fusão (oC)
Tb = 100; % Temperatura do bico de contato (oC)
% Lf = 1.94e9; % Calor latente de fusão (J/m3)
% Lv = 47.8e9; % Calor latente de vaporização (J/m3)
L = 4.3e9; % Calor latente de fusão (J/m3) + 5% para vaporização
den = 7800; % Densidade

Varc = 3.2; % Tensão anódica
% NMAX = 310; % Número de interações
NMAX = 750; % Número de interações

% Dados de entrada:
if nargin ~= 3
    cur = input('Corrente de Soldagem (A) > ');
    diam = input('Diâmetro do Eletrodo (mm) > ');
    w = input('Velocidade de Alimentação (m/min) > ');
else
    disp(' ');
    disp(['Tensão anódica (V) = ' num2str(Varc)]);
    Varc = input('Entre novo valor de Varc (V) > ');
end

% convertendo dados de entrada:
diam = diam/1000; % em metros
w = w/60; % em m/s

% Gerando parâmetros geométricos:
area = pi * diam^2/4; % Seção do arame
j = cur/area; % Densidade de corrente

stk(1) = 0;
for i = 1:NMAX
    % Gerando coordenadas da distância da frente de solidificação (m)
    s(i) = s0; % delta z
    stk(i+1) = stk(i) + s0; % Stickout ou z (m)
    s0 = s0 + dss;
    if s0 > 2.0e-5
        s0 = 2.0e-5;
    % s0 = 5.0e-5;
end
end

```

```

%Calculando termos:

dtdz = (w*L - j*Varc)/kt(Tf);
        % Condição de contorno: Balanço térmico na ponta do eletrodo

% Mostrando alguns resultados dos cálculos iniciais:
disp(' ');
disp(['Seção do arame (mm2) = ' num2str(area*1000000)]);
disp(['Densidade de corrente (A/mm2) = ' num2str(j/1000000)]);
disp(['dT/dz(0) = ' num2str(dtdz/1000), ' oC/mm']);
disp(['r(Tf) = ' num2str(raco(Tf)) ' microOhm.cm']);

Temp(1) = Tf;          % Condição inicial: Temp(arco) = Tfusão
flag = 0;              % Para detectar o stickout

for i = 1:NMAX
    rr(i) = raco(Temp(i)); % raco - Resistividade          kt - Condutividade

    kdt1 = s(i) * f1(Temp(i), w, j, den, dtdz); % d2T/dz2 = f1( .., dT/dz)
    kt1 = s(i) * f2(dtdz); % dT/dz = f2(dT/dz);
    kdt2 = s(i) * f1((Temp(i) + kt1/2), w, j, den, (dtdz + kdt1/2));
    kt2 = s(i) * f2(dtdz + kdt1/2);
    kdt3 = s(i) * f1((Temp(i) + kt2/2), w, j, den, (dtdz + kdt2/2));
    kt3 = s(i) * f2(dtdz + kdt2/2);
    kdt4 = s(i) * f1((Temp(i) + kt3), w, j, den, (dtdz + kdt3));
    kt4 = s(i) * f2(dtdz + kdt3);

    Temp(i+1) = Temp(i) + (kt1 + 2*kt2 + 2*kt3 + kt4)/6;
    dtdz = dtdz + (kdt1 + 2*kdt2 + 2*kdt3 + kdt4)/6;

    if Temp(i+1) < Tb
        if flag == 0
            flag = i + 1;
        end
        Temp(i+1) = Tb;
    end
    if Temp(i+1) > Tf
        Temp(i+1) = Tf;
    end
end

rr(NMAX+1) = raco(Temp(NMAX+1));
if flag == 0
    flag = NMAX + 1;
end
disp(['Stickout (mm) = ' num2str(stk(flag)*1000)]);
disp(['Zmaximo (mm) = ' num2str(stk(NMAX+1)*1000)]);
disp(' ');

if nargout ~= 3
    plot(1000*stk, Temp); %Temperatura
% plot(1000*stk, rr); %Resistividade
else
    Z = 1000 * stk;
    Tt = Temp;
    R = rr;
    for i = 1:NMAX+1
        disp([num2str(1000 * stk(i)) ' ' num2str(Temp(i)) ' '
num2str(rr(i))])
    end
end

```



```

end
end

% =====
function r = raco(T)
% raco calcula a resistividade do aço (em microOhm.cm) em função
% da temperatura

% Coeficientes para cálculo da resistividade:
r00 = 33.86;           % Resistividade (microOhm.m) T < 750C - termo constante
r01 = 0.00794;        % Idem r = r00 + r01xT + r02xT2
r02 = 1.44617e-4;    % Idem
r10 = 109.8711;       % Resistividade T >= 750C - termo constante
r11 = 0.0356;        % Idem r = r10 + r11xT

if T < 750
    r = r00 + r01*T + r02*T*T;
    return
else
    r = r10 + r11*T;
end
return;

% =====
function k = kt(T)
% kt calcula a condutividade térmica do aço (em W/m oC) em função
% da temperatura

% Coeficientes da equação:
c0 = 66.0;
c1 = -0.02994;
c2 = -1.059e-4;
c3 = 1.719e-7;
c4 = -6.802e-11;

if T < 915
    k = c0 + c1 * T + c2 * T^2 + c3 * T^3 + c4 * T^4;
    return;
else
    k = 33.95;
end
return;

% =====
function dyldx = f1(T, w, j, den, dtdz)
% dyldx = f1(T, w, j, den, dtdz) ==> calcula a d2T/dz2

% calor específico = 751 J/kg oC

r = 1.0e-8 * raco(T);
A = den * w * ct(T) * dtdz;
B = den * w * T * f4(T, dtdz);
C = dtdz * f3(T, dtdz);
D = j * j * r;

dyldx = -1.0 / kt(T) * (A + B + C + D);
return;

% =====

```

```

function dy2dx = f2(dtdz)
% f2 calcula a dT/dz

dy2dx = dtdz;
return;

% =====
function dy3dx = f3(T, dtdz)
% f3 calcula a dk/dz = dk/dT * dT/dz = dk/dz * f2

dy3dx = dkt(T) * dtdz;

% =====
function dy4dx = f4(T, dtdz)
% f4 calcula a dc/dz = dc/dT * dT/dz

dy4dx = dct(T) * dtdz;

% =====
function dk = dkt(T)
% kt calcula dkt/dT (em W/m oC2) em função da temperatura

% Coeficientes da equação:
d0 = -0.02994;
d1 = -2.118e-4;
d2 = 5.157e-7;
d3 = -27.208e-11;

if T < 915
    dk = d0 + d1 * T + d2 * T^2 + d3 * T^3;
    return;
else
    dk = 0.0;
end

% =====
function c = ct(T)
% ct calcula o calor específico do aço (em J/kg.oC) em função
% da temperatura
% Coeficientes obtidos por regressão polinomial dos Dados Termodinâmicos
% p/ Met.

% Coeficientes da equação:
c00 = 67.75207;
c01 = 2.715574;
c02 = -3.09e-3;
c03 = 1.041e-6;

c = c00 + c01 * T + c02 * T^2 + c03 * T^3;
return;

% =====
function dc = dct(T)
% dc calcula o dc/dT do aço (em J/kg.oC2) em função da temperatura
% Coeficientes obtidos por regressão polinomial dos Dados Termodinâmicos
% p/ Met.

```

```
% Coeficientes da equação:  
d00 = 2.715574;  
d01 = -6.18e-3;  
d02 = 3.122e-6;  
  
dc = d00 + d01 * T + d02 * T^2;  
return;
```

Resist_acoDLS6_1,2mm

```
function [Z,Tt,R]=Resist_aco(cur,w,diam)
% Resist_aco calcula a bistribuição de Temperaturas ao longo de um
% arame de aço na soldagem
% GMAW.
% Considera variações de resistividade, cp e kt.
% [Z,Tt,R] = Resist_aco(cur,w,diam).
% Parâmetros:
%     cur = corrente de soldagem (A)
%     w = Velocidade de fusão (m/min)
%     diam = diâmetro do eletrodo (mm)
%     Z = Distância da frente de fusão (mm)
%     Tt = Temperatura em Z (oC)
%     R = Resistividade elétrica em Z (microOhm.cm)

% Propriedades do Material/Constantes:
pi = 3.141592654; % PI
s0 = 1.0e-6; % Passo inicial (4x10-6 m)
dss = 2.0e-6; % Incremento linear 0.002mm
Tf = 1520; % Temperatura de fusão (oC)
Tb = 100; % Temperatura do bico de contato (oC)
Lf = 1.94e9; % Calor latente de fusão (J/m3)
Lv = 47.8e9; % Calor Latente de vaporização (J/m3)
% L = 4.3e9; % Calor latente (5% de vaporização)
Vapor = 5; % Porcentagem de vaporização (%)
den = 7800; % Densidade
Varc = 4.4; % Tensão anódica
% NMAX = 310; % Número de interações
NMAX = 750; % Número de interações

% Dados de entrada:
if nargin ~= 3
    cur = input('Corrente de Soldagem (A) > ');
    diam = input('Diâmetro do Eletrodo (mm) > ');
    w = input('Velocidade de Alimentação (m/min) > ');
else
    disp(' ');
    disp(['Vaporização (%) = ' num2str(Vapor)]);
    Vapor = input('Entre novo valor de % de vaporização (%) > ');
end

% convertendo dados de entrada:
L = Lf + Vapor/100*Lv;
diam = diam/1000; % em metros
w = w/60; % em m/s

% Gerando parâmetros geométricos:
area = pi * diam^2/4; % Seção do arame
j = cur/area; % Densidade de corrente

stk(1) = 0;
for i = 1:NMAX % Gerando coordenadas da distância da frente de
solidificação (m)
    s(i) = s0; % delta z
    stk(i+1) = stk(i) + s0; % Stickout ou z (m)
    s0 = s0 + dss;
    if s0 > 2.0e-5
        s0 = 2.0e-5;
    %     s0 = 5.0e-5;
```

```

end
end

%Calculando termos:

dtdz = (w*L - j*Varc)/kt(Tf);
      % Condição de contorno: Balanço térmico na ponta do eletrodo

% Mostrando alguns resultados dos cálculos iniciais:
disp(' ');
disp(['Seção do arame (mm2) = ' num2str(area*1000000)]);
disp(['Densidade de corrente (A/mm2) = ' num2str(j/1000000)]);
disp(['dT/dz(0) = ' num2str(dtdz/1000), ' oC/mm']);
disp(['L          = ' num2str(L/1000000) ' MJ/m3']);

Temp(1) = Tf;          % Condição inicial: Temp(arco) = T fusão
flag = 0;              % Para detectar o stickout

for i = 1:NMAX
    rr(i) = raco(Temp(i));
            % raco - Resistividade          kt - Condutividade

    kdt1 = s(i) * f1(Temp(i), w, j, den, dtdz); % d2T/dz2 = f1( ..., dT/dz)
    kt1  = s(i) * f2(dtdz);                    % dT/dz = f2(dT/dz);
    kdt2 = s(i) * f1((Temp(i) + kt1/2), w, j, den, (dtdz + kdt1/2));
    kt2  = s(i) * f2(dtdz + kdt1/2);
    kdt3 = s(i) * f1((Temp(i) + kt2/2), w, j, den, (dtdz + kdt2/2));
    kt3  = s(i) * f2(dtdz + kdt2/2);
    kdt4 = s(i) * f1((Temp(i) + kt3), w, j, den, (dtdz + kdt3));
    kt4  = s(i) * f2(dtdz + kdt3);

    Temp(i+1) = Temp(i) + (kt1 + 2*kt2 + 2*kt3 + kt4)/6;
    dtdz = dtdz + (kdt1 + 2*kdt2 + 2*kdt3 + kdt4)/6;

    if Temp(i+1) < Tb
        if flag == 0
            flag = i + 1;
        end
        Temp(i+1) = Tb;
    end
    if Temp(i+1) > Tf
        Temp(i+1) = Tf;
    end
end

rr(NMAX+1) = raco(Temp(NMAX+1));
if flag == 0
    flag = NMAX + 1;
end
disp(['Stickout (mm) = ' num2str(stk(flag)*1000)]);
disp(['Zmaximo (mm) = ' num2str(stk(NMAX+1)*1000)]);
disp(' ');

if nargout ~= 3
    plot(1000*stk, Temp); %Temperatura
% plot(1000*stk, rr); %Resistividade
else
    Z = 1000 * stk;
    Tt = Temp;
    R = rr;
end

```

```

for i = 1:NMAX+1
    disp([num2str(1000 * stk(i)) ' ' num2str(Temp(i)) ' ' num2str(rr(i))])
end
end

% =====
function r = raco(T)
% raco calcula a resistividade do aço (em microOhm.cm) em função
% da temperatura

% Coeficientes para cálculo da resistividade:
r00 = 33.85987;    % Resistividade (microOhm.m) T < 750C - termo constante
r01 = 0.00794;    % Idem r = r00 + r01xT + r02xT2
r02 = 1.44617e-4; % Idem
r10 = 109.8711;   % Resistividade T >= 750C - termo constante
r11 = 0.0356;     % Idem r = r10 + r11xT

if T < 750
    r = r00 + r01*T + r02*T*T;
    return
else
    r = r10 + r11*T;
end
return;

% =====
function k = kt(T)
% kt calcula a condutividade térmica do aço (em W/m oC) em função
% da temperatura

% Coeficientes da equação:
c0 = 66.0;
c1 = -0.02994;
c2 = -1.059e-4;
c3 = 1.719e-7;
c4 = -6.802e-11;

if T < 915
    k = c0 + c1 * T + c2 * T^2 + c3 * T^3 + c4 * T^4;
    return;
else
    k = 33.95;
end
return;

% =====
function dyldx = f1(T, w, j, den, dtdz)
% dyldx = f1(T, w, j, den, dtdz) ==> calcula a d2T/dz2

% calor específico = 751 J/kg oC

r = 1.0e-8 * raco(T);
A = den * w * ct(T) * dtdz;
B = den * w * T * f4(T, dtdz);
C = dtdz * f3(T, dtdz);
D = j * j * r;

dyldx = -1.0 / kt(T) * (A + B + C + D);
return;

```

```

% =====
function dy2dx = f2(dtdz)
% f2 calcula a dT/dz

dy2dx = dtdz;
return;

% =====
function dy3dx = f3(T, dtdz)
% f3 calcula a dk/dz = dk/dT * dT/dz = dk/dz * f2

dy3dx = dkt(T) * dtdz;

% =====
function dy4dx = f4(T, dtdz)
% f4 calcula a dc/dz = dc/dT * dT/dz

dy4dx = dct(T) * dtdz;

% =====
function dk = dkt(T)
% kt calcula dkt/dT (em W/m oC2) em função da temperatura

% Coeficientes da equação:
d0 = -0.02994;
d1 = -2.118e-4;
d2 = 5.157e-7;
d3 = -27.208e-11;

if T < 915
    dk = d0 + d1 * T + d2 * T^2 + d3 * T^3;
    return;
else
    dk = 0.0;
end

% =====
function c = ct(T)
% ct calcula o calor específico do aço (em J/kg.oC) em função da
temperatura
% Coeficientes obtidos por regressão polinomial dos Dados Termodinâmicos p/
Met.

% Coeficientes da equação:
c00 = 67.75207;
c01 = 2.715574;
c02 = -3.09e-3;
c03 = 1.041e-6;

c = c00 + c01 * T + c02 * T^2 + c03 * T^3;
return;

% =====
function dc = dct(T)
% dc calcula o dc/dT do aço (em J/kg.oC2) em função da temperatura
% Coeficientes obtidos por regressão polinomial dos Dados Termodinâmicos

```

```
% p/ Met.  
  
% Coeficientes da equação:  
d00 = 2.715574;  
d01 = -6.18e-3;  
d02 = 3.122e-6;  
  
dc = d00 + d01 * T + d02 * T^2;  
return;
```


B - Tabelas com resultados individuais de ensaios

E70S6 -Gás: Ar-4%CO₂ - s=13 mm d=1,2mm

I_{ref} (A)	I_{real} (A)	w (m/min)
140	138.7	2.79
140	141.0	2.81
150	149.1	3.04
160	155.7	3.15
160	158.7	3.36
165	163.0	3.33
170	165.3	3.42
170	168.3	3.57
180	175.4	3.70
180	177.6	3.99
190	184.7	4.04
190	187.5	4.10
193	191.0	4.28
195	189.6	4.44
198	192.3	4.34
200	194.8	4.37
200	197.5	4.55
205	200.2	4.86
208	201.9	4.70
210	203.2	4.74
210	206.8	4.74
215	208.0	4.87
220	213.2	5.09
220	216.0	5.45
225	217.3	5.26
230	225.6	5.68
230	223.1	5.90
235	228.1	6.25
240	234.8	5.91
240	232.4	6.41
245	236.7	6.32
250	243.5	6.56
260	252.9	6.68
260	250.8	7.02
270	262.3	6.92
280	271.0	7.35
280	270.5	7.50
290	280.6	7.27
300	290.0	7.62
300	289.6	8.01
310	299.9	7.89
320	307.9	8.16
330	317.7	8.87
340	327.2	9.20
350	336.7	9.52

E70S6-GÁS:Ar-4%CO₂-s = 20mm-d = 1.2mm

I_{ref} (A)	I_{real} (A)	W (m/min)
140	139.4	3.03
150	148.7	3.52
160	158.8	3.87
170	167.7	4.28
180	177.4	4.55
190	186.8	4.96
200	197.0	5.45
200	196.5	5.49
210	205.8	5.76
210	205.7	6.03
220	215.3	6.41
220	216.4	6.42
220	216.0	6.44
230	224.6	6.75
230	224.2	6.89
240	233.5	7.16
240	233.5	7.30
240	234.4	7.41
250	243.2	7.66
250	243.0	7.71
260	252.8	7.91
260	252.6	8.13
270	261.2	8.33
270	262.3	8.43
280	271.0	8.81
290	280.4	9.18
300	289.8	9.96
310	298.6	10.43
320	308.3	11.04
340	327.2	12.10

E70S6 -Gás: Ar+ 2% O₂ - s=13 mm d=1,2mm

I _{ref} (A)	I _{real} (A)	w (m/min)
140	140.9	2.88
140	141.3	2.93
140	141.4	3.00
150	151.8	3.45
160	160.2	3.45
170	168.3	3.63
180	178.2	3.95
190	187.8	4.23
200	197.0	4.40
200	197.0	4.54
200	197.2	4.79
210	206.6	4.98
220	215.8	5.30
230	225.3	5.53
240	234.2	6.10
250	243.4	6.28
250	242.9	6.37
260	253.1	6.56
260	253.2	6.60
250	243.9	6.72
260	253.2	6.74
270	262.3	6.84
280	271.6	7.11
290	283.5	7.52
300	290.3	7.72
300	290.4	7.74
310	298.6	8.07
300	292.2	8.24
310	299.9	8.28
310	299.9	8.28
310	299.5	8.34
320	308.6	8.57
330	319.0	8.92
340	327.5	9.54

E70S6-Gás: Ar+2%O₂-s=20mm d=1,2mm

I _{ref} (A)	I _{real} (A)	w (m/min)
140	140.7	2.93
150	150.0	3.28
160	159.9	3.60
170	169.1	3.88
180	178.4	4.21
180	179.4	4.15
190	187.4	4.49
190	188.8	4.60
200	197.8	5.26
200	198.8	4.95
210	206.7	5.56
210	207.9	5.45
220	215.8	5.91
220	217.7	5.89
230	225.8	6.35
230	227.0	6.22
240	234.8	6.74
240	235.6	6.74
250	244.3	7.39
250	245.8	7.26
260	253.6	7.53
260	254.6	7.56
270	262.7	7.80
270	265.9	7.81
280	272.1	8.09
290	283.4	8.54
300	291.3	9.06
310	300.1	9.40
320	310.3	10.19
340	329.5	11.71

E70S6 - GÁS:Ar puro - s = 13 mm - d = 1.2 mm

I_{ref} (A)	I_{real} (A)	W (m/min)
140	136.40	2.99
150	150.00	3.26
160	160.30	3.69
170	165.00	3.71
180	174.90	4.01
180	178.80	4.33
180	178.50	4.17
190	188.40	4.46
190	188.20	4.55
200	197.40	5.20
205	202.10	4.91
210	204.00	4.94
215	211.50	5.39
220	216.70	5.52
220	215.60	5.53
225	221.40	5.70
230	223.00	5.56
240	234.50	5.91
250	244.50	5.98
255	248.80	6.13
260	251.00	6.52
270	262.60	6.81
280	270.10	6.80
290	281.00	7.86
300	292.00	7.91
300	291.20	8.09
310	300.20	8.56
320	307.50	9.21
320	310.10	8.63
320	309.90	8.96
340	329.30	9.66

E70S6-GÁS:Ar puro-s =20mm-d = 1.2mm

I_{ref} (A)	I_{real} (A)	W (m/min)
140	140,2	3,03
150	150,1	3,47
160	159,4	3,69
170	169,3	4,01
180	178,8	4,30
190	188,2	4,60
200	198,0	5,11
210	207,3	5,55
220	216,4	5,86
230	225,8	6,35
240	234,8	6,77
250	244,4	7,24
260	254,4	7,15
270	262,9	7,41
280	273,0	7,42
290	281,5	7,73
300	291,6	8,27
310	300,1	8,79
320	310,2	8,97
340	332,6	11,07
200	198,3	5,13
210	208,4	5,48
220	217,6	5,96
230	225,8	6,25
240	235,5	6,69
250	245,6	7,07
260	254,4	7,00
270	264,0	7,48
320	311,0	9,39
340	330,1	10,28

E70S6-GÁS:Ar-4%CO₂-s = 13mm - d = 1.0mm

I_{ref} (A)	I_{real} (A)	W (m/min)
140	139.4	4.39
150	148.3	5.00
160	158.0	5.39
170	167.7	6.04
180	178.6	6.61
180	178.3	6.59
190	186.5	7.12
190	187.4	7.21
200	195.6	7.60
200	197.5	7.96
210	205.2	8.10
210	206.6	8.73
220	214.4	8.66
220	215.2	9.00
230	224.0	8.88
230	225.4	9.17
240	233.8	9.16
240	233.9	9.42
250	244.1	9.83
260	252.4	10.22
270	261.9	10.90
280	271.3	11.79
280	271.9	11.61
290	281.1	12.23
290	281.1	12.19
300	288.8	13.06
300	290.5	13.07
310	300.2	13.03
310	299.9	13.33
320	306.1	13.24
320	309.1	13.95
340	325.5	14.68
340	329.1	15.96

E70S6-GÁS:Ar-4%CO₂ - s = 20mm - d = 1.0mm

I_{ref} (A)	I_{real} (A)	W (m/min)
140	140.1	5.29
150	149.2	6.00
160	158.8	6.58
170	168.5	7.24
170	168.7	7.56
180	178.3	8.13
180	176.6	8.24
190	185.7	9.05
190	187.5	9.09
200	197.8	9.64
200	194.3	9.69
210	206.7	10.36
210	204.8	10.38
220	214.9	10.70
230	225.0	11.34
240	234.0	11.88
250	245.5	12.50
260	253.6	13.13
270	262.7	14.06
280	272.5	15.18
290	281.4	16.67
300	292.1	16.85
310	300.2	18.05

E70S6-GÁS:Ar-2%O₂ - s = 13mm - d = 1.0mm

I _{ref} (A)	I _{real} (A)	W (m/min)
140	140.7	4.50
150	150.0	4.97
160	159.4	5.59
170	168.4	6.02
180	177.9	6.64
190	187.4	7.07
190	189.2	7.24
200	198.1	7.77
200	198.2	7.88
210	206.6	8.25
210	208.8	8.41
220	216.0	8.78
230	225.7	8.86
230	227.1	9.09
220	216.1	9.12
240	234.1	9.13
250	244.6	9.64
260	253.6	10.26
270	262.3	10.67
280	272.8	11.48
290	281.4	11.93
300	291.1	12.40
310	300.2	13.04
320	309.5	13.79
340	329.6	15.38

E70S6-GÁS:Ar-2%O₂ -s = 20mm - d = 1.0mm

I _{ref} (A)	I _{real} (A)	W (m/min)
140	140.7	5.59
150	150.8	6.27
160	159.6	6.77
170	169.1	7.61
170	168.7	7.71
180	179.0	8.61
180	177.0	8.41
190	188.3	8.97
190	185.9	9.02
200	198.3	9.66
200	194.9	9.74
210	207.0	10.23
210	204.5	10.43
220	216.6	10.59
230	225.5	11.42
240	235.0	11.77
250	245.4	12.56
260	253.6	13.53
270	263.0	14.13
280	272.9	15.07
290	282.6	16.20
300	291.7	17.95
310	303.7	17.96

E70S6-GÁS:Ar-puro -s = 13mm - d = 1.0mm

I_{ref} (A)	I_{real} (A)	W (m/min)
140	139.9	4.71
150	149.3	5.03
160	158.7	5.73
170	168.4	6.04
180	177.8	6.64
190	187.2	7.33
190	185.6	7.41
200	195.4	7.86
200	200.3	7.98
210	206.6	8.18
210	204.6	8.32
220	215.5	8.40
220	214.7	8.51
230	224.4	9.02
230	224.9	9.12
240	234.0	9.68
250	240.7	9.75
240	232.6	9.80
250	244.9	10.22
260	250.6	10.24
260	252.2	10.53
270	262.7	10.79
270	260.8	10.97
280	271.9	11.64
280	271.0	11.71
290	281.2	12.19
300	291.2	12.93
310	299.1	13.39
320	309.2	14.34
340	328.7	15.83

E70S6-GÁS:Ar-puro -s = 20mm - d = 1.0mm

I_{ref} (A)	I_{real} (A)	W (m/min)
140	139.9	5.47
150	151.5	6.18
160	159.3	6.81
170	167.9	7.51
170	168.7	7.64
180	178.1	8.28
180	177.2	8.45
190	187.3	8.99
190	186.0	9.03
200	198.3	9.32
200	194.8	9.52
210	206.4	9.75
210	204.5	10.06
220	215.7	10.32
230	225.4	11.19
240	234.2	11.76
250	244.5	12.37
260	252.6	13.24
270	262.1	14.33
280	272.0	15.14
290	281.0	15.93
300	291.5	17.18
310	299.9	17.81