

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

SOLDAGEM MAG DE CHAPAS FINAS:
CONTROLE ADAPTATIVO

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

ALMIR MONTEIRO QUITES

FLORIANÓPOLIS, AGOSTO DE 1989

SOLDAGEM MAG DE CHAPAS FINAS:

CONTROLE ADAPTATIVO

ALMIR MONTEIRO QUITES

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

ESPECIALIDADE: ENGENHARIA MECÂNICA
ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: SÓLIDOS (SOLDAGEM)
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO CURSO DE POSGRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

BANCA EXAMINADORA



PROF. PAUL DREWS, Dr. Ing.
TH AACHEN, Republica Federal da Alemanha
ORIENTADOR



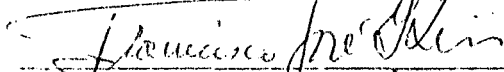
PROF. AUGUSTO BUSCHINELLI, Dr. Ing.
Universidade Federal de Santa Catarina
ORIENTADOR



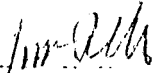
PROF. ARNO BLASS, Ph. D.

Universidade Federal de Santa Catarina

COORDENADOR DOS CURSOS DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA



PROF. FRANCISCO JOSÉ KISS, Ph. D.
Universidade Federal do Rio Grande do Sul



PROF. JOÃO MARCOS ALCOFORADO REBELLO, Dr. Ing.
Universidade Federal do Rio de Janeiro

A minha família.

AGRADECIMENTOS

- Ao Professor Paul Drews, da Universidade de Aachen, Alemanha, pela competência na orientação quanto à definição do tema de trabalho, quanto à metodologia a desenvolver e, também, pelo apoio e incentivo, que tornaram extremamente agradável o período de convívio na RWTH-Aachen.
- Ao Professor Augusto Buschinelli que desempenhou com seriedade sua parte como orientador deste trabalho pelo lado brasileiro.
- À Coordenação do Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e à Chefia do Departamento de Engenharia Mecânica que durante todos estes anos se esforçaram para garantir todos os meios indispensáveis à elaboração desta tese.
- À CAPES e ao DAAD, pelas bolsas concedidas para viabilizar, respectivamente, meu trabalho na cidade de Aachen e meu aprendizado do idioma alemão na cidade de Mannheim.
- A todos os colaboradores da seção de Prozeßsteuerung in der Schweißtechnik der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, que me deram todo o apoio durante a realização deste trabalho.
- Aos colegas do Labsolda da UFSC, pelo apoio e pela ajuda na discussão deste trabalho.
- A minha família e a todos os amigos pelo apoio e incentivo.

DANKSAGUNGEN

- Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit in der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen. Herrn Professor Dr.-Ing. P. Drews danke ich für die großzügige Förderung bei der Durchführung meiner Arbeit.
- Besonderer Dank gilt den Kollegen der TH AACHEN, die mich bei meinen Arbeiten unterstützt haben.

v

SUMÁRIO

RESUMO.....	x
ABSTRACT.....	x1
ZUSAMMENFASSUNG.....	xi
LISTA DE FIGURAS.....	xii
LISTA DE TABELAS.....	xvi
SIMBOLOGIA LATINA.....	xvii
SIMBOLOGIA GREGA.....	xviii
CONVENÇÕES.....	xviii
CAPÍTULO 1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1 - A Atual Situação Tecnológico-Econômica.....	1
1.2 - Proposta e Abrangência do Trabalho.....	5
CAPÍTULO 2. A EVOLUÇÃO DA SOLDAGEM MIG/MAG.....	8
2.1 - A Evolução do Processo.....	8
2.2 - A Evolução das Fontes de Energia.....	9
2.3 - Dispositivos Periféricos e Robôs.....	10
2.4 - Futuros Desenvolvimentos na Automação da Técnica de Soldagem.....	13
CAPÍTULO 3. AS FONTES MODERNAS DE SOLDAGEM.....	15
3.1 - Desenvolvimento das Fontes Eletrônicas.....	15
3.2 - Fontes Eletrônicas Associadas a Computador.....	17
3.3 - Exigências da Automação sobre as Fontes de Soldagem MIG/MAG.....	19
3.3.1 - Influência das Características Estáticas sobre a Estabilidade do Arco Voltaico.....	19
3.3.2 - Influência da Característica Dinâmica na Estabilidade do Arco Voltaico.....	21
3.4 - Futuros Desenvolvimentos em Prol do Controle Adaptativo da Soldagem.....	23
CAPÍTULO 4. SOBRE O ESFORÇO PARA RELACIONAR AS PROPRIE- DADES DA SOLDA AOS PARAMETROS DE SOLDAGEM.....	25

CAPÍTULO 5. ESTADO ATUAL DA TECNOLOGIA DA AUTOMAÇÃO DA SOLDAGEM	32
5.1 - Controle dos Parâmetros de Soldagem	32
5.2 - Rastreamento da Junta a Soldar	33
5.2.1 - Programação da Trajetoria da Pistola de Soldagem	33
5.2.2 - Desenvolvimento da Visão Artificial	34
5.2.3 - Uso de Sensores Especiais	36
5.3 - Controle Adaptativo	38
CAPÍTULO 6. ANÁLISE DOS GRAUS DE AUTOMAÇÃO	43
6.1 - Introdução	43
6.2 - Definições e Conceituações Básicas	43
6.2.1 - Definição do Sistema de Soldagem	43
6.2.2 - Definição do Sistema Soldador	44
6.2.3 - Automação e Mecanização	45
6.3 - Os Subsistemas do Sistema Soldador	46
6.3.1 - O Subsistema Físico	46
6.3.2 - O Subsistema de Programação	47
6.3.3 - O Subsistema de Controle	49
6.4 - Categorização das Variáveis Monitoradas	51
6.5 - Operações de Processamento de Dados	54
CAPÍTULO 7. PLANEJAMENTO E ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	56
7.1 - A Colocação do Problema	56
7.2 - A Questão da Tolerância na Preparação das Juntas, na Geometria da Solda e nos Parâmetros de Soldagem	59
7.3 - Objetivos e Metas do Trabalho	62
7.4 - Estratégia de Abordagem	65
7.5 - Adequação	69
CAPÍTULO 8. METODOLOGIA DE TRATAMENTO DOS DADOS	71
8.1 - Regressão Linear Simples	71
8.2 - Regressão Linear Múltipla	72
8.3 - Extensão das Possibilidades de Regressão	73

	vii
CAPÍTULO 9. METODOLOGIA EXPERIMENTAL	74
9.1 - Determinação das Fronteiras	74
9.2 - Determinação do Algoritmo de Controle	76
9.3 - Simulação da Função do Sistema-Sensor	76
9.4 - Transferibilidade dos Dados	77
 CAPÍTULO 10. DESCRIÇÃO DOS EQUIPAMENTOS E DISPOSITIVOS EXPERIMENTAIS	 78
10.1 - A Bancada no. 1	78
10.1.1 - Dados Essenciais	78
10.1.2 - Esquema de Controle da Bancada 1	79
10.2 - A Bancada 2	81
10.2.1 - Dados essenciais	81
10.2.2 - Esquema de controle da bancada 2	82
10.3 - Fundamentos e Procedimentos para a Medida de Valores Efetivos	 83
10.3.1 - Fundamento teórico	83
10.3.2 - Dispositivo de Medida de Valores Efetivos	 84
10.4 - O Controle Automático da Corrente	85
10.5 - Prescrição de Dados e Documentação	86
10.6 - Aquisição de Dados	88
 CAPÍTULO 11. EXPERIÊNCIA COM A SOLDAGEM MAG-C (bancada 1).....	 89
11.1 - Estratégia	89
11.2 - Realização	90
11.3 - Determinação Experimental dos Parâmetros de Soldagem	 91
11.4 - Documentação da Geometria da Solda	92
11.5 - Avaliação do Experimento	92
11.5.1 - Geometria do cordão e porosidades	92
11.5.2 - Estabilidade do Arco	94
11.5.3 - Apresentação dos resultados	96
11.6 - Determinação dos Algoritmos de Controle	99
11.7 - Verificação Experimental dos Algoritmos	102
11.7.1 - Aparência e geometria do cordão	103

11.7.2 - Análise dos defeitos	103
CAPÍTULO 12. EXPERIÊNCIAS COM A SOLDAGEM MAG-C18	110
12.1 - Justificativas	110
12.2 - Avaliação do Experimento	110
12.3 - Determinação dos Algoritmos de controle	115
12.3.1 - Domínio A _i	115
12.3.2 - Domínio A _s	116
12.3.3 - Domínio A _v	116
12.4 - Verificação Experimental dos Algoritmos	117
12.4.1 - Aparência e geometria do cordão	118
12.4.2 - Análise dos Defeitos	118
CAPÍTULO 13. EXPERIÊNCIAS COM A SOLDAGEM MAG (Ar+18%CO₂)	
BANCADA 2.....	121
13.1 - Avaliação do Experimento	122
13.2 - Determinação dos Algoritmos de Controle	124
13.2.1 - Domínio A _i	125
13.2.2 - Domínio A _s	126
13.2.3 - Domínio A _v	126
13.3 - Verificação Experimental do Algoritmo	127
CAPÍTULO 14. EXPERIÊNCIAS COM A SOLDAGEM MAG (Ar+18%CO₂)	
SOBRE CHAPA DE 1,6 mm DE ESPESSURA	129
CAPÍTULO 15. COMPARAÇÃO ENTRE OS RESULTADOS	132
15.1 - Resultados Obtidos com Diferentes Bancadas	132
15.2 - Resultados Obtidos com Diferentes Espessuras	134
15.3 - Comparação entre as Expressões de I _{max} e I _{min}	134
15.4 - Análise da Possibilidade de Passar de Comando a Controle	136
15.5 - A influência da Altura da Tomada de Corrente em D _t	139

CAPÍTULO 16. INTERRELAÇÃO ENTRE OS PARÂMETROS DE SOLDAGEM	140
16.1 - Relação Teórica entre Comprimento de Arco, Corrente e Velocidade de Fusão	148
16.2 - Relação entre a Tensão de Arco e o Comprimento do Arco	150
16.3 - Queda de tensão no Arame-Eletrodo	151
16.4 - Determinação das Características Estáticas de Arco	152
16.5 - Relação Experimental entre o Comprimento de Arco, Corrente e Velocidade de Arame	155
CAPÍTULO 17. RELAÇÕES ENTRE A GEOMETRIA DA SOLDA RESULTANTE E OS PARÂMETROS DE SOLDAGEM	157
17.1 - A Largura da Solda	157
17.2 - Determinação da Equação da Forma do Reforço da solda	159
17.3 - Seção Reta do Reforço	162
17.4 - Área Efetivamente Adicionada	162
17.5 - Penetração	164
17.6 - Reforço	166
17.7 - Perfuração	167
17.8 - Geometria nas Condições de Préperforação. Relações Empíricas Encontradas	168
17.9 - Possibilidades de Controle	169
17.10 - O Problema da Reprodutibilidade e da Transferibilidade dos Algoritmos	172
CAPÍTULO 18. CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	174
18.1 - Conclusões.....	175
18.2 - Indicações de continuidade.....	181
BIBLIOGRAFIA.....	182

RESUMO

A soldagem automática de chapas finas, realizada com um sensor ótico à frente do arco voltaico para determinar previamente a geometria da junta, requer a determinação de algoritmos que permitam uma contínua adaptação dos parâmetros de soldagem aos valores reais da junta. Neste trabalho são determinados algoritmos para soldagens sob proteção de CO₂ puro e de uma mistura de argônio com 18% de CO₂, para espessuras de chapa de 2,0 mm e de 1,6 mm. Verifica-se que as características da fonte de energia influenciam nos algoritmos, que precisam ser readaptados quando da troca de equipamento. É discutida a possibilidade de prever a penetração na operação de soldagem a partir da forma externa do cordão. Para isto são desenvolvidas relações teóricas, comprovadas em comparação com os dados experimentais obtidos na soldagem sob proteção da mistura de argônio com CO₂. Com base nestes resultados, conclui-se que a utilização de sensor colocado atrás do arco é promissora para se alcançar um controle adaptativo de nível mais alto.

ABSTRACT

Automatic welding of thin metal sheets, with an optic sensor placed ahead of the voltaic arc, in order to previously determine the geometry of the welding joint, requires the determination of algorithms allowing for a continuous adaptation of welding parameters to values compatible with the current joint. In this work algorithms have been obtained for welding protected by pure CO₂ and by mixture of argon with 18% CO₂, for sheet thicknesses of 2.0 and 1.6 mm. It has been verified that the energy source characteristics have an influence over the process and the algorithms have to be readapted when changing equipment. The possibility of predicting penetration from the beads external shape, during the welding operation, is discussed. For that purpose, theoretical relations have been developed and confirmed by comparison with experimental data obtained in welding with a protective Argon + CO₂ mixture. These results show that the use of a sensor placed behind the voltaic arc offers a promising alternative of adaptive control.

ZUSAMMENFASSUNG

Das automatische Schweißen von Feinblechen mit Vorausbestimmung der Schweißnahtgeometrie durch einen optischen Sensor, der vor dem Lichtbogen ausgebracht ist, erfordert die Festlegung eines Algorithmus, der eine kontinuierliche Anpassung der Schweißparameter an die aktuelle Geometrie erlaubt. In der vorliegenden Arbeit werden derartige Algorithmen für das Schutzgasschweißen mit CO₂ und einer Mischung aus Argon und 18% CO₂ an Blechen mit Dicken von 1,6 und 2,0 mm ermittelt. Es wird festgestellt, daß die Energiequelle den Prozeß beeinflusst und bei ihrem Wechsel die Algorithmen angepaßt werden muß. Es wird die Möglichkeit diskutiert, die Einbrandtiefe anhand des äußeren Form des Schweißnaht vorzubestimmen. Dazu werden in theoretischer Form Gleichungen aufgestellt, die für den Schweißprozeß Argon mit CO₂ durch experimentelle Daten bestätigt werden. Auf der Grundlage dieser Ergebnisse kann geschlossen werden, daß durch die Anbringung eines Sensor, mit dem hinter dem Lichtbogen die Breite und Höhe der Schweißnaht gemessen wird, vielversprechende Ergebnisse für eine adaptive Regelung zu erwarten sind.

LISTA DE FIGURAS

Fig. 1 - Exemplo de soldagem a ponto de chapas finas	[4]
Fig. 2 - Diminuição da largura da aba na substituição da soldagem por pontos por soldagem a laser	[5]
Fig. 3 - Evolução na soldagem automática de chapas finas.....	[5]
Fig. 4 - Esquema simplificado de fonte de energia transistorizada analógica	[9]
Fig. 5 - Domínio de liberdade da pistola de soldagem.....	[12]
Fig. 6 - Dispositivos periféricos programáveis de soldagem.....	[13]
Fig. 7 - Volume médio das gotas transferidas à poça em função da corrente de soldagem	[29]
Fig. 8 - Frequência e Duração dos curtos-circuitos para arco de CO ₂ e eletrodo de 0,8 mm	[29]
Fig. 9 - Arquitetura de um sistema adaptativo de soldagem.....	[37]
Fig. 10 - O sistema de soldagem.....	[44]
Fig. 11 - Os sistemas de soldagem e soldador acoplados.....	[45]
Fig. 12 - Estrutura do sistema soldador.....	[46]
Fig. 13 - Estrutura do subsistema de controle.....	[50]
Fig. 14 - Tipos de controle	[51]
Fig. 15 - Parâmetros de soldagem a considerar.....	[60]
Fig. 16 - Variáveis geométricas da junta e da solda.....	[61]
Fig. 17 - Fontes de erro numa soldagem de junta em I.....	[63]
Fig. 18 - Exemplo de delimitação do domínio Dt	[68]
Fig. 19 - Exemplo de delimitação do Dt.....	[68]
Fig. 20- Representação hipotética tridimensional do Dt.....	[69]
Fig. 21 - Sistema de fixação da bancada 1.....	[79]
Fig. 22 - Esquema de controle da bancada 1.....	[80]
Fig. 23 - Mútua dependência temporal entre os computadores da bancada 1.....	[81]
Fig. 24 - Sistema de fixação da bancada 2.....	[83]
Fig. 25 - Esquema de controle da bancada 2.....	[84]
Fig. 26 - Quedas de tensão no circuito externo à fonte de	

energia.....	[85]
Fig. 27 - Fluxograma da determinação de valores efetivos nas bancadas.....	[86]
Fig. 28 - Laço de controle da corrente.....	[87]
Fig. 29 - Variação da geometria da solda em função da corrente efetiva.....	[95]
Fig. 30 - Representação bidimensional dos limites relevantes de corrente.....	[100]
Fig. 31 - Representação tridimensional dos limites relevantes de corrente sob velocidade de soldagem constante.....	[101]
Fig. 32 - Percentual de tempo em curto circuito para arco de CO ₂	[102]
Fig. 33 - Fluxograma do programa simulador.....	[104]
Fig. 34 - Corpo de prova com pista de estabilização.....	[105]
Fig. 35 - Arco voltaico e transferência de material sob argônio e CO ₂	[107]
Fig. 36 - Filmagens da transferência de material através do arco voltaico.....	[108]
Fig. 37 - Janela de soldagem isenta de defeitos (bancada 1, Ar + CO ₂ , 50 cm/min, 20 V).....	[111]
Fig. 38 - Representação tridimensional de Dt para C-18 na bancada 1.....	[113]
Fig. 39 - Limites do domínio A _i	[116]
Fig. 40 - Limites do domínio A _s	[117]
Fig. 41 - Limites do domínio A _v	[118]
Fig. 42 - Variação da energia com a folga, nos três domínios.....	[120]
Fig. 43 - Janela de soldagem para a bancada 2, a 22 volts e 50cm/min, para Ar+ 18% CO ₂ e Z=10 mm.....	[123]
Fig. 44 - Representação tridimensional der Dt para Ar+18%CO ₂ na bancada 2 (Z=10mm).....	[125]
Fig. 45 - Limites de A _i na bancada 2.....	[126]
Fig. 46 - Limites de A _s na bancada 2.....	[127]
Fig. 47 - Limites de A _v na bancada 2.....	[128]
Fig. 48 - Limites máximos e mínimos para espessura de 1,6 mm	

- sob arco de Ar + 18% de CO₂ (1 - I_{max}; 2 - I_{min})...[129]
- Fig. 49 - Janelas correspondentes a 20 volts e 40 cm/min.
nas bancadas 1 e 2.....[133]
- Fig. 50 - Janelas correspondentes a 19 volts e 50 cm/min nas
bancadas 1 e 2.....[133]
- Fig. 51 - Corte em Dt para chapa de 1,6 mm. - Bancada 2, 19
volts, 40 cm/min.....[134]
- Fig. 52 - Corte em Dt para chapa de 1,6 mm. Bancada 2,17
volts, 60 cm/min.....[135]
- Fig. 53 - Comparação entre corrente limites para chapas de
1,6 e 2,0 mm. - Bancada 2,20 volts, 50 cm/min.....[135]
- Fig. 54 - Comparação entre as fronteiras para chapas de 1,6
e 2,0 mm. Bancada 2,18 volts, 40 cm/min.....[136]
- Fig. 55 - Características estáticas aparentes para arco de
6,3 mm.....[141]
- Fig. 56 - Curvas de isoconsumo.....[141]
- Fig. 57 - Deslocamento da curva de isoconsumo com a
altura da tomada da corrente.....[142]
- Fig. 58 - Variação da altura da tomada da corrente, do
comprimento do arco e do eletrodo para consumo
constante.....[143]
- Fig. 59 - Efeito da altura da tomada da corrente sobre o
comprimento do arco, a corrente e a tensão.....[143]
- Fig. 60 - Limites de Dt: (1) Z=8 mm; (2) Z=10 mm; (3) Z=1 mm
na bancada 1.....[146]
- Fig. 61 - Limites de Dt para Z = 10 mm e Z = 12 mm, na
bancada 1.....[147]
- Fig. 62 - Comprimento do eletrodo e distância referenciada a
partir do ponto de contato.....[152]
- Fig. 63 - Esquema de aquisição de dados para determinar Z [153]
- Fig. 64 - Características estáticas de arco conforme a
equação 121.....[155]
- Fig. 65 - Características estáticas de arco conforme a
equação 124.....[156]
- Fig. 66 - Seção reta do reforço.....[160]

- Fig. 67 - Variação da tangente à seção reta do cordão.....[161]
- Fig. 68 - Forma do reforço da solda.....[162]
- Fig. 69 - Esquema de controle adaptativo de mais alto nível..[173]

LISTA DE TABELAS

Tabela 1	- Custos da produção automobilística	[2]
Tabela 2	- Categorização das variáveis monitoradas.....	[52]
Tabela 3	- Grupos de experimentos	[65]
Tabela 4	- Protocolo de experimentação	[93]
Tabela 5	- Geometria da solda em função da corrente	[94]
Tabela 6	- Resultados para CO ₂ - bancada 1 - Z=12mm.....	[97]
Tabela 7	- Amplitude dos domínios A - bancada 1 - CO ₂	[109]
Tabela 8	- Resultados para Ar+18%CO ₂ - bancada 1 - Z=10mm...	[114]
Tabela 9	- Protocolo de experiência de simulação do sensor...	[119]
Tabela 10	- Amplitude dos domínios A - bancada 1 - Ar+CO ₂	[120]
Tabela 11	- Resultados para Ar+18%CO ₂ - bancada 2 - Z=10mm...	[121]
Tabela 12	- Amplitude dos domínios A - bancada 2 - Ar+CO ₂	[128]
Tabela 13	- Resultados para espessura de 1,6mm - bancada 2...	[130]
Tabela 14	- Tipos de equação de I _{min} e I _{max}	[137]
Tabela 15	- Fórmulas de I _{max}	[137]
Tabela 16	- Fórmulas de I _{min}	[138]
Tabela 17	- Resultados para diferentes alturas da tomada de corrente - bancada 1.....	[144]
Tabela 18	- Resultados para diferentes alturas da tomada de corrente - bancada 2.....	[147]
Tabela 19	- Comprimento de arco e altura da tomada de corrente para Ar+CO ₂ na bancada 1.....	[154]
Tabela 20	- Geometria da solda resultante para Ar+CO ₂ , Z = 10 mm, bancada 1.....	[157]
Tabela 21	- Protocolo de experiência de função do sensor.....	[163]
Tabela 22	- Geometria em I _{max}	[170]

Símbolo	Siginificado	Unidade
e	Espessura da placa a soldar	mm
U	Tensão efetiva de soldagem	volt
I	Corrente efetiva de soldagem	A
C	Capacidade calorífica	cal/g/°k
n	Parâmetros do procedimento	adimensional
d	Diâmetro do eletrodo	mm
x	Variável num sistema cartesiano	mm
y	Variável num sistema cartesiano	mm
z	Variável num sistema cartesiano	mm
V	Velocidade de soldagem	cm/min
ve	Velocidade de mergulho do arme eletrodo	m/min
Z	Altura da tomada de corrente em relação à superfície da chapa a soldar	mm
s	Folga da junta	mm
X	Deslocamento lateral do eletrodo	mm
Y	Deslocamento no eixo da junta	mm
Z	Deslocamento em altura, perpendicular à superfície das chapas	mm
h	Desalinhamento de altura entre as chapas a soldar	mm
r	Reforço da solda	mm
b	Largura da solda	mm
p	Penetração da solda	mm
Du	Domínio dos parâmetros de soldagem permitidos pelo equipamento	- -
Dt	Domínio dos parâmetros de soldagem isento de defeitos	- -
A	Domínio dos parâmetros pertencentes a algoritmo	- -
Ai	Domínio do algoritmo de máxima tolerância em I	- -
As	Domínio do algoritmo de máxima tolerância em s	- -
t	Tempo	s
I _{min}	Máximo valor da corrente efetiva onde ainda se obtem penetração total	A
I _{max}	Máximo valor da corrente efetiva onde ainda não ocorre pefuração da chapa base	A
I _{re}	Máximo valor da corrente efetiva para evitar excesso de reforço	A
I _{ra}	Máximo valor de I efetiva para evitar excesso de raiz	A
I _v	Máximo valor de I para evitar excesso de volume	A
I _{im}	mínimo valor de I para evitar escassez de material	A
l	comprimento do eletrodo	mm

SIMBOLOGIA GREGA

Símbolo	Significado	Unidade
η_d	Rendimento de deposição	adimensional
η_t	Rendimento térmico	adimensional
η_o	Resistividade	ohm .mm
ρ_o	Densidade	grama /mm ³
δ	Densidade de corrente	Ampère /mm ²
τ	Temperatura	graus Kelvin
π	3,1416...	adimensional
θ	ângulo	graus

CONVENÇÕES

A- QUANTO A SUB-ÍNDICES

- 1 - variáveis medidas pelo lado da placa oposto ao de soldagem.
- 2 - variáveis medidas pelo lado de soldagem
- max - valor máximo permitido
- min - valor mínimo permitido
- i - valor instantâneo
- m - valor médio
- ef - valor efetivo
- e - relativo a eletrodo
- f - relativo a fusão
- a - relativo a arco
- cat - relativo a cátodo
- an - relativo a ânodo

B- QUANTO A MAIÚSCULAS E MINÚSCULAS

Maiúsculas - Parâmetros de soldagem

Minúsculas - Variáveis de soldagem

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1. A Atual Situação Tecnológico-Econômica.

A tecnologia teve, nesta década, um notável desenvolvimento em diferentes campos [1, 2, 3]. Vários avanços no âmbito da metalurgia, resultantes de exigências da área da energia nuclear, refletiram-se imediatamente na tecnologia da soldagem, especialmente no controle de qualidade e documentação do processo. O atual desenvolvimento das indústrias naval e aeronáutica também impôs novas exigências à tecnologia da soldagem [4], tornando-se até mais determinante que as pressões advindas da indústria automobilística. Nestes três últimos campos a ênfase está na necessidade de economizar energia, o que implica em reduzir o peso das estruturas e dos motores, tanto pelo uso de chapas mais finas como pelo emprego de materiais mais leves, como o alumínio. A construção de navios-tanque para o transporte de gases liquefeitos, por exemplo, tem exercido influência na tecnologia da soldagem do alumínio [5, 6] e dos aços criogênicos, na medida em que gigantescos reservatórios esféricos devem se manter resistentes em baixas temperaturas. Outra área importante da aplicação da soldagem é a técnica "off-shore" que impõe também suas exigências [6].

Pelo exposto, pode-se dizer que está em curso uma revolução tecnológica também no campo da soldagem, caracterizada pelo surgimento de um grande número de inovações numa rápida evolução. Este fato ocorre em virtude da atual conjuntura econômica e se evidencia na soldagem, porque esta, por sua própria natureza, sempre acompanhou de perto os avanços científicos e tecnológicos.

Na área da soldagem, esta evolução se articula

atualmente sobre três pontos básicos.

a) Tendência à proliferação de metais e ligas soldáveis.

À medida que a metalurgia põe à disposição do mercado novos materiais, a indústria reclama os meios de os soldar, exigindo das juntas as mesmas propriedades do metal de base. Como consequência, diversificam-se as técnicas de soldagem, como mostram diversos pesquisadores [7, 8, e 9].

b) Tendência à proliferação de normas, especificações e métodos de controle.

O campo de aplicação da soldagem se amplia. Daí resultam especificações mais exigentes, com níveis de tolerância mais estreitos e se aperfeiçoa o controle de qualidade das soldas.

c) Tendência à automação.

Busca-se a redução dos custos, o aumento da produtividade, a diminuição dos tempos de execução. Estes objetivos conduzem à automação dos processos de soldagem.

Pode-se observar, por exemplo, na composição atual dos custos da produção automobilística, que um terço recai sobre a fabricação (tabela 1).

TABELA 1
CUSTOS DA PRODUÇÃO AUTOMOBILÍSTICA

Custos	%
Materiais	53
Fabricação	30
Construção e desenvolvimento	5
Custos de preparação para fabricação	2
Resíduo	10

Embora se possa prever uma redução no uso de acos e ferros fundidos em favor dos plásticos, a almejada redução de custos daí decorrente não deverá ser significativa [10]. Então, a tendência será persistir na redução dos custos pela via da

mecanização e da automação.

Tanto do ponto de vista da capacidade de competição no mercado internacional como também da capacidade de adaptação às mudanças mercadológicas, conclui-se ser necessária a flexibilização dos equipamentos de produção. Na fabricação de veículos automotores, o esforço atual se concentra nos sistemas flexíveis para a soldagem da carroceria [11]. A crescente utilização de robôs de soldagem e a automação na produção de carrocerias estão a exigir, simultaneamente, o desenvolvimento e a adequação dos equipamentos de soldagem para permitir a utilização de novas técnicas de produção [12]. Atualmente, toda carroceria é soldada por pontos (fig.1) e se constitui no exemplo mais característico de soldagem de chapas finas.

O limite inferior da soldagem automática a arco, em relação à espessura das placas a soldar, é determinado pelas dificuldades advindas das variações da folga da junta. Por isto, no caso de chapas finas ($e < 2,0$ mm) é comum trabalhar com junta de cobertura (sobrejunta) soldada por pontos, pelo processo de resistência elétrica. Este processo é praticamente o único utilizado para a soldagem automática de chapas finas [1]. Modernamente se reconhece [13] que a soldagem a "laser" pode se tornar uma séria concorrente da soldagem por resistência, pela flexibilidade que possibilita, pela redução das abas das juntas (figs. 2 e 3) e por produzir uma solda contínua. No entanto, a soldagem a "laser" ainda não se adapta às soldagens de topo com folga de junta, nas quais é necessário conformar o material de adição [13]. A solução definitiva deste problema poderá vir do desenvolvimento da soldagem MIG/MAG adaptativa que, pelo uso de sensores óticos [14, 3], permitirá soldar chapas finas de topo, e de um modo rápido e econômico. A figura 3 mostra uma sequência, na qual se substitui a soldagem clássica por pontos (figura 3-a) por soldagem contínua (3-b e 3-c) e com adição de material (3-d), chegando-se, finalmente, a uma soldagem de topo (3-e), que seria o caso ideal.

Este trabalho está associado à tendência à automação, na qual se focalizam mais intensamente as transformações. A principal

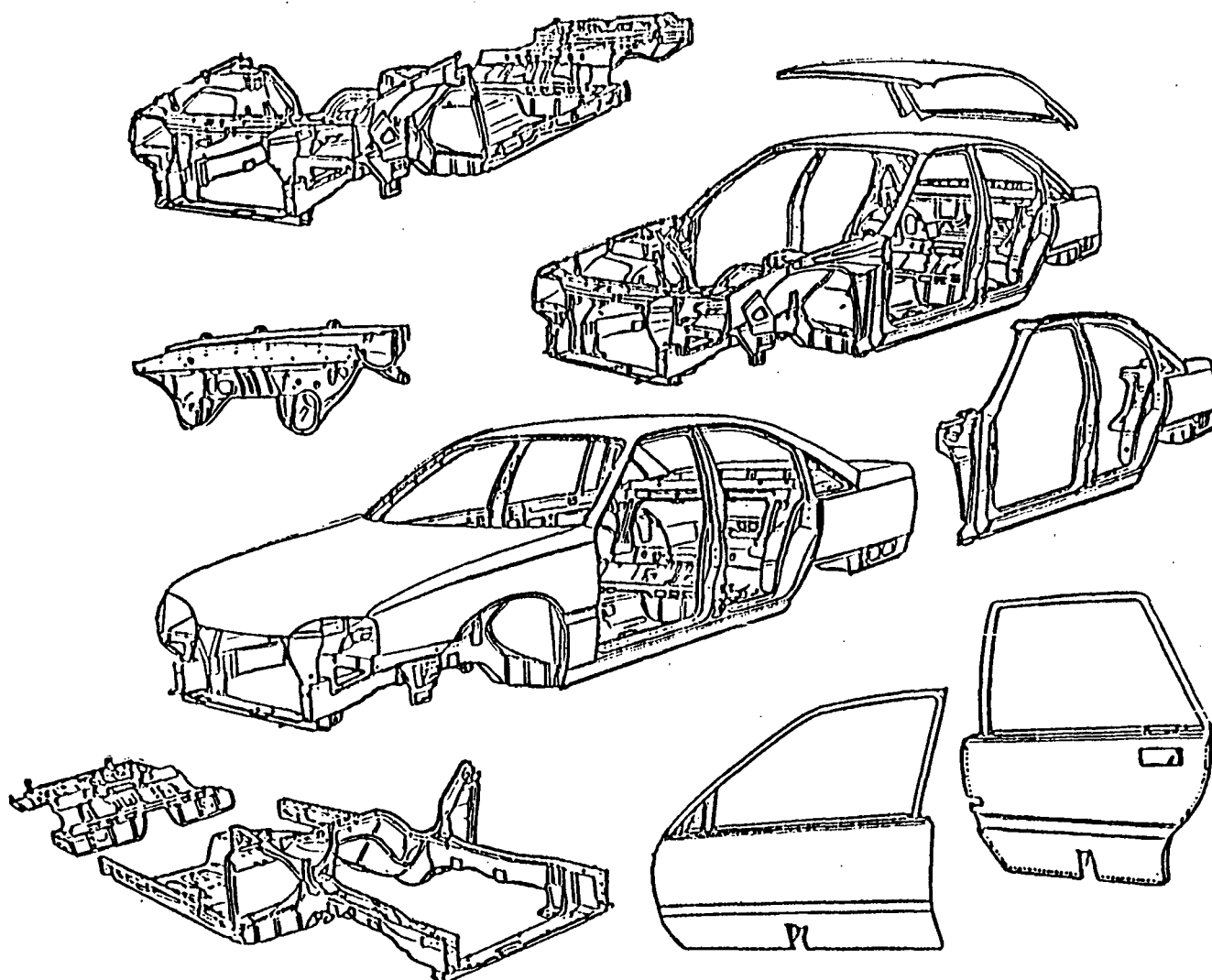


Fig. 1 - Exemplo típico de soldagem automática de chapas finas, a ponto.

delas foi, sem dúvida, o advento das fontes de soldagem eletrônicas que podem ser controladas por um computador. Isto abriu o caminho para o grande esforço de controlar o processo de soldagem de forma adaptativa e sem a interferência humana. Com isto, a produção aumenta, os custos baixam e soldagens, antes irrealizáveis, tornam-se factíveis.

No âmbito deste trabalho discute-se a soldagem de chapas finas pelo processo MIG/MAG com vistas à formação de algoritmos

Para o controle adaptativo do processo.

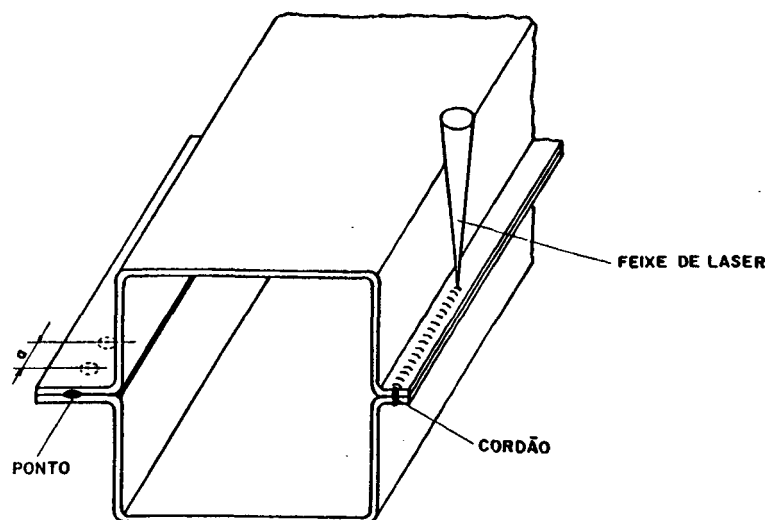


Fig. 2 - Diminuição da largura da aba na substituição da soldagem a ponto por soldagem a laser.

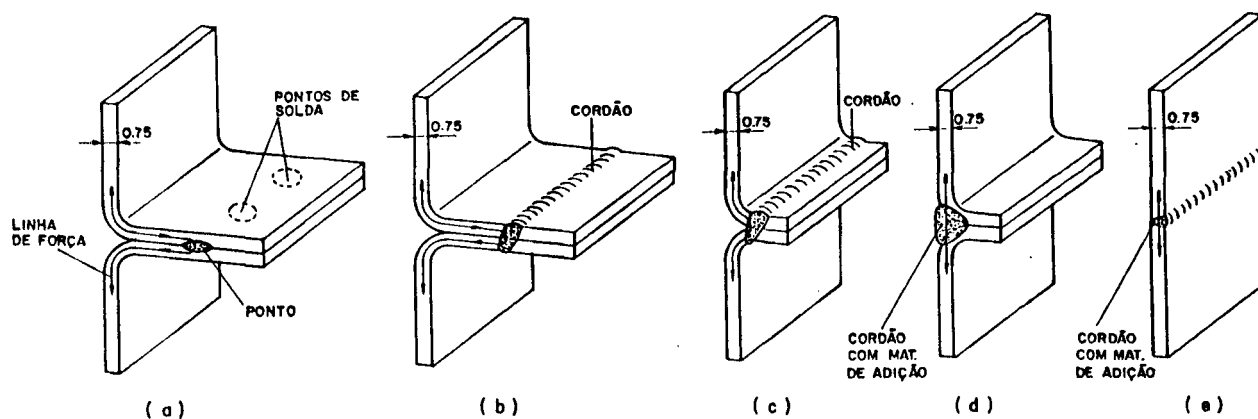


Fig. 3 - Evolução na soldagem automática de chapas finas: (a) soldagem intensivamente praticada hoje; (e) caso ideal.

1.2 - Proposta e Abrangência deste Trabalho.

Para tornar possível um controle adaptativo da soldagem de chapas finas é preciso.

- a) um profundo conhecimento dos processos físicos e químicos que ocorrem durante a soldagem;
- b) uma definição clara das variáveis controladoras

destes processos;

c) uma definição inequívoca dos defeitos que podem ocorrer e dos domínios dentro do espaço de variáveis nos quais tais defeitos não ocorrem;

d) uma avaliação dos meios de que a tecnologia, em seu estado atual, dispõe para a monitoração destas variáveis;

e) um estudo empírico e teórico das relações entre estas variáveis e os parâmetros de soldagem;

f) geração de algoritmos para o controle dos parâmetros de soldagem de modo a manter o processo dentro do domínio livre de defeitos.

Considera-se a espessura de 2,0 mm como o limite industrial inferior para a soldagem MIG/MAG de chapas de aço. Esta espessura é soldada com arame-eletrodo de 0,8 mm de diâmetro e com arco voltaico de argônio, às vezes com pequenas adições de oxigênio (até 5%). O dióxido de carbono (CO₂), que é um gás mais econômico, e as misturas deste com argônio são normalmente descartadas como possibilidades para a soldagem de espessuras de 2,0 mm ou menores, só sendo utilizados em condições muito especiais de laboratório [15, 16, 17]. Arames ainda mais delgados não são comercializáveis porque as pesquisas mostraram [18] que a falta de estabilidade inviabiliza a soldagem. Algumas pesquisas [19, 20, 21] indicam ser possível ampliar um pouco a garantia de soldagem livre de defeitos, nestas chapas finas (e < 2,0 mm), com um maior controle da forma de onda de corrente, soldando, por exemplo, com corrente pulsada. Porém este é um controle de parâmetros de soldagem, e não um controle adaptativo [22].

Neste trabalho, o autor explora as possibilidades de controle adaptativo para a soldagem de chapas finas, com arco de CO₂ e com arco de uma mistura de CO₂ com argônio. Objetiva-se (a) identificar os principais defeitos que ocorrem neste tipo de soldagem e identificar os domínios nos quais estes defeitos não ocorrem; (b) gerar algoritmos que permitam um controle adaptativo desta soldagem; (c) estabelecer relações teóricas entre variáveis e parâmetros de soldagem que contribuam para um controle adaptativo mais avançado; d) comprovar a validade destas novas

relações por via experimental.

Face ao exposto, considera-se que este trabalho será útil para o desenvolvimento da soldagem de chapas finas e que, embora não aborde especificamente as técnicas de monitoração e controle, dá subsídios fundamentais para quem trabalha nesta área. Espera-se, assim, que signifique uma contribuição de valor, nesta época de acelerado desenvolvimento tecnológico.

CAPÍTULO 2

A EVOLUÇÃO DA SOLDAGEM MIG/MAG

2.1 - A Evolução do Processo.

Desenvolvido há cerca de meio século no Instituto Battelle [23], o processo MIG ("Metal Inert Gas") se tornou mais atrativo na década de 50, quando foi proposta a variante denominada hoje de processo MAG ("Metal Active Gas"), na qual é utilizado CO_2 como gás de proteção, ou misturas deste com outro gás inerte. O uso de arames finos ($d < 1,6$ mm) também possibilitou a ampliação do uso do processo, que passou a empregar maiores densidades de corrente.

Nos anos 60, com a maior estabilização do arco voltaico, conseguida pela adição de pequenas porções de oxigênio ao argônio, ampliou-se a faixa do "spray-arc", no sentido das mais altas correntes e surgiu também a variante que opera com corrente pulsada.

O processo MIG/MAG é o processo do futuro. Atualmente é o mais empregado na Europa [24] e divide a preferência nos EEUU com o processo manual a eletrodo revestido [23].

O processo MIG/MAG foi desenvolvido em múltiplas formas e há ainda muito o que estudar para se conhecer os efeitos combinados dos diversos parâmetros [25,26]. Discutem-se hoje desde as dificuldades de calibração de instrumentos e de medição dos parâmetros de soldagem até novos desenvolvimentos, tais como nas técnicas "narrow-gap" e "arco pulsado sinérgico". Tenta-se modelar os diversos aspectos do arco voltaico de soldagem, e, para isto, penetra-se no terreno intrincado da Física Atômica. Admite-se quanto aos usos da corrente e tensão eficazes, que estas muitas vezes não sejam as grandezas adequadas para modelar o comportamento do arco voltaico que, não sendo uma carga resistiva,

mas

deveria também ser estudado pelo valor médio daquelas grandezas [27, 28]. Enfim, será preciso ainda muito trabalho para predizer as características da solda resultante.

2.2 - A Evolução das Fontes de Energia

Hoje em dia existem retificadores com componente de potência transistorizado. A figura 4 mostra um esquema simplificado deste tipo de fonte. Eles permitem um controle preciso da energia durante a formação e transferência da gota metálica. Em contraposição às fontes convencionais, as modernas não possuem bobina de reatância, mas sim uma ponte de transistores que pode ser controlada, à vontade, por um dispositivo eletrônico. Com estes dispositivos, pode-se também realizar soldagens com corrente pulsante. Todas as variáveis a controlar, como o tempo e a corrente de pulso, o tempo e a corrente de base, podem ser escolhidas livremente. Com isto, a frequência de pulso é estipulada à vontade e a penetração, o reforço e a largura do cordão podem ser mais ajustados. Associadas a novas espécies de acessórios, como por exemplo, dispositivos para alimentação de arame e, em especial, sistemas de controle computadorizados, estas fontes permitem condições ótimas para o processo de soldagem, particularmente para a pesquisa tecnológica [29] pela universalidade possível de sua configuração.

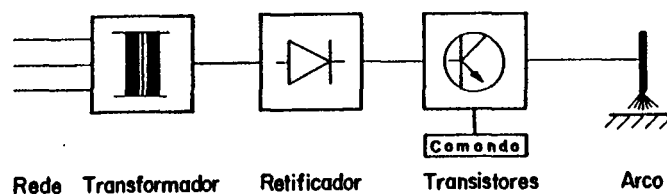


Fig. 4 - Esquema simplificado de fonte de energia analógica transistorizada.

Em síntese, com respeito ao desenvolvimento das fontes de energia, pode-se reconhecer as tendências enumeradas a seguir.

a) Crescente utilização de componentes eletrônicos na unidade de

potência das fontes de corrente, transistorizadas e/ou tiristorizadas, com a finalidade de:

1. ampliação do campo de aplicação;
2. aumento do conforto no manuseio;
3. redução de custos; e
4. melhoria da eficiência.

b) Associação de fontes com computadores e desenvolvimento de "software" de soldagem, possibilitando um moderno sistema de controle.

c) Utilização de fontes associadas com robôs de soldagem e outros equipamentos automáticos.

d) Emprego de sensores para detectar alterações na geometria da junta.

Assim, descortina-se uma outra meta, ou seja, otimizar as instalações automáticas completas de soldagem e alcançar a padronização ampla dos elementos construtivos, com um projeto modular dos componentes de potência e de controle, possibilitando a adequada associação das unidades para cada caso de fabricação.

Ao lado de uma crescente mecanização, observa-se, ainda, uma tendência da soldagem ser encaminhada para a utilização de maiores densidades de energia. Deve-se, entretanto, mencionar que os processos especiais de soldagem de alta energia são aplicados em pequena percentagem na fabricação industrial, já que se encontram, ainda, em estágio de desenvolvimento. Os primeiros processos a serem beneficiados com as atuais tendências de modernização serão os processos MIG, MAG e TIG.

2.3 - Dispositivos Periféricos e Robôs de Soldagens.

Um quarto de século já passou [30] desde que o primeiro robô industrial foi introduzido na indústria automobilística. Hoje é difícil imaginar dispositivos de soldagem automática sem robôs. Este é o meio ideal para adaptar a produção às rápidas mudanças nas condições de mercado. A aplicação do robô industrial, especialmente na soldagem por pontos (por resistência) continua crescendo. A soldagem a arco tem ainda graves problemas que

dificultam a automação adaptativa, mediante o uso de sensores [30]. Os sistemas utilizados na soldagem a arco são ainda muito complexos e pouco seguros. No começo foram construídos apenas robôs universais, mas ultimamente se reconheceu a necessidade de desenvolver robôs próprios para as soldagens TIG, a arco submerso, e também para a técnica de corte.

Atualmente a soldagem por resistência, com robôs, tem a mais ampla aplicação na indústria automobilística. Essa tecnologia está perfeitamente dominada e não se reconhece aí nenhum problema intransponível [1]. Já o campo de utilização de robôs para soldagem a arco está ainda desabrochando. Os grupos componentes da técnica de soldagem, tais como fontes de correntes, dispositivos de alimentação do arame e controle dos parâmetros de soldagem, foram profundamente melhorados e serão desenvolvidos ainda mais. Atualmente se trabalha muito no desenvolvimento de sensores para aplicação industrial, na correção de desvios de juntas de soldagem ou de condições de soldagem. Dispositivos de soldagem programáveis constituem a periferia de um robô e contribuem essencialmente para que os tempos secundários sejam reduzidos.

No campo da tecnologia da soldagem, pode-se diferenciar três grupos construtivos principais: 1) o robô com os seus controles eletrônicos; 2) os equipamentos de soldagem correspondentes, isto é, a fonte, o alimentador de arame e semelhantes; 3) os dispositivos periféricos de soldagem.

Os sistemas cinéticos para os robôs de soldagem são construídos hoje segundo o princípio da construção modular, sobretudo com robôs portais de dois ou quatro montantes. Os elementos básicos dos robôs que hoje se encontram no mercado são, em geral, construídos de maneira bem conhecida. Na parte de propulsão são utilizados tanto motores de corrente contínua quanto motores com rotor de disco, em associação com engrenagens de alta relação de transmissão "harmonic drive", ou com engrenagens de rosca sem fim. Unidades simples com movimento de translação possuem acionamento por cremalheira. A maioria dos comandos eletrônicos utilizam o microcomputador como base.

Na soldagem a arco com robôs precisa-se, ainda,

satisfazer requisitos que considerem: (a) máximo grau de liberdade de movimento da pistola de soldagem (fig. 5); (b) uma alimentação de dados extremamente simples; (c) comando com robô diretamente ligado à fonte de energia, de modo que todos os parâmetros de soldagem possam ser controlados central e numericamente.

Deve-se dedicar uma atenção especial à periferia. Por isso, dispositivos giratórios e programáveis estão em desenvolvimento. Estes sistemas podem ser adaptados para cada caso específico de soldagem (fig. 6).

Atualmente, a maioria dos robôs de soldagens são oferecidos como de primeira geração, ou seja, sem sensores. Contudo, para garantir a qualidade com o auxílio da técnica de

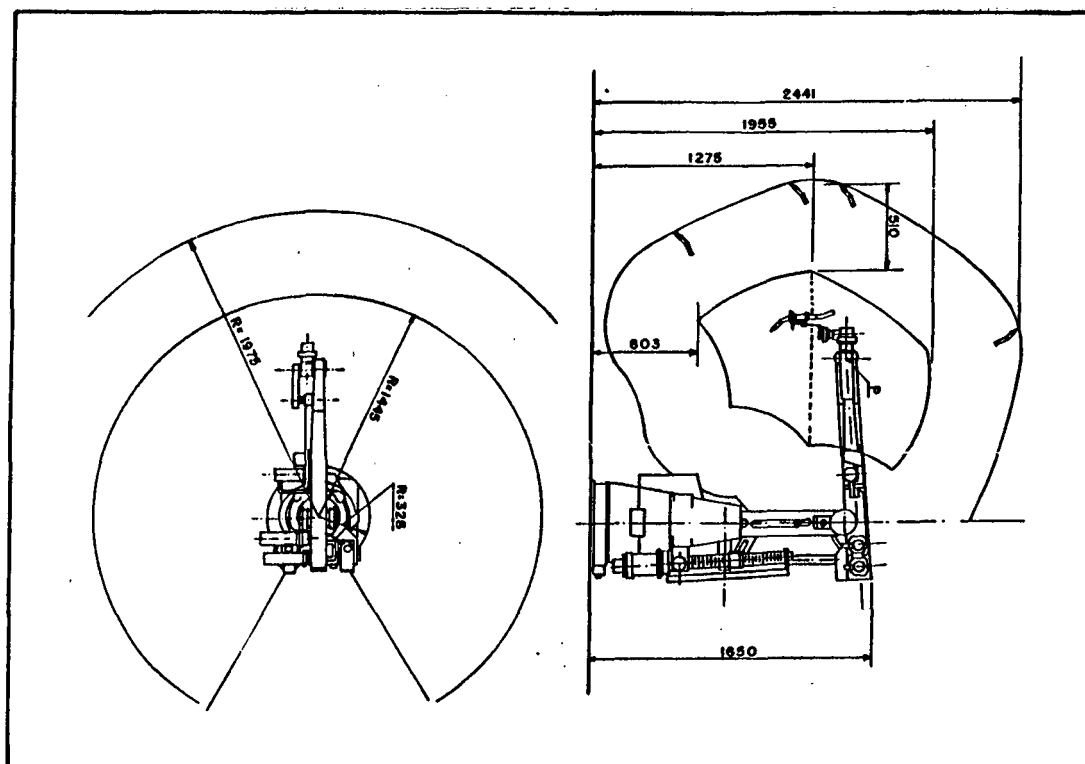


Fig. 5 - Domínio de liberdade da pistola de soldagem.

robotização, é obrigatório o uso de sensores juntamente com as fontes de corrente controladas por computador [3]. Atualmente se usa uma série de sistemas de tato (ou de contato) nos quais esferas ou rolos de contato tateiam o elemento construtivo ou o

percurso do cordão de solda. Para isto, são oferecidos sensores uniaxiais e biaxiais. Além disso, desenvolvem-se sensores nos quais um grande número de efeitos físicos é utilizado. Aplicam-se ondas ultrassônicas e medidores de distância indutivos ou capacitivos [1]. A tensão no arco elétrico é também usada para controle. Esses sistemas, assim como os sistemas óticos, encontram-se em fase experimental. Com o advento dos robôs de soldagem, foi impulsionado o desenvolvimento de aparelhos para o controle de variáveis isoladas durante a soldagem a arco voltaico (tensão e corrente de soldagem, vazão de gás de proteção, temperatura do metal de base, etc.). Sobretudo em componentes que devem satisfazer ou atender a elevados requisitos de qualidade, por exemplo, na técnica nuclear, é necessário registrar os parâmetros principais, mantê-los em tolerâncias bastante restritas, documentar desvios e, conforme o caso, preparar um protocolo. Nestas instalações as vantagens da técnica da microcomputação encontram importante aplicação nos sistemas automáticos de soldagem [31].

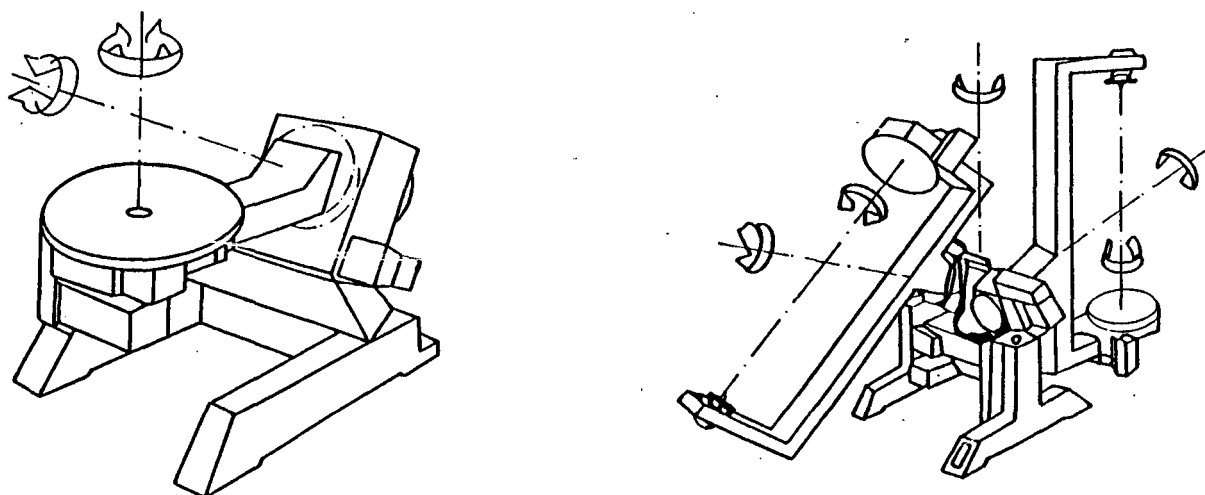


Fig. 6 - Dispositivos periféricos de soldagem.

2.4 - Futuros Desenvolvimentos na Automação da Técnica de Soldagem.

Na técnica de soldagem, como em outras técnicas de

fabricação, os sistemas automáticos flexíveis ganharão maior importância. Existem hoje alguns dispositivos automáticos flexíveis de soldagem na forma de robôs industriais. Faltam, contudo, soluções flexíveis automáticas e econômicas, para as funções de manipulação e transporte [32]. Na soldagem a arco, por exemplo, além de uma otimização construtiva da pistola de soldagem, é necessária uma adequação de todo o equipamento. Neste caso, desenvolvem-se dispositivos automáticos para desligamento e limpeza dos bicos das pistolas, fontes de corrente associadas a computador, que possam ser comandadas através do robô e, além disso, dispositivos de controle dos parâmetros visando uma garantia automática da qualidade.

Finalmente, é imprescindível intensificar o esforço de desenvolvimento dos robôs sensitivos. A meta aqui é o acompanhamento automático da junta de soldagem e a simultânea supervisão do processo por meio sensores adequados.

Segundo Drews e colaboradores [33], somente pelo uso de sensores óticos pode-se esperar um desenvolvimento significativo nos sistemas flexíveis de soldagem. Apesar dos consideráveis progressos no desenvolvimento destes sensores na aquisição de dados geométricos e de posicionamento, subsistem problemas nos sistemas de controle e de acoplamento entre o sensor e o robô.

Contudo, o uso de robôs na soldagem e no corte é hoje intensivo nos países desenvolvidos e de enorme importância econômica [34]. Como exemplo do atual uso intensivo de robôs de soldagem, sabe-se [35] que somente em uma fábrica alemã de carrocerias de automóveis, 260 robôs operam na soldagem por resistência e nas soldagens MIG/MAG e, para o ano de 1989, está programada uma expansão deste número e um uso mais intensivo de sensores associados aos robôs.

CAPÍTULO 3

AS FONTES MODERNAS DE SOLDAGEM

3.1 - Desenvolvimento das Fontes Eletrônicas.

Há cerca de 20 anos as fontes de energia controladas eletronicamente foram colocadas no mercado [26]. Nelas a característica estática era apenas dependente dos comandos eletrônicos, enquanto que a característica dinâmica era determinada pela indutância dos enrolamentos primário e secundário do transformador utilizado. Desde então realizaram-se muitas pesquisas sobre os processos de soldagem, utilizando-se filmagens em altíssima velocidade, estudando-se transientes (com analisadores de Fourier) e desenvolvendo-se modelos [26], até que as modernas fontes de energia, completamente transistorizadas, tornaram-se utilizáveis na soldagem sob gases protetores (MIG/MAG). Estas fontes, eletronicamente controladas, possuem uma importante característica: a unidade de potência é construída com componentes eletrônicos (chaves tiristorizadas e/ou transistorizadas e transistores analógicos) e, ainda, são controláveis em função do tempo, nos períodos em que ocorrem as reações típicas do processo (controle da forma de onda).

A qualidade das fontes eletronicamente controláveis depende de dois fatores:

a) da qualidade da unidade de potência, da qual se requerem altas velocidades de reação para efeito de regulação do processo;

b) da qualidade da unidade eletrônica de controle, que vigia o processo pelos seus parâmetros, como corrente e tensão de soldagem, e determina um conseqüente controle dinâmico da unidade de potência e, assim, do processo.

As fontes de soldagem transistorizadas diferenciam-se

bastante em qualidade por estes dois fatores.

Devido às múltiplas funções que, atualmente, são cumpridas pelas fontes de energia, há formas bem detalhadas de classificá-las [36]. No entanto, simplificadaamente, existem quatro tipos conhecidos de fontes eletrônicas, caracterizadas pelo tipo da sua unidade de potência:

- a) analógico;
- b) de chaveamento no secundário;
- c) de chaveamento no primário com tiristores;
- d) de chaveamento no primário com transistores.

Todos estes tipos se constituem de uma unidade de potência e de uma unidade de controle. Não se entenda, aqui, por controle eletrônico, o comando à distância, o comando por botão único ou os controladores de processo por meio de pré-programas. Mais que isto, trata-se de um chaveamento eletrônico que determina as propriedades intrínsecas da fonte de energia. Os quatro tipos acima têm por finalidade ampliar a potência de um sinal de controle. Uma unidade eletrônica de potência de qualquer dos tipos acima citados, por sua própria natureza, não pode soldar, assim como um amplificador estereofônico sem a conexão com uma fonte de sinal (músico, cantor ou locutor) não pode produzir som.

A unidade de potência de uma fonte de energia de soldagem é, portanto, apenas um dos elementos indispensáveis. Um segundo elemento, igualmente importante e necessário, é a fonte de sinal (eletronicamente controlada) que comunica os seus sinais de baixa potência à unidade de alta potência, estabelecendo assim, a cada instante, o desempenho desejado. O controle mais simples seria um sinal invariável que só poderia ser empregado em soldagem no caso do processo TIG programado. Bem distinto é o processo de soldagem MIG/MAG. Neste, várias fases diferentes são identificáveis, sendo mais importantes as seguintes: fase de arco aceso, de curto-circuito, e de reacendimento do arco. Caberá, necessariamente, à unidade eletrônica de controle estabelecer uma adequada forma de onda.

3.2. Fontes Eletrônicas Associadas a Computador

Paralelamente à disponibilidade de componentes eletrônicos para a unidade de potência, que podem acionar o processo de soldagem, segue-se o desenvolvimento de computadores acessíveis em formato pequeno, os chamados microprocessadores. Também esta técnica foi introduzida na soldagem e teve sucesso como condutor de programas e como sistema de diálogo. Assim, surgiu uma nova geração de fontes de soldagem, ou seja, as que são controladas por computador.

Basicamente estas fontes se diferenciam muito entre si, e assim cobrem diferentes campos de utilização. A fonte associada a computador, que opera como fornecedor de programas, controla, através de uma correspondente interface, os parâmetros de soldagem, conforme está prefixado no programa. Este fixa, para cada procedimento, a tensão e a corrente de soldagem, a velocidade do arame-eletrodo, o tempo de arco aberto, o tempo de pulso, o tempo de base, etc... O computador coloca os parâmetros do processo à disposição, como valores recomendados ("Sollwerte"). Este tipo de fonte, que trabalha com um computador como fornecedor dos parâmetros, é aplicado em soldagens semiautomáticas e automáticas, bem como na soldagem com robôs.

A capacidade de diálogo dos sistemas é de grande significação. Trata-se aqui da capacidade de realização e de programação sem conhecimentos especiais do usuário. Tudo é feito de modo a simplificar as tarefas do usuário. Assim, manipulando funções simples, que não se diferenciam em grau de dificuldade daquelas encontradas em calculadoras eletrônicas de bolso, deve ser possível selecionar conjuntos de parâmetros, modificá-los, memorizá-los e concatená-los. No caso da soldagem semiautomática já existem, por exemplo, as funções "partida", "enchimento de crateras" e "redução de salpicagem", que permitem otimizar os resultados. Nas mudanças de tipos de junta é possível, através de um controle a distância, alterar conjuntos de parâmetros ou ativar conjuntos de parâmetros encadeados, o que se chama "programa de soldagem". Estes programas, previamente memorizados, permitem uma

operação muito fácil, porém não livre de problemas, uma vez que existem influências complexas, do comprimento do eletrodo, da altura de tomada de corrente, da geometria da junta a soldar e do fluxo do gás de proteção, ainda hoje discutidas [37].

Nestas fontes de energia, as características estática e dinâmica são também controladas pelo computador, o qual não é apenas uma interface ligada com a fonte de corrente, mas um componente integral do controle da própria fonte. Através do "software" do computador determinam-se, portanto, as propriedades básicas da fonte de soldagem. Estas propriedades e os parâmetros prescritos podem ser alterados também durante a soldagem. Pode-se, por exemplo, otimizar a inclinação das características estáticas ou os flancos de corrente no caso do uso de "short arc" ou de corrente pulsada. Já que o procedimento e a característica estática condicionam conjuntamente a estabilidade do processo, resulta que esta possibilidade é muito importante no caso de soldagem com diferentes gases e material de adição.

As tarefas que, numa tal fonte de energia são confiadas ao computador, podem ser assim subdivididas: a) mediador do sistema de diálogo; b) comando da fonte e de suas características; c) comandos dos aparelhos de periferia; d) organização e memória dos programas. Para preencher estas funções, foi desenvolvido um sistema que permite uma operação quase simultânea de programas com diferentes tarefas. Resulta daí a possibilidade de, durante o processo, através do referido sistema de diálogo e por meio do monitor e do teclado, intervir no programa e, por conseguinte, realizar a otimização [37].

Enquanto que as fontes convencionais são muito limitadas nas suas reações dinâmicas, as transistorizadas, controladas por computador, não apresentam praticamente limitações [38]. Isto as tornam aptas para emprego em processos adaptativos, nos quais perturbações imprevisíveis devem ser prontamente corrigidas tão logo sejam detectadas. Além disto, pela otimização da forma de onda e da frequência de pulso, permitem que se obtenham excelentes resultados nas soldagens [28].

Descortina-se um amplo espectro de utilização para as

fontes de energia controladas por computador. As intrincadas estruturas da fonte de energia e dos controles periféricos prestam-se de forma excelente ao controle de qualquer tipo de cabeçote. A capacidade de diálogo do computador da fonte traz também grande vantagem na introdução de novos dispositivos. A possibilidade de gravação paralela dos dados dos processos e a elaboração de um protocolo permitem uma perfeita documentação da produção. Todos os dados complexos e parâmetros de um programa de produção podem ser gravados em disquete de modo que, quando for necessário repeti-lo, poder-se-á fazê-lo de modo rápido e preciso.

3.3 - Exigências da Automação sobre as Fontes de Soldagem MIG/MAG.

Nas soldagens semi ou totalmente automáticas, com arco voltaico em gás protetor, a fonte, o alimentador do arame-eletrodo e também a pistola de soldagem devem satisfazer exigências especiais para permitirem um processo otimizado e reproduzível de soldagem. Algumas destas exigências se referem à correção das oscilações da tensão da rede elétrica, ao controle permanente dos parâmetros de soldagem e a aspectos construtivos e de operação da fonte. As questões que serão tratadas a seguir são, no entanto, aquelas especialmente importantes para uma automação do tipo adaptativo.

3.3.1 - Influência das Características Estáticas sobre a Estabilidade do Arco Voltaico.

As fontes clássicas de soldagem não se prestam para uma soldagem automática, porque não permitem uma comutação rápida de uma característica estática para outra. Para um processo automático é indispensável o uso das fontes tiristorizadas ou transistorizadas.

Quanto ao modo construtivo, as fontes tiristorizadas possuem, conforme o tipo e concepção dos transformadores, uma

inclinação de cerca de 1 até 16V/100A da curva característica estática, no entorno do ponto de trabalho. Esta inclinação determina o alongamento possível do arco voltaico no entorno do ponto de trabalho em condições estáticas. Por sua vez, as fontes transistorizadas apresentam uma característica estática de tensão constante, seguida de uma parte vertical limitadora da corrente. Nos desenvolvimentos mais recentes a inclinação da característica estática é regulável e pode ser adaptada a quaisquer condições de serviço. Em alguns aparelhos existe ainda a possibilidade de se escolher a velocidade de crescimento da corrente na fase de curto-circuito na soldagem MIG-MAG [39].

A moderna literatura ainda não atenta, como devia, à característica estática das fontes, embora o processo seja fortemente influenciado por ela [40].

O deslocamento da característica estática de trabalho na direção da tensão, significando variar o comprimento do arco, implica, para cada ingremidade da mesma, em diferentes potências dissipadas no ponto de trabalho. A fonte de corrente do tipo tensão constante apresenta uma maior variação da potência quando varia o comprimento do arco. Ao contrário, a fonte do tipo corrente constante, cuja característica satisfaz ao critério da máxima potência no ponto de trabalho, apresenta uma variação mínima de potência. Dependendo do processo e do diâmetro do eletrodo, diferenciam-se tanto o pé da característica estática (o ponto de curto-circuito) como também a situação do ponto de trabalho na fase de ignição do arco. Nos processos MIG/MAG e a arco submerso com arames muito finos, o chamado "controle interno" só é possível se o ponto de trabalho se situar antes do ponto de máxima potência da característica estática. Isto significa que, com maiores diâmetros de eletrodos, deve-se ter maiores reservas de potência. A análise comparativa de fontes MIG/MAG de diferentes tipos mostra que fontes de tensão constante e, ao mesmo tempo, de alta velocidade de regulação, não apresentam arco estável [40]. Neste caso uma reatância no circuito secundário amorteceria a reação da fonte em favor de uma melhor estabilidade do processo.

Nas fontes de característica descendente, o ponto de

trabalho deve se situar próximo ao de máxima potência da característica estática. Assim, as perturbações do processo causadas, por exemplo, por variações no comprimento do arco, na transferência das gotas, ou pela agitação da poça de fusão, não têm influência sobre a unidade de potência da fonte. Nas fontes de tensão constante, as perturbações naturais do processo causam grandes alterações nos valores instantâneos da corrente e da potência. Alterações destas grandezas causam por sua vez novos problemas.

Quando se utilizam fontes com característica descendente, o ponto de trabalho se situará na parte descendente da curva na representação $P \times I$, após o ponto de máximo. O "controle interno", no entanto, é atuante apenas se o campo de trabalho se situa antes do ponto máximo. Um encurtamento do arco voltaico corresponderá a um aumento da potência, enquanto que um alongamento corresponderá a uma redução de potência.

Sabe-se que

$$dP = V \cdot dI + I \cdot dV$$

Portanto o ponto máximo citado corresponde a

$$\frac{dV}{dI} = - \frac{V}{I} \quad [1]$$

que, junto com a equação da característica estática, define o ponto crítico (duas equações e duas incógnitas).

3.3.2 - Influência da Característica Dinâmica na Estabilidade do Arco Voltaico.

Para determinar o comportamento da fonte de soldagem não basta considerar a característica estática. Deve-se levar em conta também as características dinâmicas. A reação da máquina sob variações rápidas de carga, como acontece nos curtos-circuitos durante a transferência de material, deve portanto ser estudada juntamente com os decorrentes fenômenos de ajustamento.

No estudo dos fenômenos transientes tem-se, também, a possibilidade de comparar os diversos processos. Verifica-se a estabilidade do processo na fase de abertura do arco e durante e

após os curtos-circuitos.

Considera-se mais favorável uma evolução mais estável ou periódica das grandezas do processo. Grandes oscilações destas grandezas, após a ocorrência de curtos-circuitos, são indesejáveis, devido à formação de salpicagem. Após estes curtos-circuitos, as variáveis do processo devem retornar o mais rápido possível aos valores quase-estacionários de arco aberto. Os diversos processos se diferenciam em seu comportamento no acendimento, no transcurso da soldagem e no apagamento do arco [41]. Na literatura se encontram critérios para avaliar os processos de acendimento [42], nos quais se consideram o tempo de acendimento, a velocidade de crescimento da corrente, a tensão em vazio, a corrente de curto-circuito e a influência da intercalação de indutância no circuito. O tempo de acendimento é a soma do tempo de curto-circuito com o tempo necessário até que o processo alcance sua estabilidade. O número de interrupções do processo, após a reignição, até chegar-se a um novo período de estabilidade, é também considerado um critério adequado [42, 43].

As fontes transistorizadas tem tempos de reação de alguns microssegundos. A velocidade de crescimento da corrente pode ser maior do que 100 kA/s. A corrente máxima é limitada.

A estabilidade do processo é fortemente influenciada pela formação de salpicagem. Esta acontece nos picos de corrente, devidos aos curtos-circuitos, e nos reacendimentos de arco. A densidade de corrente, por efeito "Pinch", aumenta pela formação do acinturamento da gota. A unidade de potência também contribui para o aquecimento adicional da ponte de curto-circuito. Ocorre uma evaporação localizada no pico de potência do reacendimento, que também contribui para a formação de salpicagem. Tanto as fontes convencionais como as tiristorizadas não são próprias para eliminar ou reduzir o fenômeno da salpicagem. Como não é usada qualquer grandeza de controle que influencie na eliminação deste problema, estas fontes se sujeitam a valores muito desfavoráveis de corrente e potência no instante do reacendimento [40, 44].

Nas fontes convencionais, a corrente aumenta durante o estrangulamento da gota e, após o reacendimento, dependente da

indutância, a queda de corrente é relativamente lenta. Por isso, resulta um tempo demasiado longo de alta potência [45]. As fontes transistorizadas apresentam uma acentuada queda de corrente devida a sua baixa indutância. Entretanto, influenciam desfavoravelmente o processo antes e durante a fase de curto-circuito. Devido à ascensão íngreme da corrente no momento do curto-circuito, até o valor máximo delimitado, a gota sofre um forte impulso contra a poça líquida, no momento em que a toca, como consequência do efeito "Pinch" e do pico de potência. A gota, que está prestes a se transferir, sofre um repentino estrangulamento, sob máxima densidade de corrente. Apesar do pico de potência estar limitado pela característica estática, em comparação com as fontes convencionais, surgem maiores perdas por salpicagem.

As fontes transistorizadas de tensão constante e, simultaneamente, de mais rápida reação apresentam uma menor estabilidade de processo. Os valores de pico de corrente e de potência, no momento do reacendimento, que influenciam a estabilidade do processo, são bem menores com transformador com característica estática descendente. Isto é especialmente importante quando se usa CO₂ como gás de proteção [46].

3.4 - Futuros Desenvolvimentos em Prol do Controle Adaptativo da Soldagem.

Embora seja obviamente desejável que as fontes eletrônicas de soldagem continuem a ser aperfeiçoadas, é preciso sublinhar que a prioridade de desenvolvimento deve se deslocar agora no rumo da resposta metalúrgica do metal-base sob efeito de uma soldagem definida por seus parâmetros.

Como foi exposto, as atuais fontes de energia para soldagem já são capazes de conduzir perfeitamente o processo de soldagem, inclusive quando se trabalha com corrente pulsante. A maior vantagem está na precisão com que um valor prescrito é reproduzido. Inclusive os efeitos de eventuais oscilações da tensão de entrada não afetam o resultado de soldagem. O que é necessário ainda, para se obter avanços singnificativos na

soldagem, é melhorar a estratégia do processo. É preciso conhecer melhor a física do processo. Segundo Puschner [47, 48] esta tarefa não está próxima de ser realizada. Ela exigirá ainda muitos esforços, embora se preveja que, no futuro, cada vez mais, os processos de soldagem sejam automatizados por meio de controle adaptativo.

CAPÍTULO 4

SOBRE O ESFORÇO PARA RELACIONAR AS PROPRIEDADES DA SOLDA
AOS PARÂMETROS DE SOLDAGEM

Há cerca de três décadas tem sido permanente o esforço realizado por estudiosos e pesquisadores visando relacionar a geometria da solda resultante aos parâmetros de soldagem. A princípio almejava-se um esquema teórico consistente que permitisse determinar os parâmetros de soldagem para se obter uma determinada geometria de solda especificada. Hoje em dia o objetivo é mais factível: almeja-se simplificar a experimentação necessária para a determinação de algoritmos a serem utilizados no controle adaptativo dos processos de soldagem.

A primeira estratégia, também a mais invocada, consistiu em utilizar a teoria da transmissão do calor, supondo que o contorno da solda seja apenas determinado pelo deslocamento da isoterma correspondente à temperatura de fusão do material de base, considerado semi-infinito, homogêneo, sem junta, com características físicas imutáveis, portanto como se não houvesse transformações de fase (nem mesmo a fusão). Estas suposições e mais a consideração de que a fonte de calor é pontual visavam simplificar o problema que, por sua natureza, é extremamente complexo.

Esta teoria foi desenvolvida há quase meio século [49] e conhecida como teoria da fonte pontual. Com base nela, vários pesquisadores [50,51] demonstraram que a largura normalizada e adimensional da solda é proporcional ao parâmetro adimensional do procedimento. Os resultados experimentais apresentados por estes pesquisadores confirmaram relativamente bem esta proporcionalidade. Outros autores [52,53] estudaram a aplicação do modelo para chapas com espessura finita e chapas bidimensionais.

Houve pesquisadores que abandonaram a super-

simplificação da fonte pontual e passaram a moldar o arco como três fontes (duas positivas e uma negativa) pontuais [54], ou como segmento de reta (perpendicular ou axial com a direção da soldagem), ou ainda como um círculo. Recentemente, fez-se uso de modelos de elementos finitos tridimensionais [55] nos quais a malha cresce continuamente com o tempo para acomodar a transferência do material. Os modelos atuais consideram ainda as variações das propriedades dos materiais [56], que dependem da temperatura, o efeito do calor latente de fusão e as condições de contorno radioativas e convectivas. Porém, mesmo estes modelos, não levam em conta toda a complexidade do fenômeno.

Outros pesquisadores se preocuparam com os fluxos de calor e de massa no interior do arco voltaico. Estuda-se o arco voltaico como fonte de calor há mais de 50 anos [57]. Era preciso determinar a distribuição das superfícies isotérmicas dentro do arco voltaico e buscar correlações com as isoterms do material de base. Tsao [58], por exemplo, por um estudo espectrográfico de um plasma de argônio, determinou uma distribuição de isoterms que foi genericamente confirmada por outros pesquisadores, como por exemplo Seeger [59]. Segundo Tsao, em uma seção do arco voltaico TIG perpendicular ao eixo, a temperatura absoluta do plasma cai com o cubo do raio e com o inverso do quadrado da distância ao cátodo de tungstênio. Em arco constricto, o aumento da tensão e da corrente aumentavam a temperatura num certo ponto. Em arco livre, aumentando o comprimento do arco as isoterms se expandiam.

Kobayashi [60] mostrou que no processo TIG a temperatura na parte central do arco alcança 15000°K , para arco de 100 A e 6,0 mm de comprimento. A temperatura média aumenta de forma diretamente proporcional à corrente e inversamente à voltagem do arco, não sendo praticamente afetada pela vazão do gás protetor. Axialmente, ainda segundo Kobayashi, a temperatura aumenta na direção do cátodo de tungstênio e, radialmente, a temperatura decresce do eixo para as bordas, e isto é mais marcante nas proximidades do cátodo.

Okada [61] se preocupou com o fluxo gasoso e sua ação protetora do arco. Determinou as linhas de isoconcentração de

argônio e tomou, como camada limite externa da cortina de proteção, aquela em que a concentração mínima de argônio era igual a 90%. Okada verificou que a concentração da cortina gasosa aumenta com o decréscimo da vazão, com o aumento do comprimento do arco e com o aumento da corrente. Verificou ainda que no processo MIG, quando a cortina gasosa se contrai e atinge a periferia do arco, reduz-se a área limpa do cátodo e a aparência da solda se torna inaceitável.

A partir do exposto, fica claro que a geometria da solda não pode ser determinada apenas pela consideração da difusão do calor a partir de uma fonte pontual em movimento. Esta fonte tem um volume considerável. Pavelic e Tsao [62] puseram em relevo a importância da forma e tamanho do arco voltaico e da poça de fusão. A distribuição de temperatura e de concentração do gás protetor exerce influência.

Até aqui, todos os trabalhos citados se referem ao processo TIG. Portanto, não se considerou ainda a transferência da massa através do arco. A realidade é que os modelos teóricos até aqui citados não satisfazem porque não consideram toda a complexidade do fenômeno real.

Uma quantidade muito grande de trabalhos tem sido apresentados à comunidade científica internacional sem que se consiga uma teoria mais abrangente. Mills [63] estudou o fluxo líquido na poça de fusão e afirma que o mesmo é de fundamental importância para o controle da forma da solda. Haddad [64] anunciou que seus resultados experimentais referentes à distribuição da temperatura na coluna do arco não confirmaram as teorias previamente publicadas. Essers [65] mostrou evidências de que a quantidade de calor transferida nas gotas de metal fundido determina a área fundida da solda, enquanto que o impacto das mesmas na poça determina a penetração da solda. Anteriormente Schwermer et al [66], trabalhando com arco submerso, apresentavam equações que relacionavam a penetração com a estabilidade do arco, a viscosidade e a tensão superficial da poça de fusão, considerando ainda os efeitos da composição do líquido sobre estas variáveis, enquanto que Savage et al [54] indicavam que o aumento

da velocidade de soldagem, além de um limite crítico, provocava entalhes e outros defeitos na forma da solda, relacionados com a força do arco e sua distribuição.

Atualmente estuda-se também o fluxo de calor da superfície líquida da gota em direção ao eletrodo sólido [67], os mecanismos de fusão e evaporação do eletrodo, as forças que impelem partículas, vapores e gases para a poça de fusão, a forma e tamanho destas partículas e a pressão das fases líquida e gasosa [68, 69, 70]. Estudaram-se, ainda, as transferências rotativas, por aerossol, por gotejamento e por curtos-circuitos [71,72]. A passagem de um tipo de transferência para o outro dentro de um mesmo processo, com mesmo eletrodo e mesmo gás protetor, depende da corrente e da tensão. O volume das gotas transferidas, o número de curtos-circuitos e a duração destes estão mostrados nas figuras 7 e 8. Folkhard e colaboradores [73] enfatizaram o fato de que, durante o curto-circuito, não ocorre aquecimento do material de base. É tempo de resfriamento, como ocorre na corrente pulsada. Logo, a relação entre o tempo de curto-circuito e o tempo de arco aberto tem especial importância na prática de soldagem. Quando a frequência de curtos-circuitos é muito baixa, o metal de base funde mais, a penetração é maior, a largura da solda e a diluição do material de base são maiores e a fluidez da poça é também maior. Portanto, uma baixa frequência de curtos-circuitos é favorável na soldagem de chapas espessas. Ao contrário, para uma frequência elevada, o metal base funde menos, a poça é mais viscosa e o processo é mais adequado para soldagem de chapas finas, mais adequado para cobrir uma folga de junta e também mais adequado para soldagens de recobrimento com mínima diluição.

As principais forças [74] que atuam sobre uma gota pendente no eletrodo são as seguintes: (a) a força gravitacional; (b) a força de arraste devida à vazão de gás; (c) a força de origem eletromagnética; e (d) a força de retenção devida à tensão superficial. A intensidade da transferência de massa (do eletrodo à peça), as forças de impulsão e a velocidade que as gotas alcançam, a forma pela qual a transferência se processa, a influência destas formas na temperatura e viscosidade da poça de

fusão, tudo isto deveria ser investigado.

Um modelo unidimensional, que considera a geração de calor por efeito Joule no eletrodo e a perda por radiação e condução, mostrou que mínimas adições de impurezas de baixo potencial de ionização (vapor de alumínio) perturbam significativamente as propriedades elétricas do gás e causam

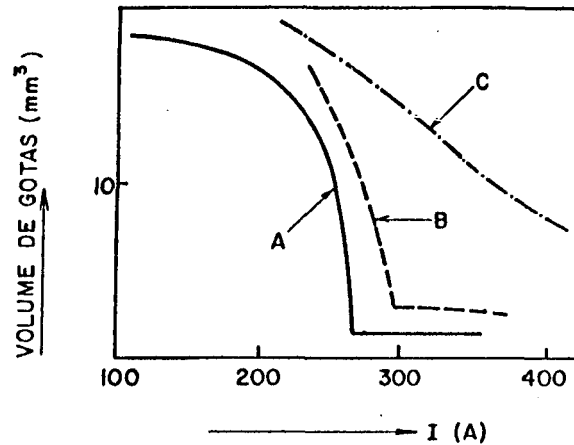


Fig. 7 - Volume das gotas transferidas para soldagem sob :
 A) argônio + 3% CO₂; B) argônio + 5%CO₂ + 5% O₂;
 C) CO₂ (d= 1,6 mm; CC+; a = 6 - 8 mm) segundo Folkhard [73].

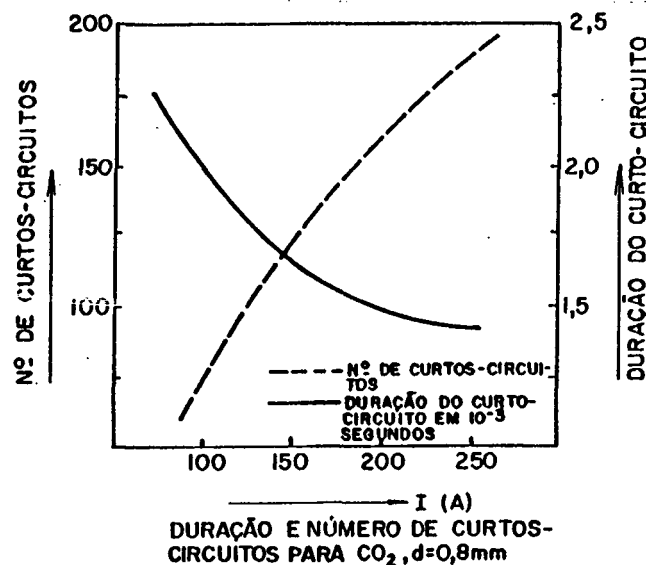


Fig. 8 - Frequência e duração dos curtos-circuitos (CO₂; d = 0,8 mm) segundo Folkhard [73].

grandes mudanças na distribuição radial de temperatura do arco, afetando inclusive a penetração [75].

Bugaradt e Hieple [76] mostraram que, dependendo do traço de elementos, como enxofre, no material base, idênticas mudanças nos parâmetros de soldagem podem ter efeitos contrários na forma da solda. Elementos ativos na tensão superficial podem alterá-la a ponto de dirigir as correntes de convecção em sentido oposto e, com isto, alteram significativamente a relação entre a largura e a penetração da solda.

Tamãha complexidade leva os pesquisadores a buscarem equações empíricas que tenham pelo menos uma validade restrita a certo grupo de materiais soldados em certas condições definidas. Abre-se mão da generalidade das equações e da interpretação física dos fenômenos em prol da necessidade de se dispor de algoritmos para a determinação de parâmetros de soldagem e para a construção de equipamentos automáticos.

Salter e Doherty [77] sumarizaram os resultados dos trabalhos realizados no Departamento de Soldagem a Arco do The Welding Institute (Inglaterra) visando tornar mais racional a seleção de procedimentos para a soldagem a arco mecanizada. A idéia chave do trabalho está na delimitação de domínios de tolerância em relação à corrente, à tensão e à velocidade de soldagem. Utilizando a técnica de análise de variância e a técnica da regressão linear a múltiplas variáveis, os referidos pesquisadores estabeleceram equações para predizer a geometria da solda. A penetração, por exemplo, seria dada por uma equação da forma

$$\log p = \sum_0^n A_i \cdot \log (x_i) \quad [2]$$

sendo $x_0 = e$ (base dos logaritmos neperianos) e os logaritmos sendo naturais. As variáveis consideradas foram: a corrente, a tensão, a velocidade de soldagem e o diâmetro do eletrodo. A folga não foi considerada uma variável relevante por não se tratar de soldagem de chapas finas.

Pertti [78] determinou experimentalmente os domínios de tolerância para soldagem MIG de filete na posição horizontal, considerando como variáveis a velocidade de alimentação do arame,

a velocidade de soldagem e a tensão do arco e mantendo as demais variáveis constantes. (Aço de médio carbono de 10 mm de espessura).

Atualmente alguns pesquisadores tem proposto técnicas de definição de parâmetros e demais condições de soldagem que são apoiadas por computador. Exemplos recentes são os apresentados por Dorn e Majumder [79] e por Buchmayr [80]. Tais "softwares" não substituem o técnico em soldagem, servem apenas de apoio em suas decisões.

Já em 1977, mesmo sem considerar a influência de diferentes folgas de junta, era posta em questão a determinação de parâmetros de soldagem para chapas finas ($e < 2$ mm) [16]. Os dados publicados em revistas especializadas mostravam grandes diferenças entre si, especialmente quanto à velocidade de soldagem. Esta diferença era menor para a soldagem sob CO₂. Colocava-se também em questão se a soldagem sob CO₂ seria mesmo mais econômica [81].

Recentemente, alguns pesquisadores [82,83,84] retomaram a idéia dos domínios de tolerância, porém aplicadas a chapas finas e tomando também a folga da junta como variável fundamental.

CAPÍTULO 5

ESTADO ATUAL DA TECNOLOGIA DA AUTOMAÇÃO DA SOLDAGEM

O estudo da bibliografia especializada mostra que o desenvolvimento tecnológico na área da soldagem é mais acentuado nas soldagens MIG/MAG e TIG, visando principalmente a automação destes processos. Assim, pode-se reconhecer pelo menos três áreas em que se concentram estes esforços:

- 1 - controle dos parâmetros de soldagem.
- 2 - rastreamento da junta a soldar.
- 3 - controle adaptativo dos parâmetros de soldagem.

5.1 - Controle dos parâmetros de soldagem.

Com o objetivo de controlar os parâmetros elétricos de soldagem e, através deles, controlar melhor a transferência de material de adição do eletrodo à poça de fusão, ocorreu, nos últimos anos, um grande desenvolvimento das fontes de energia utilizadas em soldagem. Além da característica estática e da forma de onda da saída sob regime permanente, tem sido objeto de atenção também a resposta dinâmica das mesmas, tanto para uma rápida mudança no sinal de comando (sinal de referência) como para uma rápida mudança na corrente ou tensão de saída [85]. Com isto, continua-se a aperfeiçoar os sistemas de soldagem no sentido de controlar absolutamente os parâmetros de soldagem. Resultou daí que as fontes de energia, com suas rapidíssimas respostas, podem se autocontrolar em função das ocorrências do próprio sistema de soldagem: ou seja, a poça de fusão/arco voltaico. Um exemplo é o controle sinérgico das fontes de corrente pulsada para soldagem MIG que, há vários anos, se encontram no mercado. Resultou deste desenvolvimento que a soldagem se faz com maiores tolerâncias, o que aumenta a possibilidade de automação. A soldagem com corrente

pulsada pode ser utilizada também para arco sob CO₂ com fonte transistorizada [86].

5.2 - Rastreamento da Junta a Soldar.

Outra área na qual o esforço de desenvolvimento se concentra é o rastreamento da junta a soldar. Trata-se aqui de conseguir que uma pistola de soldagem seja capaz de se mover sobre a linha de centro da junta, mantendo sempre a mesma altura da tomada de corrente, para qualquer forma de percurso.

Para realizar este objetivo, três formas têm sido testadas com sucesso. A primeira consiste em fornecer o caminho da junta em forma de modelo matemático para um computador, que opera o robô condutor da pistola. Outra maneira testada é dotar o robô de visão artificial. Assim, ou um operador maneja o robô por controle remoto ou um sistema de análise de brilho da imagem deve reconhecer a junta e promover o rastreamento. Uma última forma consiste em dotar a pistola de um sensor capaz de reconhecer a forma da junta e a posição atual. Estas duas últimas formas caracterizam um verdadeiro rastreamento da junta.

5.2.1 - Programação da Trajetória da Pistola de Soldagem.

Somente há bem poucos anos se tem realmente lidado com o objetivo da integração da soldagem na "Computer Integrated Manufacture" (CIM), porque a soldagem não era considerada acessível à automação, pela sua complexidade e diversidade. As metas atuais para o uso de tais sistemas integrados são as soldagens de deposição, como o enchimento de juntas com múltiplos passes e o recobrimento de superfícies. Parece claro que uma importante área de desenvolvimento será uma acurada programação de intersecções de dutos em 3D, onde o contorno tem forma complexa ou irregular [87]. Isto facilitará a condução automática de uma pistola de soldagem confiada a um sistema CAD. A visão em 2D conduz a problemas de estimação de distâncias, embora se possam utilizar estereogramas para a visualização do espaço pela

discriminação verde/vermelho. De qualquer forma sempre se terá situações onde os sensores óticos serão indispensáveis para um "feedback" capaz de refinar o caminho. Uma outra etapa, ainda não realizada, mas que será necessária para a implementação com sucesso da soldagem no CIM, é a introdução de um outro estágio que geraria os parâmetros ótimos de soldagem via um sistema especializado [87, 88].

A ênfase das pesquisas atuais tem estado na programação do caminho da pistola de soldagem. Três diferentes métodos para a programação "off line" são identificados [89]:

(a) programação alfanumérica em um computador, similar à programação manual de robôs;

(b) suporte gráfico para o método (a) por meio de um pequeno sistema CAD, onde a "linha de centro da ferramenta" representa a pistola de soldagem e suas coordenadas e ângulos são transferidos do sistema CAD para o método (a);

(c) simulação gráfica e programação do caminho completo da pistola, comandada por robô, em um sistema CAD/CAM.

leto

Recentemente Drews e colaboradores [90] desenvolveram em Aachen, Alemanha, um sistema complexo, formado por dois robôs de soldagem, um sistema sensor ótico e um computador mestre (supervisor), interfaceado com um sistema CAD/CAP/CAM e com os sistemas de soldagem e periféricos. As vantagens de sistemas flexíveis que utilizam informações de um sistema CAD/CAM são explicitadas por Drews [91].

Atualmente, a tendência tem sido produzir robôs para condições que exigem pistolas de soldagem mais pesadas, para trabalhos numa maior gama de características, maiores velocidades de avanço e com mais alternativas de configurações de montagem [92]. Procura-se dotar os robôs de servos-sistemas, que garantam um tempo mais curto de posicionamento e mais precisão no caminho pré-traçado. Sistemas de detecção de posição absoluta eliminam a necessidade de recalibrar a posição zero após um desligamento da energia.

5.2 - Desenvolvimento da Visão Artificial.

Há cinco anos Chin et al [93] estudaram o campo de temperaturas formado pela operação de soldagem por meio de termografia. Para isto utilizaram uma câmara de luz infravermelha. Concluíram que seria possível levar o controle do processo a níveis mais elevados com a ajuda do processamento de imagens.

Atualmente a visão artificial, tanto por controle remoto [94] como por processamento de imagens, tem sido bastante testada em soldagem. Richardson [95] descreve uma soldagem TIG de componentes aeroespaciais, com uma visão à distância da poça de fusão, que permite a operação por controle remoto. Begin [96] realizou soldagens de enchimento em vários passes com rastreamento da junta, tendo obtido uma resolução de 0,05 mm para um campo de visão de 20 mm.

Recentemente Fikey e colaboradores [97,98] documentaram uma experiência bem complexa realizada no Canadá. Dois protótipos de sistema de robôs para reparos "in loco" de danos de cavitação em pás de turbinas hidráulicas foram projetados com unidade de programação simples e portátil. Foram usadas extensivamente as capacidades de autoprogramação a partir de sinais provenientes de sensores óticos, tanto para goivagem e esmerilhamento como para soldagem, permitindo também a troca automática de ferramentas. Os protótipos operam atualmente (1988) nos centros de pesquisa da Hydro Québec e Ontário Hydro. Não foram divulgados detalhes sobre a sugerida autoprogramação dos parâmetros de soldagem (que no caso é mais simples por se tratar de operação de enchimento em chapa espessa).

Gordon [99] e outros desenvolveram, também recentemente, um sistema de monitoração remota que permitia levar à distância a visão superior da poça de fusão. Trata-se de um controle remoto, manual ou automático, de uma soldagem TIG. O sistema utiliza fibra ótica para transmitir imagens de uma lente receptora para uma pequena câmara de TV de circuito fechado. A câmara converte a imagem em um sinal eletrônico, o qual é remetido a um gravador de "videotape" e a um monitor. Os objetivos deste sistema são: o

treinamento de soldadores, a visão da penetração da junta, a observação de soldagens visualmente inacessíveis, o rastreamento de junta e o ajustamento de parâmetros de soldagem. A imagem é recolhida na direção do eixo da pistola de soldagem por meio de um espelho colocado dentro da pistola. O sistema ótico pode ser colocado também no verso da chapa, para detectar a condição de penetração total. O robô que conduz o sistema ótico é comandado à distância.

Experiências realizadas no The Welding Institute [100] com o propósito de examinar o potencial dos sistemas de visão na soldagem automática de junta, a múltiplos passes, mostraram que o potencial dos sensores é limitado não pela habilidade do sistema sensor, mas pela capacidade do robô em utilizar a informação. Tanto a detecção dos limites do cordão de base como a sua largura foram detectadas com precisão suficiente, tanto sob iluminação adicional como sob iluminação do próprio arco de soldagem.

Outros pesquisadores [101, 102] indicam que os atuais e futuros esforços de desenvolvimento devem se concentrar no refinamento do "feedback" sensorial para o fechamento do laço de controle ("loop") em torno do processo de soldagem pelo sensoriamento, não apenas da junta não soldada — à frente do arco voltaico de soldagem — mas também da geometria do cordão solidificado atrás dele (figura 9). Isto permitirá inspecionar o cordão durante a soldagem para possibilitar correções de distúrbios causados por outras variações, além daquelas devidas à geometria da junta. Agapakis [103, 104] apresenta detalhes das técnicas de visão para uso na determinação da geometria da solda e detecção de uma variedade de falhas em superfície da mesma. A figura 9 mostra o esquema básico de um tal sistema adaptativo.

5.2.3 - Uso de sensores especiais.

Embora vários tipos diferentes de sensores mecânicos e magnéticos tenham sido utilizados para rastrear a junta de soldagem, são os sensores óticos e o próprio arco voltaico (empregado como sensor) os que têm tido mais sucesso.

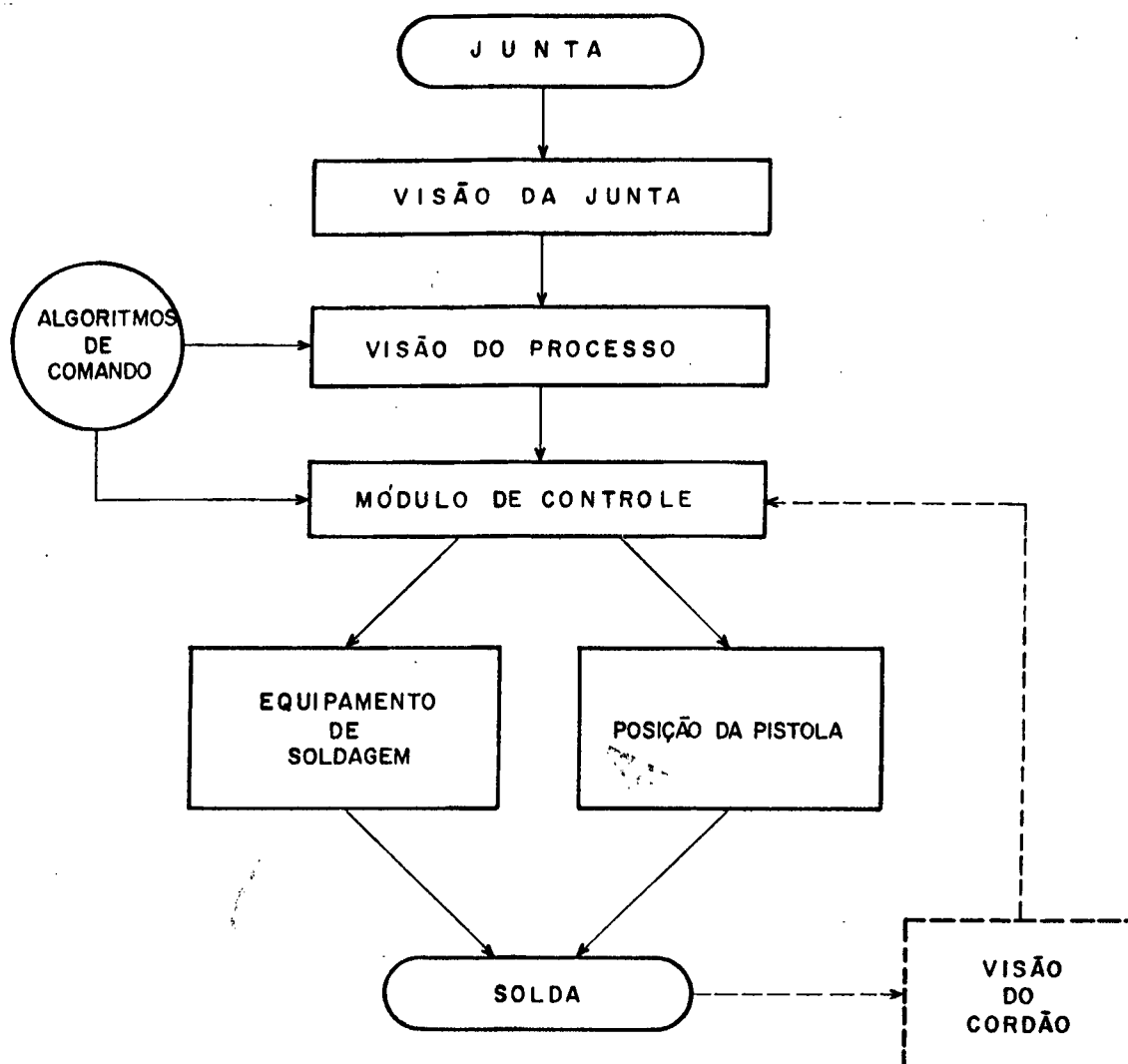


Fig. 9 - Arquitetura de um sistema adaptativo de soldagem segundo a referência 98.

Vários trabalhos [105,106,107,108] nos quais se faz o rastreamento da junta tem sido apresentados em encontros internacionais.

O próprio arco voltaico tem sido utilizado como sensor para determinar a distância entre o metal-base e o extremo do arame eletrodo. Cook et al [109] usaram esta técnica com sucesso para controlar soldagens com costura (oscilações laterais) em enchimento de junta-V por arco submerso.

O controle "pelo arco" ("through-the-arc control"),

para centrar a posição do arco, também tem sido usado em soldagem de junta estreita ("narrow gap welding") e permitiu alcançar uma precisão de 0,3 mm pelo controle da tensão do arco [110, 111].

5.3 - Controle Adaptativo.

Mais do que simplesmente estabilizar os parâmetros de soldagem e/ou seguir a junta, o controle adaptativo exige, pelo menos, a medida da geometria da junta para permitir uma adaptação dos parâmetros de soldagem a ela.

Mais simples que os passes de penetração são os passes de enchimento. Por isso é sobre juntas de enchimento que se tem desenvolvido técnicas de soldagem automática com controle adaptativo. Baxter et al [112], trabalhando com corrente pulsada e juntas de enchimento, descrevem um sistema em que a soldagem é controlada em tempo real. Os algoritmos usados visam a estabilidade da poça de fusão em diferentes posições de soldagem. Os autores mostram que a estabilidade da poça de fusão depende muito das variações geométricas da junta de soldagem. Isto significa haver necessidade de monitorar estas variáveis geométricas. Verbeek [113] enfrentou os mesmos problemas ao rastrear juntas em soldagens de múltiplos passes monitorando a geometria do passe precedente.

Conforme Agapakis e colaboradores [114]:

a efetiva automação da soldagem é mais complicada do que a fixação de uma pistola de soldagem a um manipulador mecânico (robô) e simplesmente providenciar meios para que a mesma siga um caminho previamente memorizado. Especificamente, o potencial de imprecisões na fixação requer alguma capacidade para locar as partes a soldar e para ensinar o caminho ao robô antes do início da soldagem. Este processo é comumente designado como etapa de preparação. Além disso, as variações dimensionais ao longo da junta, as tolerâncias na preparação dos bordos e as distorções térmicas durante o processo exigem correções em tempo real do caminho pré-assimilado. Este processo é comumente designado rastreamento da junta. Embora meios mecânicos, eletromecânicos e magnéticos tenham sido utilizados, é a visão artificial que mais se

adequa a esta necessidade de ajuste local.

A simples correção do percurso durante a soldagem não é, por si, suficiente para uma genuína automação. As condições iniciais de soldagem (voltagem, velocidade de alimentação, a velocidade de soldagem, posição da pistola, etc.) também necessitam ser corrigidas para compensar as variações na geometria da junta (incluindo o volume de enchimento, abertura de raiz e preparação dos bordos). Finalmente, a própria seleção do processo e a inspeção após a soldagem serão automatizadas no futuro.

Segundo Agapakis e colaboradores [114], a visão artificial está em franco desenvolvimento e permite:

a) medir a geometria de juntas a soldar para materiais com espessuras desde 1,6 mm até 19 mm (1/16 a 3/4 in).

b) detectar e medir as características geométricas de um passe de soldagem previamente depositado numa junta de enchimento.

c) determinar a posição relativa da pistola de soldagem no espaço de costura e controlar a voltagem e a velocidade de alimentação do arame.

Drews e colaboradores [83] enfrentaram a tarefa de alcançar um controle adaptativo trabalhando com chapas finas. Estabeleceram uma estratégia para a determinação de algoritmos para a adaptação dos parâmetros de soldagem à atual geometria da junta em chapas de 2,0 mm de espessura. Segundo esta estratégia, o primeiro passo é a determinação do volume livre de defeitos, num espaço de quatro dimensões, definido pela corrente, pela tensão, pela velocidade de soldagem e pela própria folga da junta. Realizar a soldagem de chapas finas sob controle adaptativo implica em problemas novos, porque os limites de tolerância são bem mais estreitos.

Monitorando o resultado do processo de soldagem se obtém um nível ainda mais alto de controle. Por isso, tem-se procurado medir especialmente a largura da solda e a penetração.

A automação e a robotização de muitos processos de soldagem exigiu o desenvolvimento de uma gama de sistemas de

rastreamento da poça de fusão. Embora tenham sido incorporados aos equipamentos sensores mecânicos, magnéticos, de feixe de elétrons, de sinais de vídeo, etc, nenhum deles é capaz de permitir uma medida de penetração [115].

Há 11 anos a Mannesmann [116] patenteou um sistema rastreador de junta para soldagens de enchimento, baseado no uso de cabecotes de ultrassom colocados um pouco à frente da pistola de soldagem. Recentemente, Siores et al [117] descreveram um novo sistema, embora similar, que estaria no estágio de desenvolvimento pré-comercial, capaz de não apenas rastrear a junta, mas de medir a penetração resultante, em tempo real, permitindo assim a retroalimentação do processo.

Stroud [118, 119], trabalhando com chapa espessa, tem pesquisado, há muitos anos, a medida direta da penetração pela técnica do ultra-som em tempo real. Sua técnica, no entanto, não se aplica a chapas finas, nas quais o tamanho da folga da junta é variável e de fundamental importância.

Nomura [120] propõe um controle da largura da raiz da solda, em passe de penetração total a arco submerso, pelo uso de uma placa de cobre no verso da placa-base com uma camada de fluxo interposta. A voltagem entre as duas placas é monitorada e é tomada como sinal para o controle da corrente.

Salter [121] desenvolveu recentemente um método para detectar a existência de penetração completa, mesmo sem acesso ao verso da chapa, pela análise das oscilações da poça de fusão. Segundo este autor, se a poça for excitada por uma adequada frequência da corrente, oscilará com uma frequência própria que depende de seu tamanho e da penetração. Ao estabelecer-se a penetração completa, a frequência da poça dá um salto, analogamente ao que ocorre com a frequência de um tubo de órgão quando passa de aberto a fechado. Um sistema simples e robusto teria sido construído para a soldagem TIG, baseado em um sensor óptico para medir a oscilação da poça e estaria em testes [121].

Midalle e Goh [122] discutiram o desenvolvimento de um sistema adaptativo de robô de soldagem a arco e a associação de sistemas especializados para a seleção do procedimento de soldagem

e sua otimização. O sistema apresentado é capaz de adquirir dados de soldagem para promover a otimização do procedimento com base na experiência de fabricação. Segundo os autores, o sistema, em desenvolvimento na Loughborough University, prevê uma célula equipada com sensores para uma inspeção prévia da junta, um sensoramento da penetração durante a soldagem e uma inspeção da forma do cordão após a soldagem. O artigo não dá detalhes referentes aos algoritmos utilizados ou de sua fundamentação técnica ou teórica.

Muitos pesquisadores tem tentado alcançar um controle adaptativo mais avançado monitorando a geometria da poça de fusão, sob o arco. Para isto desenvolveram o chamado sistema de visão coaxial, do qual a patente requerida por Richardson [123] em 1985 é um exemplo. Richardson monitorou a largura da poça de fusão em soldagem TIG de chapas de aço inoxidável de 1,5 mm de espessura, conseguindo um controle da penetração completa da junta [124, 125]. A mesma idéia foi testada mais tarde para o processo MIG, pelo mesmo autor, que concluiu pela viabilidade de alcance de um nível mais alto de controle pela monitoração coaxial, tanto da poça de fusão como da folga da junta [126]. Ressalta-se aqui que se trata de uma soldagem bem mais crítica, por tratar-se de chapas finas, sujeitas às distorções térmicas características do aço inoxidável.

Segundo Dornfeld [127, 128], Raugwala [129] e Hinton [130] e seus respectivos colaboradores, o potencial de desenvolvimento dos processos adaptativos é muito bom e passa por quatro pontos críticos:

- (a) aprofundamento dos conhecimentos básicos dos processos de soldagem;
- (b) monitoração do processo via sensores;
- (c) elaboração de algoritmos para o eficiente procedimento de dados no sistema de controle adaptativo;
- (d) desenvolvimento de "hardware"

Há manifestações otimistas entre os pesquisadores. Alguns descrevem estes sistemas em desenvolvimento como capazes de reduzir a distância que há entre o robô qualificado mas

dos

inexperiente em soldagem e um soldador humano habilidoso, porque aquele pode apoderar-se da experiência deste [131].

Há, no entanto, pesquisadores que se colocam mais realisticamente diante do problema. Por exemplo, como Fuchs [132] evidencia no texto traduzido a seguir:

"No campo da tecnologia da soldagem existe uma grande quantidade de áreas isoladas de conhecimento, cuja totalidade não está ainda bem estruturada. Isto permite apenas uma abstração parcial do conteúdo da soldagem em forma de teoria, que ordena fatos isolados num grande contexto e representa os fundamentos mais gerais. Na determinação dos parâmetros de soldagem é característico o procedimento heurístico. O conhecimento não é facilmente estruturável e formalizável devido a sua complexidade. O saber não pode ser adquirido por meio de treinamento curto e sistemático, mas sim por meio de demorados testes preliminares e reações ante situações análogas ou pouco diferenciadas. Substituir um especialista em soldagem por um computador significa, também, tornar disponível, dentro do sistema físico, a possibilidade de combinar uma diversidade de conhecimentos, examinar pequenos indícios e formular hipóteses vagas".

Com estas palavras, Fuchs reconhece que, atualmente, este tipo de sistema de controle por computador só pode ser parcialmente realizado, porque a máquina não pode ter o "insight" característico do especialista em soldagem.

Para estruturar um sistema completo, capaz de automatizar a soldagem, é preciso ainda muito trabalho na formulação de hipóteses de validade mais ampla.

CAPÍTULO 6

ANÁLISE DOS GRAUS DE AUTOMACÃO

6.1 - Introdução.

Apesar do grande número de publicações sobre a automação da soldagem, a falta de uma análise profunda sobre este tema e sobre o significado preciso dos termos comumente empregados tem causado desentendimentos. Por isto, convém aqui criar uma linguagem clara para orientar o trabalho que se segue.

A American Welding Society [133], estabelece que "o termo automação em fabricação significa que algumas ou todas as funções ou providências necessárias à operação são executadas automaticamente por meio de dispositivos mecânicos ou eletrônicos". Ora, de acordo com esta definição qualquer sistema de soldagem estaria na categoria automação, o que a torna inútil. É necessária uma revisão crítica das definições usuais [103, 134, 135].

6.2 - Definições e Conceituações Básicas.

A automação da soldagem é, sem dúvida, um tipo específico de automação da fabricação que tem por objetivo automatizar um grupo de operações de soldagem. Este é um grupo de operações necessárias à produção da solda e para fazer frente aos problemas causados por ela [136, 137]. Este grupo de operações promove e controla um complexo processo de soldagem. Todos os elementos que participam deste processo e suas complexas interrelações constituem o sistema de soldagem.

6.2.1 - Definição de Sistema de Soldagem.

Trata-se de um sistema físico onde se desenvolve um

processo essencialmente metalúrgico (ver fig. 10).

Na entrada do sistema de soldagem estão os elementos a unir, devidamente preparados e posicionados, de modo a caracterizar fisicamente a junta de soldagem.

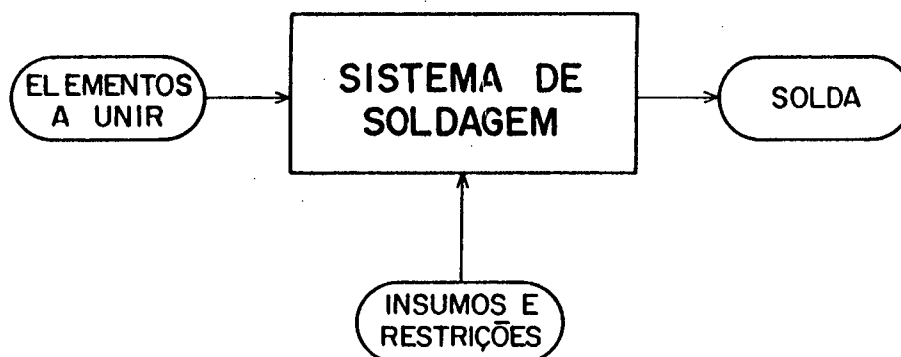


Fig. 10 - O sistema de soldagem.

Na saída deste sistema está a solda e sua ZAC (zona afetada pelo calor), caracterizadas por suas propriedades físicas e químicas e se constituindo na região de união entre os elementos soldados.

Para desencadear e manter o processo de soldagem é necessário, ainda, o provimento dos insumos e restrições. Os insumos são a energia, o material de adição e materiais suplementares, providos em condições adequadas, conforme um conjunto de regras denominadas de restrições.

6.2.2 - Definição do Sistema Soldador.

Trata-se do sistema homem-máquina, que desencadeia e comanda o processo de soldagem, provendo-o de insumos e restrições. Este sistema é composto pelo homem soldador e seus equipamentos e dispositivos necessários ao comando e controle do sistema de soldagem. À entrada deste sistema estão todos os insumos necessários à soldagem, os quais são preparados e administrados no sistema de soldagem conforme um programa pré-existente. Assim, o homem-soldador deve seguir um programa que lhe foi dado ou ensinado e deve ser capaz de comandar e controlar

o processo (fig. 11).

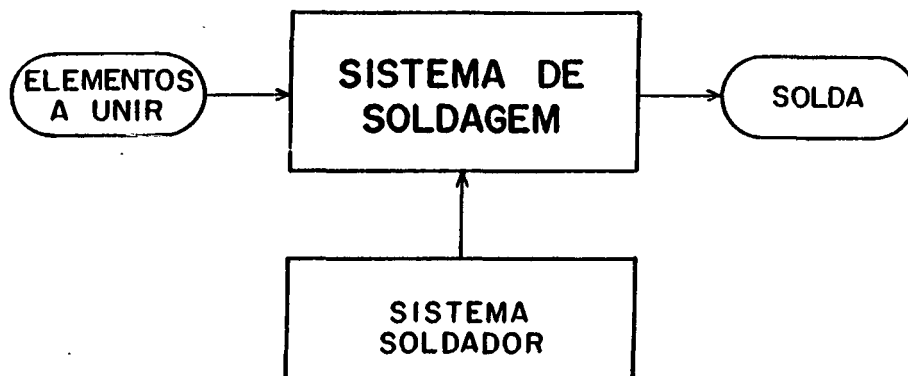


Fig. 11 - Os sistemas de soldagem e soldador, acoplados.

6.2.3 - Automação e Mecanização.

Já que o objetivo da automação é substituir o homem-soldador ou parte de suas funções por uma máquina, poder-se-á clarear os conceitos aí envolvidos por meio de uma análise das ações do soldador. Esta análise mostra que o desempenho de uma soldagem manual é genericamente associada com três funções básicas [138].

a) Função Física — que requer a energia muscular do soldador e qualquer espécie de potência para executar a operação. Por exemplo: fundir o material de base, alimentar a poça de fusão com material de adição, mover o eletrodo ao longo da junta, etc..

b) Função Programação — que requer a organização das ações do soldador em um programa. Este é executado sob as condições normais (geometria da junta uniforme, por exemplo). Exemplos desta função: selecionar os parâmetros de soldagem, a posição do eletrodo, a sequência de soldagem, etc..

c) Função Controle — que requer a supervisão e a necessária correção do programa estabelecido para adaptar o processo a condições anormais (variações na geometria da junta, na posição do eletrodo, etc).

Contrastando com as funções físicas, a programação e o controle podem ser designados como funções inteligentes porque

requerem a aplicação da inteligência humana.

Quando uma máquina substitui apenas a função física, pode se chamar o processo de "soldagem mecanizada". Quando, no entanto, uma ou mais funções inteligentes são substituídas, aí sim, tem-se uma "soldagem automática". No primeiro caso, o processo ou o resultado da substituição se chama mecanização, no segundo caso, automação.

6.3 - Os Subsistemas do Sistema Soldador.

Os processos desenvolvidos pelo sistema soldador são aqueles definidos como funções próprias do soldador. Assim, o deslocamento de peças, a justaposição das partes a soldar e a fixação dos bordos não são operações de soldagem mas sim operações preparatórias à soldagem. As operações de soldagem são as que se incluem nos subsistemas que se seguem.

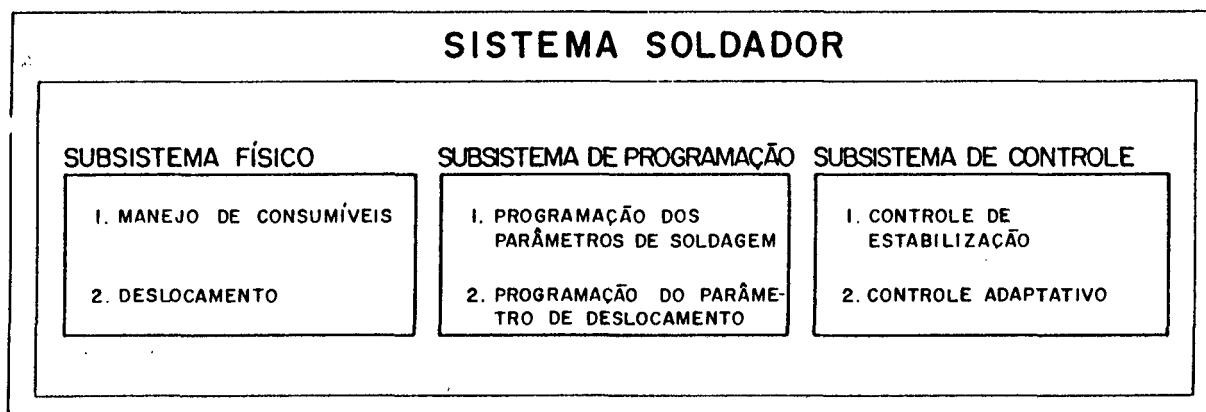


Fig. 12 - Estrutura do sistema soldador.

6.3.1 - Subsistema Físico.

Engloba os processos que requerem o esforço físico do soldador. Pode-se identificar, ainda, dois grupos de operações dentro deste subsistema: manejo dos consumíveis de soldagem e operações de deslocamento.

1. Manejo dos consumíveis de soldagem.

O objetivo aqui é um eficiente suprimento de insumos à zona de soldagem. Este subgrupo está associado a operações que se incumbem de:

a) fornecimento de consumíveis: metal de adição, energia elétrica, gás de proteção, etc.;

b) apoio ao fornecimento de consumíveis: busca melhorar a eficiência no fornecimento de consumíveis, por exemplo, pela geração de voltagem de alta frequência para a ignição do arco, ou pulsação para melhorar a transferência do metal de adição;

c) reabastecimento de consumíveis: o objetivo é manter o sistema abastecido para a continuação da operação. Ex.: arco submerso - fluxo de recobrimento; no MIG/MAG - garrafas de gás, limpeza do bico da pistola, etc..

2) Operações de deslocamento.

Visam manter um movimento relativo da ferramenta de soldagem (porta-eletrodo, pistola, etc) ao longo do caminho da junta de soldagem. Deslocamentos transversais à junta (oscilação) recaem neste mesmo grupo de operações. Alguns processos de soldagem (fricção, resistência e outros) não têm qualquer ferramenta de soldagem nem caminho de junta.

Segundo Malin [136], poder-se-ia ainda pensar num grupo de operações referentes à troca de processo. Estas, no entanto, são associadas com a automação flexível. Somente são requeridas quando uma variedade de juntas soldadas são produzidas. O objetivo é substituir consumíveis de soldagem, ferramentas, acessórios e mesmo equipamentos para obter as variações requeridas no produto. Aqui se deixa de considerá-las, para simplificar este trabalho.

6.3.2 - Subsistema de Programação.

O subsistema de programação está associado com funções inteligentes. O objetivo é desenvolver e executar um programa de instruções para selecionar e estabelecer as variáveis de soldagem. Sob condições normais (nenhuma flutuação dos parâmetros de

soldagem, da localização da junta ou da geometria da mesma), as instruções programadas não requerem a verificação dos resultados, isto é, a retroalimentação das atuais variáveis de soldagem.

De acordo com esta divisão, existem dois subgrupos de operação de programação.

1) Operações de programação de soldagem.

Os objetivos são desenvolver e executar um programa de instruções a serem seguidas nas operações físicas e selecionar e quantificar os parâmetros de soldagem.

As operações de programação dos parâmetros de soldagem podem ser subdivididas em programação para transientes e programação para o estado estacionário. Esta divisão reflete o fato de que, em geral, há duas áreas básicas a serem cobertas com parâmetros diferentes de soldagem, descritas a seguir.

a) A área transiente, na qual o balanço térmico ainda não está estabelecido (início e fim de cordões de solda) ou é modificado abruptamente ou continuamente (devido à mudança na espessura da chapa, ou à mudança na direção ou na posição de soldagem). As áreas transientes são relativamente curtas e requerem uma sequência programada própria, com mudanças gradativas, em tempo real, na magnitude dos parâmetros de soldagem. O enchimento de cratera é também uma área transiente.

b) A área estacionária, na qual há um balanço térmico quase estacionário. Tipicamente, exceto nas zonas de início e término da soldagem, a maior parte da solda é feita sob estas condições, desde que a espessura da placa e a geometria da junta não mudem.

2) Operações de programação dos parâmetros de deslocamento.

O objetivo é desenvolver e executar um programa de instruções para selecionar e estabelecer parâmetros de deslocamento. Quando executadas manualmente, estas operações requerem do soldador que estabeleça mentalmente, como instruções, a trajetória do arco (referente a pontos da junta de soldagem), a altura da tomada de corrente e a orientação espacial da

ferramenta de soldagem e, então, realize estas instruções durante a soldagem. Para isto, há cinco parâmetros de deslocamento requeridos para definir a posição e a orientação da ferramenta de soldagem em relação àquela trajetória: axial (x), lateral (y), zenital (z), angular axial (φ_x) angular lateral (φ_y).

Existem vários tipos de programa usados para automatizar as operações de programação de deslocamento.

a) Modelo analógico de contato — no qual o programa é consubstanciado na forma de um trilho, de modo que a necessária informação sobre a posição da ferramenta de soldagem esteja codificada no perfil geométrico do modelo. O perfil pode ser a própria junta, ou um modelo icônico da mesma. O programa é conduzido pelo contato entre o modelo e um cursor.

b) Programa analógico sem contato — tem a forma de uma linha, que é perseguida por um sensor fotoelétrico. Os movimentos deste último são transformados em movimentos correspondentes da ferramenta de soldagem por um dispositivo elétrico.

c) Programa digital — trata-se do uso de cartões perfurados, fitas magnéticas, etc. Eles contêm informações numéricas codificadas sobre a magnitude dos parâmetros de deslocamento que são transformados em movimentos da pistola de soldagem por dispositivos de controle numérico, inclusive robôs.

O conhecido método pelo qual um robô desloca a ferramenta de soldagem com arco apagado, seguindo o caminho da junta a soldar para memorizar o percurso e, posteriormente, durante a soldagem, repeti-lo, não é um processo de rastreamento da junta pois, no tempo real de soldagem, a pistola segue cegamente o programa e não a junta. O método pelo qual o programa foi obtido não altera o fato, tanto que a junta poderá mover-se durante a soldagem sem que isto seja percebido pelo programa.

6.3.3 - Subsistema de Controle.

Há controle quando um subsistema monitora alguma variável e a submete a uma comparação com os valores prescritos no programa. A diferença apurada alimenta um comando que atua

num sentido inteligente, visando o objetivo do programa (fig. 13). A função de controle está associada à função inteligente.

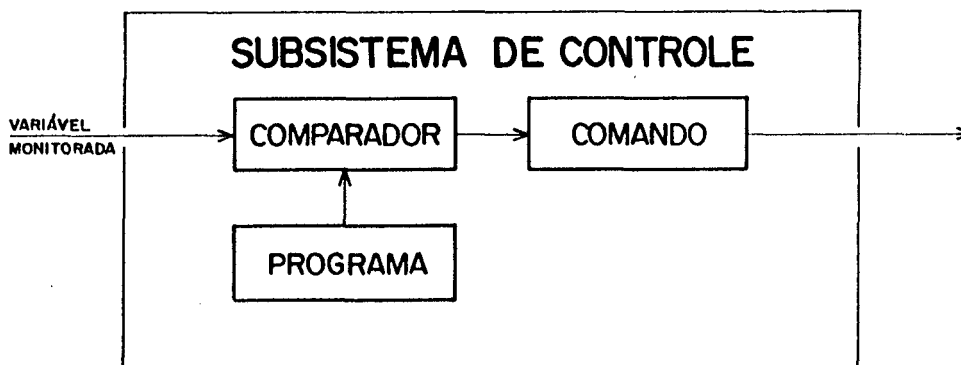


Fig. 13 - Estrutura do subsistema de controle.

Existem vários tipos de controle e vários graus de inteligência de controle. Por exemplo, o sistema soldador pode se controlar a si próprio. Neste caso, variáveis de sua própria saída podem ser monitoradas, comparadas com os valores prescritos pelo programa e uma correção pode ser comandada. Neste caso, trata-se de autocontrole — o mais baixo nível de controle — pois o sistema é cego para os processos que se desenvolvem no seu meio. Por outro lado, o sistema pode monitorar não a si mesmo, mas ao sistema que ele opera. Na figura 14 pode-se ver que, neste caso, há ainda duas possibilidades: (1) monitoração das variáveis de entrada do sistema objeto de controle e (2) monitoração de variável de saída. Em ambos os casos, tem-se um controle adaptativo, também chamado de "loop-aberto", já que as variáveis prescritas são modificadas (o programa se altera) para adaptar o processo às contingências do meio. O último tipo de controle é o mais efetivo porque se baseia na monitoração de resultados.

As operações de controle estão associadas com a função inteligente de controle por parte do soldador. O objetivo é detectar desvios do processo de soldagem em relação ao programa de instruções e adotar ações corretivas. Na prática, as operações de controle são necessárias somente sob condições anormais (flutuações de soldagem e condições operacionais). Se são detectadas anormalidades, o soldador pode responder de dois

modos: eliminar a flutuação ou desviar-se do modo instruído.

De acordo com o modo de ação do soldador a operação de controle pode ser subdividida em dois subgrupos: estabilização ou adaptação. O primeiro caso corresponde à simples eliminação de flutuação. O segundo caso corresponde a desviar-se do programa básico. Ambos os subgrupos são similares quanto à estrutura das operações de controle envolvidos e incluem captura de dados, processamento de dados e operações de correção. Entretanto, estes subgrupos diferem quanto aos dados que são coletados, quanto à forma como são processados e quanto à ação corretiva.

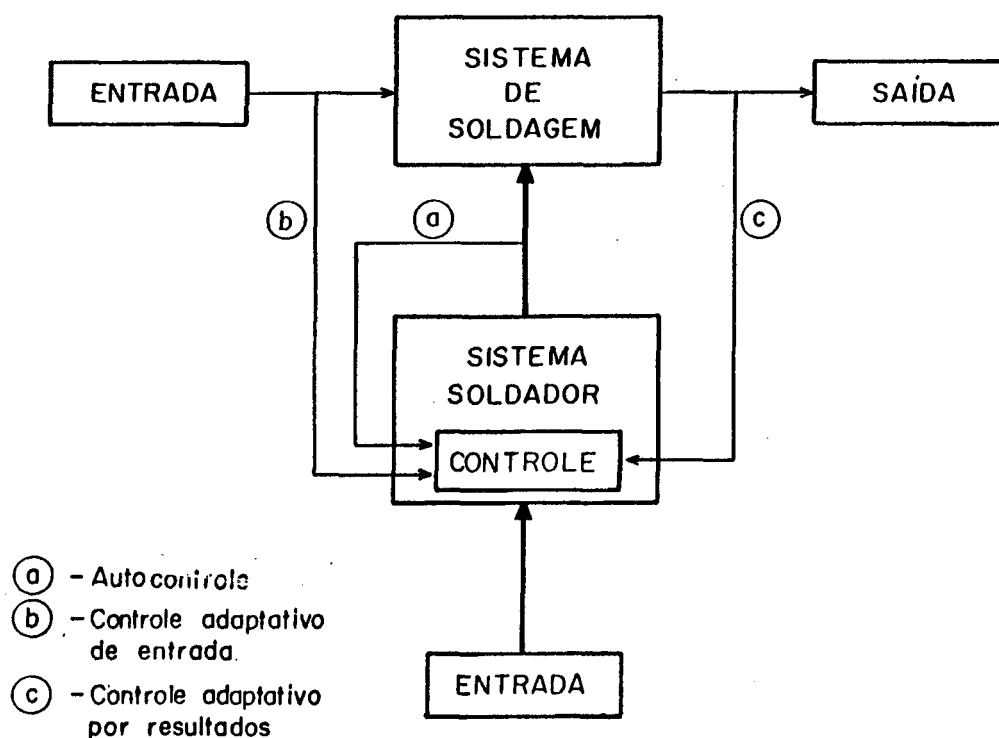


Fig. 14 - Tipos de controle.

6.4 - Categorização das Variáveis Monitoradas.

O principal objetivo da captura de dados de controle é recolher informações atuais acerca do processo de soldagem. Estas informações são obtidas por meio de sensores especiais. A categorização desta informação é importante para o entendimento

do conceito de processo de soldagem. Há quatro tipos de variáveis usadas para o controle do processo (TABELA 2) [138].

TABELA 2 -Categorização das variáveis monitoradas.

Nível	Tipo	Diretamente		Exemplos
		Contro- lado	Moni- torado	
1	Parâ- metros	N	S	I,U,V(*),V _e , vazão de gás, forma de onda, velocidades em X,Y,Z e em ϕ_x e ϕ_y
2	Constan- tes e variá- veis.	N	S	d, tensão da rede, composição da chapa.
		N	S	Geometria da junta, caracterís- ticas do ambiente e estruturais.
3	Variáveis interve- nientes	N	S	Temperatura, velocidade de res- friamento, distorções mecânicas, emissão térmica, luminosa e acústica, etc.
4	Geometria	N	S/N	p, b e r da solda e da ZAC Microestrutura, teor de hidrogê- nio, defeitos. Resistência, tenacidade, susce- tibilidade, fissuras.
	Sanidade	N	N	
	Proprie- dades	N	N	

Legenda: S=sim; N=não; Nota: (*)→pode ser referenciado como parâmetro de deslocamento.

1) Parâmetros de soldagem — fornecem informações de primeiro nível (o mais baixo), para caracterizar o estado da operação física (intensidade de alimentação de insumos e movimentos da pistola de soldagem). A característica distinguível dos parâmetros de soldagem é que sua variação em tempo real pode ser diretamente monitorada e controlada.

2) Constantes e variáveis de soldagem: fornecem informações de segundo nível para caracterizar as condições de operação (especificam o processo de soldagem, a junta e o meio ambiente). A principal característica das constantes e variáveis de soldagem é que durante a soldagem elas são (ou se supõe que sejam) constantes. Uma constante se torna uma variável de soldagem quando sua variação em tempo real é monitorada para fins de

controle. Entretanto nenhuma delas pode ser diretamente controlada.

3) Variáveis dos processos intervenientes (de entremeio, coparticipantes): fornecem informações do terceiro nível, para caracterizar física, química e metalurgicamente os processos que se desenvolvem na zona de soldagem como resultado de operação de soldagem. A maioria destas variáveis podem ser monitoradas em tempo real, entretanto elas apenas podem ser controladas indiretamente através dos parâmetros de soldagem.

4) Variáveis da qualidade da solda: fornecem as informações de quarto nível, para caracterizar a geometria, integridade e propriedades da solda resultante. No presente estado da tecnologia, algumas variáveis da solda podem ser diretamente monitoradas, para fins de controle do processo (largura da solda e reforço, por exemplo), embora, tipicamente, a grande maioria (especialmente as propriedades da solda) não permitam a monitoração direta. As variáveis da solda podem ser indiretamente controladas através das variáveis do primeiro (mais baixo) nível.

As categorias de variáveis aqui descritas não foram arbitrariamente agrupadas, mas refletem diferentes níveis de qualificação de um soldador. De fato, o primeiro nível permite apenas soldar conforme as instruções pré-estabelecidas. Um soldador com mais alta qualificação é capaz de manejar diferentes condições operacionais (junta, folga, espessura da placa, material de base, etc). Um soldador ainda mais experiente pode explorar os movimentos da poça de fusão e as mudanças das condições térmicas na área da solda. No mais alto nível de qualificação, o soldador busca influir sobre a geometria da solda, sobre suas propriedades e ainda sobre a ZAC.

De acordo com isto, e para facilitar a discussão mais adiante, far-se-á referência às variáveis (e constantes) do segundo nível e dos níveis superiores, como variáveis avançadas e níveis avançados de informação.

A monitoração das variáveis do nível 2 permite um controle adaptativo pela entrada do processo de soldagem. Já a monitoração das variáveis do 3o. e 4o. níveis permite o controle

adaptativo a partir dos resultados do processo de soldagem.

A monitoração das variáveis do primeiro nível permitem apenas o controle rígido do processo de soldagem. Este tipo de controle visa restabelecer os parâmetros de soldagem nos valores prescritos. Trata-se de um modo não otimizado de controle (de estabilização).

6.5 - Operações de Processamento de Dados.

O objetivo do controle de estabilização (não-otimizado) é comparar a informação atual do processo com as instruções pré-estabelecidas, para determinar os desvios. Existem dois modos de processamento da informação obtida: o não-otimizado e o otimizado.

No modo não-otimizado, a magnitude em tempo real da variável controlada é comparada com o valor pré-estabelecido (com seu campo de tolerância - critério) para que se determine a diferença que deve ser corrigida de modo a restabelecer o valor prescrito.

Os dispositivos de rastreamento da junta são geralmente apresentados como controle adaptativo. Entretanto, é óbvio que a inteligência de um sistema típico como estes é limitada — ele mantém o parâmetro de deslocamento lateral dentro do campo pré-estabelecido. Em outras palavras, mantém a posição do eletrodo sobre a linha de centro da junta, indiferente às mudanças encontradas na geometria da junta. Se tais alterações provocassem uma mudança inteligente da posição do eletrodo objetivando melhorar o processo, então sim, ter-se-ia um controle adaptativo. Os sistemas que mantêm a altura da tomada de corrente em relação à placa-base ou mantêm um ângulo de ataque da pistola, quando o percurso de soldagem é curvo, são também meros processos corretivos, não otimizados. Não devem ser confundidos com controle adaptativo.

Segundo Malin [138], as definições e interpretações do termo "controle adaptativo" aplicado a processos de soldagem são especialmente abusivas na literatura, e variam desde definições

baseadas em "descrição intuitiva" até aquelas tomadas por empréstimo da teoria geral dos controles aplicados a campos estranhos à soldagem. Malin propõe que se considere como controle adaptativo em soldagem aos processos de controle nos quais: (a) além dos parâmetros de soldagem, algumas ou todas as variáveis da operação, dos processos intervenientes ou da qualidade final da solda são monitorados; (b) a informação obtida é processada e as ações corretivas são tomadas no modo otimizado e (c) as variáveis controladas são alteradas para satisfazer o critério de otimização.

A definição proposta permite enquadrar como adaptativos muitos controles inteligentes, tais como os descritos por Arata [139] e De Vicent et alli [7]. Estes são capazes de otimizar parâmetros de soldagem com base na monitoração de variáveis da operação (respectivamente secção da junta e folga). Ela inclui também os sistemas que operam com base na monitoração dos processos intervenientes ou da qualidade da solda. Ao mesmo tempo, a definição exclui da categoria adaptativa os sistemas com limitada inteligência e habilidade, tais como os dispositivos de estabilização, que objetivam o rastreamento da junta, não importando quão sofisticados eles sejam.

A definição proposta evidencia uma diferença qualitativa entre o controle adaptativo e controles de estabilização, os quais só poderão ser importantes, em última análise, como coadjuvantes dos primeiros. Segundo Malin [138], muito poucos sistemas inteligentes satisfazem a esta definição atualmente.

CAPÍTULO 7

PLANEJAMENTO E ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

7.1 - A Colocação do Problema.

Conforme exposto no capítulo 2, a soldagem com arame-eletrodo consumível protegida por gases, devido às suas múltiplas possibilidades, vem sendo cada vez mais usada. Ao lado do desenvolvimento de materiais de adição e misturas gasosas mais apropriadas, contribui para isto, em grande medida, a melhoria das fontes de energia. Suas características estáticas e dinâmicas tornam-se adaptáveis às exigências próprias de cada técnica de trabalho — "curtos-circuitos", arco—"spray" ou corrente-pulsada. Pela utilização de tiristores e transistores, os modernos equipamentos de soldagem se tornam bastante simplificados e, ao mesmo tempo, tornam-se especialmente adequados à automação adaptativa.

A automação é o caminho preferencial para a racionalização da produção por soldagem, com o objetivo de aumentar a produtividade e a garantia de qualidade. Mas os atuais equipamentos comerciais de soldagem automática são apenas capazes de seguir um programa pré-fixado. Um programa governa os parâmetros de soldagem, o posicionamento da pistola e outras funções secundárias. Entretanto, tal equipamento só garante um funcionamento livre de perturbações se todos os fatores que influenciam no processo forem mantidos constantes. Este requisito é satisfeito, na prática, com poucas exceções, apenas por meio de técnicas dispendiosas [14].

Só se poderá esperar uma melhoria significativa se os equipamentos de soldagem puderem detectar e medir as perturbações que surjam durante o processo e controlá-lo por meio de uma estratégia adequada.

A especificação de um procedimento de soldagem em laboratório é realizada normalmente com dispêndio de muito trabalho e recursos. Além disto, sabe-se que a produção de uma solda de alta qualidade permite apenas desvios muito pequenos do conjunto de parâmetros, correlacionados com as condições da junta a soldar. Especialmente para chapas finas, a influência das perturbações provenientes da preparação incorreta dos bordos e das deformações térmicas da peça a soldar é muito difícil de eliminar. Para minimizar a dispendiosa preparação e, ao mesmo tempo, maximizar a qualidade da solda, tenta-se dotar as máquinas de soldagem da capacidade de se adaptarem automaticamente a imprevistos.

Atualmente realiza-se um esforço para automatizar o processo de soldagem por meio de computador. O objetivo, utópico, seria construir uma máquina que pudesse, ela própria, preparar a especificação do procedimento, (a escolha dos parâmetros) e realizar a solda. Esta máquina seria capaz ainda de um autocontrole adaptativo e não apenas do posicionamento dinâmico da pistola de soldagem. Assim, a técnica de soldagem se tornaria independente, tanto dos conhecimentos técnicos, como das capacidades do soldador. Para alcançar este objetivo, muito trabalho de pesquisa neste campo deve ser ainda realizado. Nesta direção são importantes cinco passos:

- 1- desenvolvimento de melhores fontes de energia controláveis por computador;

- 2- desenvolvimento de sistema-sensor que detecte a geometria da junta e que permita seguir sua direção;

- 3- geração de programas de computação que, após a determinação dos dados geométricos da junta, determinem, em alta velocidade, um adequado procedimento de soldagem (entendida aqui como a completa escolha dos parâmetros de soldagem) ;

- 4- desenvolvimento de sistema-sensor para a determinação da geometria da solda (largura, reforço e penetração) ;

- 5- desenvolvimento de programas de computação que, após a determinação da geometria da solda, refaçam a especificação do procedimento de soldagem, se necessário, e ainda no menor tempo

possível.

O primeiro passo já foi superado em diferentes laboratórios.

Quanto ao desenvolvimento de sensores óticos, alguns laboratórios, como o Abteilung für Prozeßsteuerung in der Schweißtechnik, da Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, tem tido resultados promissores. O atual interesse pela conquista sideral permite antever, para os próximos dez anos, um grande esforço de desenvolvimento no campo dos sensores, o que terá repercussão positiva na soldagem a arco voltaico.

Entretanto, devido ao grande número de variáveis influentes na soldagem a arco, os três últimos passos são difíceis. Os passos 4 e 5 implicam num controle adaptativo de nível ainda mais alto. Também aqui a técnica dos sensores óticos oferece uma decisiva contribuição à solução do problema pela determinação da geometria da solda.

Um controle adaptativo dos parâmetros de soldagem pressupõe, antes de tudo, uma apropriada estratégia de retroalimentação, um modelo de cálculo e uma combinação físico-matemática das informações provenientes do sensor com o processo de soldagem. A solução desta questão está associada com muito esforço e alta tecnologia. Algumas tentativas neste sentido já são conhecidas, como, por exemplo, através da observação da poça de fusão. No entanto, encontram-se ainda no estágio de laboratório [75].

No campo da soldagem a arco voltaico, a prática tem demonstrado [82] que concentrar o desenvolvimento de sistemas de sensores e controles nas tolerâncias geométricas da junta, de modo a obter informações e comparações seguras, já significa um progresso na técnica da automação e pode ajudar muito na disseminação do robô industrial de soldagem [140].

Restringindo assim o âmbito do problema, pode-se, num primeiro momento, reduzir a apenas dois grupos as necessárias funções de controle pelo uso de sensores apropriados [141] :

(a) localização da junta de soldagem e uma exata condução da pistola, guiada pelo sensor, pela linha de centro da

junta (controle de estabilização);

(b) determinação da geometria da junta, através do sensor, e determinação dos parâmetros adequados de soldagem (controle adaptativo).

Num segundo momento dever-se-á tentar elevar o nível do controle adaptativo pela monitoração da geometria da solda resultante. O primeiro passo para isto será o estabelecimento de algoritmos que liguem os dados geométricos da solda aos parâmetros de soldagem.

O controle adaptativo do processo de soldagem abrirá, no futuro, múltiplas possibilidades novas. Por exemplo, as exigências relativas à preparação dos bordos de soldagem serão muito menores do que atualmente.

7.2 - A Questão da Tolerância na Preparação das Juntas, na Geometria da Solda e nos Parâmetros de Soldagem.

Na produção por soldagem, especialmente na fabricação de carrocerias, surgem, já na operação de corte, diferentes tolerâncias nas medidas externas dos retalhos das chapas. A estas se adicionam, ainda, as imprecisões no posicionamento para a soldagem das mesmas, inclusive na operação de ponteamento, bem como as tolerâncias inerentes aos equipamentos dos atuais robôs industriais. As tolerâncias daí resultantes acarretam problemas na soldagem posterior destas chapas. Como a redução destas tolerâncias implica em altos custos, o atual esforço se concentra na adaptação dos parâmetros de soldagem a cada condição de soldagem.

Os sensores indutivos e óticos tornam possível a contínua aquisição dos dados geométricos da solda e da junta. Os parâmetros de soldagem otimizados estariam dados por um algoritmo que forneceria os parâmetros apropriados à soldagem em função dos dados geométricos da junta, apurados através dos sensores. Para a determinação destes algoritmos, como também destes conjuntos ótimos de parâmetros, são necessários experimentos penosos e abrangentes. Por isso, é também objetivo deste trabalho propor

alternativas para reduzir os custos e os tempos desta tarefa.

Para automatizar a soldagem a arco voltaico com eletrodos consumíveis, no primeiro nível adaptativo, é preciso resolver dois problemas essenciais:

a) comando de posição — comando e controle do movimento relativo entre o extremo do eletrodo (origem do arco voltaico) e a peça a soldar (controle estabilizador de parâmetros de deslocamento);

b) comando do arco voltaico — comando e controle do processo de soldagem em função da forma da junta, das medidas geométricas e de suas variações (controle adaptativo de parâmetros de soldagem).

O objetivo da estratégia de comando e controle é estabelecer um adequado arco voltaico, dotado de movimentos que assegurem um processo estável e econômico e que produza uma solda de qualidade.

A adequação dos parâmetros de soldagem (Fig. 15) à situação instantânea da junta é um problema especial, porque sua geometria tem uma decisiva influência sobre a forma da solda resultante. A medida das grandezas geométricas da junta é requisito indispensável para o controle do arco em função da junta a soldar (Fig. 16).

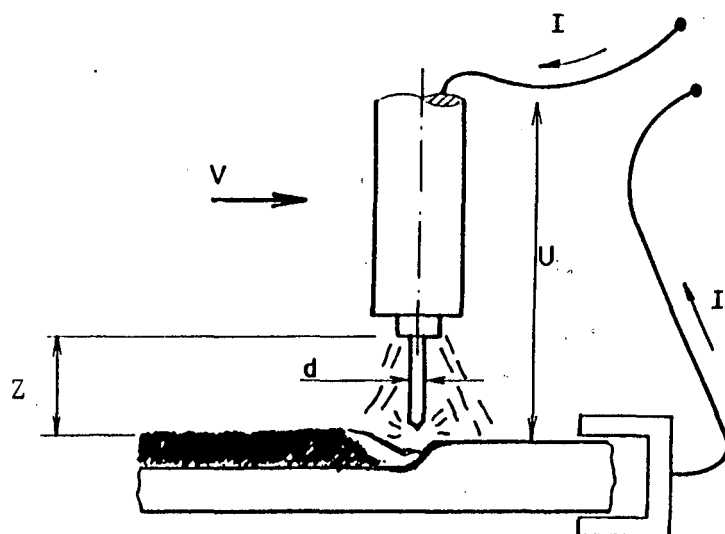


Fig. 15 - Parâmetros de soldagem a considerar na definição do campo livre de defeitos.

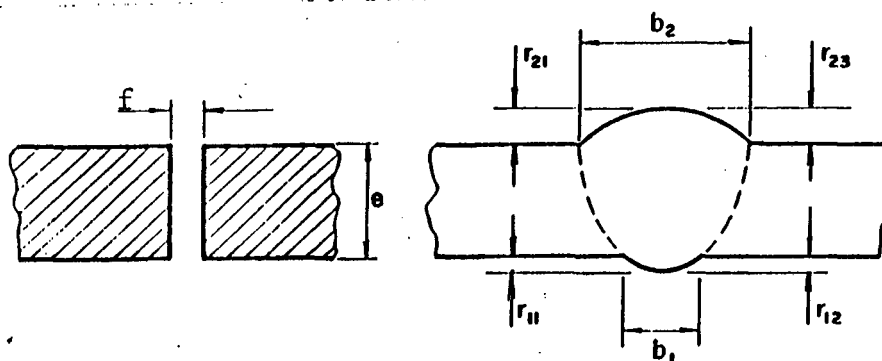


Fig. 16 - Variáveis geométricas da junta e da solda.

A geometria instantânea da junta a soldar resulta tanto das imprecisões na preparação da mesma, em função do caminho seguido pelo arco voltaico e do tempo, como também das deformações térmicas. As imprecisões na preparação prévia da junta decorrem tanto da operação de corte como da fixação das partes a soldar.

A medida da geometria instantânea da junta é pré-requisito para a decisão sobre quais parâmetros de soldagem aplicar. As relações lógicas entre geometria da junta, dados de soldagem e geometria da solda devem, por isto, ser imediatamente estabelecidas e desenvolvidas para viabilizarem a soldagem automática adaptativa.

Atualmente se prefere utilizar sensores óticos para a medida instantânea da geometria da junta em soldagem automática a arco voltaico [82]. Este meio é ainda considerado dispendioso e suscetível a perturbações. Para chapas finas, no entanto, onde a deformação térmica durante o processo tem importante papel, não se dispõe de nenhuma outra solução que permita realizar uma adequação sistemática entre a geometria da junta e os parâmetros de soldagem.

Deste modo, deve-se determinar as complexas interrelações entre os parâmetros de soldagem, para cada geometria possível de junta, e as características da solda resultante. Para que a automação seja adaptativa é também necessário desenvolver uma estratégia de tolerâncias. Na dependência dos desvios dos

dados de soldagem e da forma da solda, resultarão tolerâncias para os parâmetros do processo em função das tolerâncias da solda. Esta dependência não foi devidamente quantificada até hoje [82, 142], sendo, pois, um dos objetivos propostos para este trabalho. As tolerâncias para os parâmetros de soldagem, como diferença entre valores máximos e mínimos, resultarão como desvios permitidos dos valores nominais, que ainda mantém a solda dentro de suas melhores condições.

7.3 - Objetivos e Metas do Trabalho.

Na soldagem automática de chapas finas existem duas possíveis fontes de erro que exigem correção da posição da pistola de soldagem (função estabilizadora):

- a) uma variação da altura do tubo de contato (fig. 17.1);
- b) falta de alinhamento entre o eixo do arame-eletrodo com o eixo longitudinal da junta (fig. 17.2).

Duas outras fontes de erro exigem correção dos parâmetros de soldagem (função adaptativa):

- a) uma variação na folga da junta (fig. 17.3);
- b) falta de alinhamento entre as partes das chapas a soldar (fig. 17.4).

Um sistema adaptativo precisa ser capaz de realizar ambas as correções para prosseguir a soldagem ou, se a correção não for possível, interrompê-la.

Para corrigir a influência das quatro fontes de erro, as grandezas mencionadas devem ser medidas com a ajuda de sensores. Então, tem-se como pré-requisitos uma aquisição precisa dos valores atuais da posição da pistola de soldagem em relação à peça-obra e uma aquisição da geometria da junta por meio de sensores.

Enquanto os dois primeiros erros podem ser eliminados com uma correção de posição, os dois outros são bem mais difíceis de corrigir porque as grandezas influentes no processo de soldagem interagem entre si de modo complexo.

O presente trabalho conduz à determinação de algoritmos que evitam defeitos na solda decorrentes de variações na folga de juntas em I, durante o processo de soldagem. Inicialmente, a distância do tubo de contato até a peça é mantida constante. Se houver vantagem significativa, ou se não for possível evitar defeitos na solda resultante mantendo constante esta distância, então ela será também tomada como critério na determinação do algoritmo.

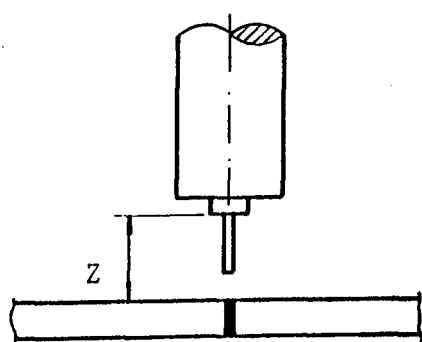


Fig. 17.1

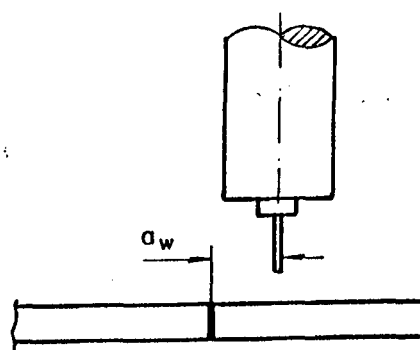


Fig. 17.2

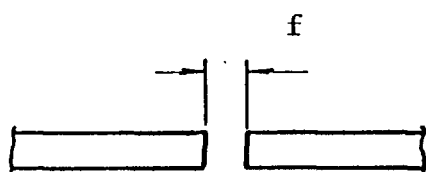


Fig. 17.3

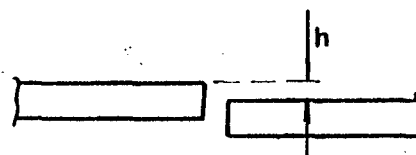


Fig. 17.4

Fig. 17 - Fontes de erro: 1 - variação na altura do tubo de contato; 2 - deslocamento do eixo do eletrodo em relação à junta; 3 - variação da folga da junta; 4 - falta de alinhamento das chapas a soldar.

Portanto, investiga-se a influência de diferentes conjuntos de parâmetros de soldagem sobre a solda resultante, em soldagem automática de chapas finas, com diferentes folgas da junta. Para isto será preciso realizar experimentos com chapas de uma dada espessura, com arame-eletrodo de composição e diâmetros

dados, bem como com a utilização de fonte de energia controlável por computador. Por meio destas experiências determinam-se os parâmetros de soldagem — corrente, tensão, velocidade de arame, velocidade de soldagem — em função da folga da junta. A qualidade do processo resultante é avaliada com base em critérios tais como estabilidade do arco voltaico, surgimento de defeitos, adequada penetração e geometria da solda. Com os resultados obtidos, elabora-se uma estratégia de controle para os parâmetros de soldagem sob variação da folga da junta.

As variáveis que influenciam a soldagem são aqui subdivididas em três categorias:

(a) as que são mantidas constantes durante todos os experimentos;

(b) as que serão mantidas constantes durante um grupo de experimentos; e

(c) as que variam em cada grupo de experimentos.

As variáveis da primeira categoria são:

1. diâmetro do arame-eletrodo (0,8 mm);
2. composição básica do arame (ASME ER70S6);
3. vazão de gás (14 l/min);
4. material de base (aço-carbono St37--SAE 1015);
5. posição de soldagem (plana);
6. tipo de junta (I - topo);

As variáveis da segunda categoria são:

1. espessura da chapa (2,0 mm e 1,6 mm);
2. gás de proteção (CO₂ e CO₂ + Ar);
3. distância da tomada de corrente (8, 10 e 12 mm);
4. condições de dissipação térmica (alta e baixa dissipação).

As variáveis da terceira categoria são:

1. tensão (de 15 a 22 volts);
2. folga da junta (até 2,0 mm);
3. corrente (de 80 até 180 A);
4. velocidade de soldagem (de 20 até 80 cm/min).

As variáveis da segunda categoria caracterizam cada grupo de experimentos. Foram realizados cerca de 150 experimentos

por grupo (tabela 3).

TABELA 3: Grupos de Experimentos.

Grupo	Dissipação térmica	Gás de proteção	Espessura (mm)	Tubo de contato Distância (mm)
1	alta	CO2	2,0	12,0
2	alta	Ar+18%CO2	2,0	10,0
3	baixa	Ar+18%CO2	2,0	10,0
4	baixa	Ar+18%CO2	1,6	10,0
5	alta	Ar+18%CO2	2,0	8,0 - 12,0
6	baixa	Ar+18%CO2	2,0	8,0 - 12,0

7.4 - Estratégia de Abordagem.

O pequeno desenvolvimento dos sistemas de controle do processo de soldagem, em comparação com outros processos mecanizados, deve-se à complexidade da soldagem, que é influenciada por uma multiplicidade de fatores.

Uma importante questão a ser considerada neste tipo de trabalho é o desenvolvimento de uma estratégia que permita determinar conjuntos de parâmetros de soldagem para o processo MIG/ MAG, sem que seja necessário recorrer a séries de demorados experimentos. Até hoje são utilizadas três abordagens.

a) A primeira possibilidade consiste simplesmente em retirar de tabelas os parâmetros de soldagem que tenham resultado em soldas aceitáveis. Estas tabelas permitem reduzir o esforço na fase de estudos de novas tarefas de soldagem mas, como base de um sistema adaptativo, elas ocupariam um grande espaço de memória (no caso deste estudo pelo menos 10 kbytes) e gerariam difíceis problemas de interpolação, uma vez que os valores reais não coincidem com aqueles de entrada da tabela.

b) A segunda possibilidade técnica consiste na determinação de funções matemáticas que descrevam, do modo mais preciso possível, cada fenômeno físico de soldagem e tentem estabelecer relações significativas entre os processos e as características das soldas resultantes. Infelizmente este método é insuficiente se houver numerosos tipos de variáveis e/ou elas forem descontínuas,

como neste estudo.

c) Uma terceira possibilidade, e esta será aqui desenvolvida, é procurar funções matemáticas para a determinação dos limites relativos aos critérios de aceitação, do processo de soldagem. Assim, um sistema adaptativo de controle do processo pode conduzi-lo sempre dentro do campo de aceitabilidade.

Para poder realizar a terceira possibilidade é preciso encontrar um sistema de algoritmos do tipo:

$$F(I, V, U, d, Z, f, e) = 0 \quad [3]$$

para um determinado aço, um material de adição e um correspondente gás de proteção. I, V, U e Z são os parâmetros de soldagem, conforme mostra a figura 15; f, d e e são a folga da junta, diâmetro do arame e espessura da chapa.

Este sistema de funções matemáticas define um domínio livre de defeitos. Para encontrar a relação entre os parâmetros geométricos da solda (ver fig. 16) ou reduzir a influência de perturbações do arco voltaico é necessário realizar experiências dentro do referido domínio.

O primeiro passo é, portanto, delimitar o domínio livre de defeitos mediante critérios bem definidos. Então, é preciso explicitar as exigências de qualidade da solda. Para isto as considerações a seguir são suficientes.

a) Evitar defeitos grosseiros.

- Instabilidade do arco voltaico;
- Irregularidade na transferência de metal de adição;
- Formação de furos na solda (vazamento); e
- Solda de forma irregular.

Em primeira instância, os defeitos grosseiros serão evitados por simples inspeção visual.

b) Atenção às exigências da Norma DIN.

Estas exigências estão definidas na norma DIN 8563, parte 3.

- Reforço da solda $r_2 < 1 + 0,05.b_2$
- Concavidade não permitida
- Desalinhamento das chapas $h < 0,10 . e$

- Falta de penetração lateral ou entalhe... não permitidos
- Poros visíveis..... não permitidos
- Inclusões visíveis de escória não permitidos
- Excesso na raiz $r_1 < 1 + 0,10 \cdot b_1$
- Recaida de raiz não permitida
- Falta de penetração não permitida
- Entalhe de raiz não permitida
- Falta de penetração em face no verso.... não permitida
- Salpicagem aceitável em pequena quantidade e quando encontrada apenas sobre a solda

c) Critérios adicionais, que resultam da precisão das das
medidas: $r_1 < 0,10$; $r_2 < 0,10$ mm; $b_1 > f + 0,20$ mm

O principal resultado deste estudo é um conjunto de fronteiras, como se observa nas figuras 18 e 19. As duas figuras representam, juntas, um sistema coordenado tridimensional. Caso se considere também a folga da junta como uma variável independente, tem-se um sistema coordenado de 4 dimensões, que não pode ser representado graficamente.

A figura 20 mostra um corpo tridimensional (corrente, velocidade de soldagem, folga). Fora deste domínio, representado pelo volume do corpo, deve-se contar com um defeito de soldagem, com 100% de probabilidade. Dentro daquele domínio, reduz-se drasticamente a probabilidade de surgirem defeitos de soldagem a medida que se avança na direção da linha MM. Sobre esta linha a probabilidade de surgirem defeitos é suficientemente pequena. Um bom sistema de controle deve, portanto, manter o processo sobre a linha MM.

A meta deste trabalho compreende a representação matemática de um tal volume de 4 dimensões, correspondente às variações de I, U, V e f. Torna-se necessário ainda adicionar a variável Z, transformando o volume para 5 dimensões.

De posse dos dados experimentais torna-se viável um desenvolvimento teórico visando um controle adaptativo de mais alto grau do processo de soldagem.

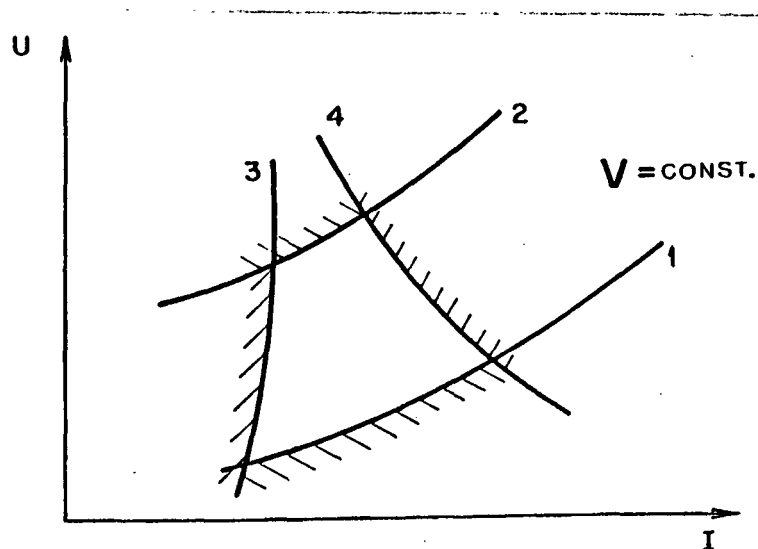


Fig. 18 - Exemplo de delimitação do domínio livre de defeitos. Curvas 1, 2 e 3: instabilidade do arco voltaico. Curva 4: efeito de achatamento da poça de fusão.

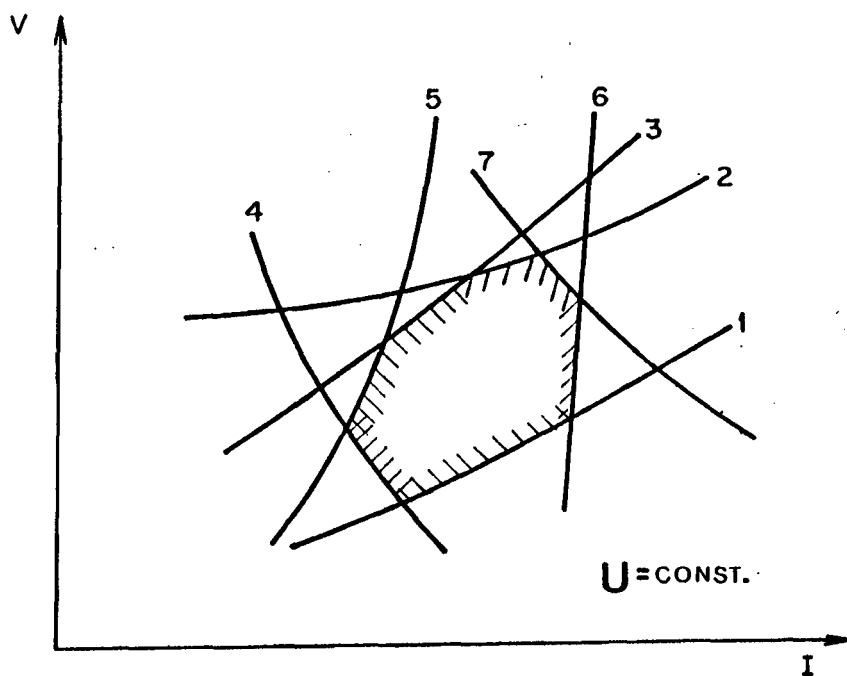


Fig. 19 - Exemplo de delimitação do domínio livre de defeitos. Curva 1: excesso de reforço; curva 2: irregularidade do cordão; curva 3: falta de material de adição; curva 4: porosidade; curva 5: falta de penetração no verso; curva 6: perfuração; curva 7: entalhes laterais.

7.5 - Adequação.

O conteúdo do trabalho proposto se insere no campo do processo de soldagem MIG/MAG. O objetivo imediato é produzir algoritmos que descrevam a formação de defeitos em função dos parâmetros de soldagem para, deste modo, poder descrever matematicamente as alterações que devem ser produzidas no conjunto de parâmetros, sempre que necessário, para manter a qualidade da solda. Assim o processo de soldagem poderá ser automatizado por meio de um microcomputador.

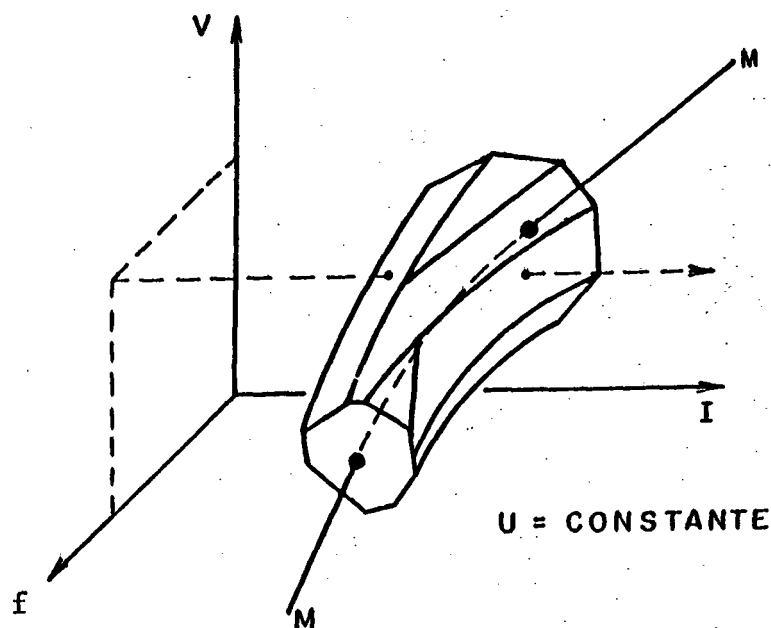


Fig. 20 - Representação tridimensional de um domínio livre de defeitos.

O objetivo de longo prazo é construir uma máquina, de modo que ela própria possa elaborar um plano de soldagem e conduzir sozinha a operação. A máquina seria ainda capaz de um autocontrole adaptativo, inclusive capaz de um autoposicionamento dinâmico da pistola de soldagem. Assim a técnica de soldagem se tornaria independente dos conhecimentos técnicos e da habilidade do operador. A máquina de soldagem seria um robô inteligente.

Assim, este trabalho contribui com a automação do processo de soldagem e se insere nas linhas de pesquisa existentes no Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina [143]. O objetivo é a descrição matemática dos campos de ocorrência de defeitos e a criação de modelos que permitam a interpretação dos fenômenos que governam a ocorrência dos mesmos. Este objetivo é relevante para a tecnologia da soldagem, independentemente da automação. No entanto, a automação adaptativa é uma exigência atual de mercado no campo das chapas finas.

CAPÍTULO 8

METODOLOGIA PARA O TRATAMENTO DOS DADOS.

No âmbito deste trabalho, devido aos numerosos dados experimentais, adota-se o método da correlação empírica das funções. Estas funções são aproximações no sentido das condições mínimas de Gauss. Assim, é possível encontrar funções empíricas simples como soluções aproximadas.

Deve-se observar que:

(a) tais funções empíricas não são genericamente válidas, a não ser no interior do campo abrangido pelos dados experimentais. O cálculo das funções fora do referido campo (extrapolação) não é permitido;

(b) o desvio (a ser referido como erro) entre os dados observados e os calculados a partir da função empírica é maior nos limites do campo abrangido pela experiência;

(c) pode-se instituir um adequado teste estatístico para as funções escolhidas.

8.1 - Regressão Linear Simples.

Para encontrar o polinômio empírico que melhor representa os dados experimentais, os coeficientes A_k do polinômio

$$y = A_1 + A_2 \cdot x + A_3 \cdot x^2 + \dots + A_m \cdot x^{m-1}$$

devem ser determinados. O procedimento é simples. Cada coeficiente é determinado pelo quociente:

$$A_k = \frac{M_k}{M}$$

no qual M representa o determinante da matriz normal e M_k o determinante da matriz de substituição.

Por exemplo, sejam os seguintes os dados empíricos:

y	y ₁	y ₂	y ₃	...	y _n
x	x ₁	x ₂	x ₃	...	x _n

Portanto, o vetor de substituição B será

$$B = \begin{bmatrix} \sum y_i \\ \sum y_i \cdot x_i \\ \vdots \\ \sum y_i \cdot x_i^{m-1} \end{bmatrix}$$

e

$$M = \begin{bmatrix} n & \sum x_i & \dots & \sum x_i^{m-1} \\ \sum x_i & \sum x_i^2 & \dots & \sum x_i^m \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \sum x_i^{m-1} & \sum x_i^m & \dots & \sum x_i^{2(m-1)} \end{bmatrix}$$

com $i = 1, 2, 3, \dots, n$ e $k = 1, 2, 3, \dots, m$

Se o número n de pares de valores é igual ao número m de coeficientes trata-se de um polinômio de interpolação, que passa por todos os pontos $P_i (x_i, y_i)$ medidos. Se $n > m$ tem-se uma função aproximada.

8.2 - Regressão Linear Múltipla.

Numa regressão linear com múltiplas variáveis, o resultado pode ser descrito da seguinte forma:

$$y = A_1 \cdot x_1 + A_2 \cdot x_2 + \dots + A_m \cdot x_m$$

Sejam os dados:

y	y ₁	y ₂	y ₃	...	y _n
x ₁	x ₁₁	x ₂₁	x ₃₁	...	x _{n1}
x ₂	x ₁₂	x ₂₂	x ₃₂	...	x _{n2}
.
x _m	x _{1m}	x _{2m}	x _{3m}	...	x _{nm}

então

$$A_k = \frac{M_k}{M} \quad \text{e} \quad B = \begin{vmatrix} y_1 \\ y_2 \\ \dots \\ y_n \end{vmatrix}$$

sendo

$$M = \begin{vmatrix} x_{11} & x_{21} & \dots & x_{m1} \\ x_{12} & x_{22} & \dots & x_{m2} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ x_{1i} & x_{2i} & \dots & x_{mi} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ x_{1n} & x_{2n} & \dots & x_{mn} \end{vmatrix}$$

e B o vetor de substituição.

B.3 - Extensão das Possibilidades de Regressão.

Para trabalhar com funções mais complexas ao invés de variáveis simples, pode-se entender os componentes dos vetores da matriz acima como constituído de funções. O resultado de uma tal combinação linear de funções pode ser assim descrita:

$$F = A_1 \cdot f_1 + A_2 \cdot f_2 + \dots + A_m \cdot f_m$$

e a matriz composta de funções [141] é a seguinte:

$$M = \begin{vmatrix} f_1(x_1) & f_1(x_2) & \dots & f_1(x_n) \\ f_2(x_1) & f_2(x_2) & \dots & f_2(x_n) \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ f_m(x_1) & f_m(x_2) & \dots & f_m(x_n) \end{vmatrix}$$

É possível encontrar equações empíricas que descrevam as interrelações entre variáveis determinadas experimentalmente. Pode-se trabalhar comodamente num domínio de n dimensões com o método da correlação de polinômios e da combinação linear de funções [141]. Por exemplo, a corrente máxima, até a qual não sobrevem a perfuração da chapa, é função da velocidade de soldagem, da tensão e da folga da junta. Trata-se, portanto, de um problema de 4 dimensões ao qual o método é aplicável.

CAPÍTULO 9

METODOLOGIA EXPERIMENTAL

No campo da adequação dos parâmetros de soldagem, no estudo atual da geometria da junta, o trabalho realizado se constitui das cinco partes a seguir:

a) determinação dos valores de fronteira da corrente de soldagem, da velocidade de soldagem e da folga da junta para garantir uma união soldada apropriada;

b) desenvolvimento de algoritmos para representar os limites do item a;

c) teste de algoritmo através de simulação da atuação dos sensores na medida da folga da junta em uma soldagem real;

d) análise da transferibilidade dos dados a uma outra bancada de trabalho.

9.1 - Determinação das Fronteiras.

A figura 20 mostra um volume D₁ tridimensional (I, V, f), fora do qual a soldagem não é permitida. Um bom sistema de controle deve manter o processo sobre a linha MM, na qual se conta com a menor possibilidade de ocorrência de defeitos. Na prática, para determinar este volume, é preciso realizar experimentos de soldagem. Por exemplo, com as constantes tensão, velocidade e folga, e com corrente crescente, pode-se observar quando se entra no domínio permitido. Como a parte experimental deste trabalho foi realizada, no APS, em Aachen, Alemanha, onde o equipamento necessário estava disponível, restava realizar o "software" e conduzir os experimentos cuidadosamente.

Um "software" composto por quatro programas de computador teve de ser elaborado e aperfeiçoado gradualmente, durante os experimentos. O programa número 1 comandava a aquisição

de dados do sensor, assimilava quantitativamente os parâmetros, controlava a corrente, a tensão e a velocidade de soldagem e ainda produzia a documentação relativa ao transcorrer do processo. Este programa abrangia as seguintes funções:

(a) Entrada dos dados básicos — esta parte do programa armazena, para efeito de documentação, os fatores constantes (inclusive as variáveis da primeira categoria).

(b) Posicionamento da pistola de soldagem — antes de iniciar o experimento deve ser possível um rápido posicionamento da pistola de soldagem. Caso nenhum comando especial fosse dado, então o programa levava a pistola a uma posição pré-determinada de partida. Além disso, o programa permitia a determinação precisa da posição da pistola a qualquer instante, como por exemplo, no instante em que ocorria uma alteração nos parâmetros de soldagem.

(c) Alteração dos parâmetros de soldagem durante o experimento — durante um experimento os valores desejados de parâmetros eram mutáveis. Assim, era possível obter múltiplos trechos de soldagem com diferentes parâmetros sobre um mesmo corpo de prova. Os dados atuais de soldagem desejados ("Solldaten") e também os dados reais ("Istdaten") eram mostrados na tela do monitor.

(d) Controle de corrente — o sistema garantia uma rápida estabilização da corrente com um desvio máximo de 5,0 A entre o valor desejado (comandado) e o valor efetivo.

(e) Documentação — após o término da soldagem era impresso um protocolo com os dados constantes e também as variações de parâmetros ocorridos durante o experimento, registrando os instantes em que houveram variações, bem como os trechos de vigência dos parâmetros de soldagem. Estava previsto também o armazenamento deste protocolo em disquete.

Como indicado na figura 20, em cada experimento jogava-se apenas com o valor da corrente. A cada 4,0 cm, aproximadamente, a corrente era intensificada. Após cada experimento, o protocolo correspondente era impresso. Eram de imediato observadas e documentadas as seguintes fronteiras: falta

de penetração, formação de furos (vazamentos), concavidades na superfície da solda, formação de entalhes, excesso de reforço, excesso de raiz, etc..

Com a ajuda do programa número 2, que realiza uma representação gráfica dos dados da geometria da solda em função dos parâmetros do processo, analisavam-se os resultados da soldagem. Além disso, foi realizado um estudo estatístico das funções obtidas, que eram impressas juntamente com o coeficiente de correlação e o desvio padrão.

9.2 - Determinação do Algoritmo de Controle:

Para a determinação do algoritmo de controle se utilizou o programa número 3 que, a partir da representação gráfica dos dados geométricos da solda, determinava os seguintes tipos de fronteiras:

- (a) máxima corrente, em função da folga da junta, que ainda evita um volume excessivo de material de adição;
- (b) mínima corrente capaz de evitar enchimento insuficiente da junta;
- (c) máxima corrente para evitar a formação de perfurações;
- (d) máxima corrente para evitar reforço excessivo;
- (e) máxima corrente para evitar excesso de raiz;
- (f) mínima corrente para garantir a penetração total;
- (g) máxima corrente para evitar a instabilidade do arco voltaico.

Assim, com o programa número 4, foi possível determinar algoritmos e representar matematicamente as tolerâncias associadas à D_t.

9.3 - Simulação da Função do Sistema-Sensor.

O resultado das duas partes, que se resume a um conjunto de fronteiras, possibilita a determinação de muitos algoritmos diferentes, que devem ser testados. Assim, foi necessária a

produção do programa número 5, com o qual se simulava a função do sistema-sensor para o controle adaptativo dos parâmetros de soldagem. Esta foi uma parte importante deste trabalho, tendo por objetivo realizar uma adaptação dinâmica dos parâmetros de soldagem à efetiva geometria da junta. Foram, assim, comprovados os controles otimizados da corrente e da tensão e também a contínua readaptação dos parâmetros do processo. Testaram-se algoritmos para o sistema de soldagem MIG/MAG automática de chapas com bordos preparados em I com folga variável entre 0,1 mm até 2,0 mm. Uma função matemática fornecia os dados da geometria da junta necessários à redefinição dos parâmetros. Assim, os parâmetros de soldagem, como corrente, tensão e velocidade de soldagem, eram continuamente adaptados, durante o processo, em função do valor instantâneo da folga da junta. Também nestas experiências, os parâmetros efetivos de soldagem, sobre trechos específicos, eram protocolados. Cada trecho foi definido pela invariabilidade dos referidos parâmetros. Os dados da geometria da junta, medidos após cada soldagem, foram incorporados ao protocolo e armazenados em disquete.

9.4 - Transferibilidade dos Dados.

É preciso também verificar a transferibilidade dos dados da bancada 1 para a 2, a serem descritas no capítulo seguinte. Coloca-se em questão a transferibilidade dos dados de um equipamento para outro. Segundo Kuhne [140], é provável que, na troca de equipamentos, o conjunto otimizado de parâmetros de soldagem tenha que ser corrigido quanto à tensão e/ou velocidade de avanço do arame-eletrodo. Assim, os parâmetros de soldagem derivados de um modelo matemático somente dariam resultados satisfatórios, quando provados em equipamentos que permitam ajuste e reprodutibilidade exatos.

CAPÍTULO 10

DESCRIÇÃO DOS EQUIPAMENTOS E DISPOSITIVOS EXPERIMENTAIS

Dois equipamentos de soldagem estavam disponíveis para a realização das experiências. Estes equipamentos, juntamente com seus periféricos, serão aqui referenciados como bancadas 1 e 2. Em cada bancada, a pistola de soldagem podia mover-se em três eixos cartesianos. Para comandar o equipamento, trabalhar os dados do processo e documentar os valores medidos, foi instalado um sistema composto de dois computadores.

10.1 - A Bancada 1.

10.1.1 - Dados essenciais da bancada 1.

- a) Fonte de CC e tensão constante CPV 320 (Oerlikon)
 - Corrente de 30 a 320 A.
 - Corrente máxima a 100% de carga: 260 A.
 - Tensão de 16 a 30 V.
 - Característica estática continuamente deslocável (e controlada por um computador em 256 posições).
- b) Alimentador de arame VC 51 (Oerlikon).
 - Velocidade de arame 0,8 a 20,4m/min (controlada por computador em 256 valores).
 - Controle do número de rotações por meio de tacodínamo.
- c) Pistola de soldagem BCW A 34 A 3 (Oerlikon).
 - Resfriamento a água.
 - Corrente máxima de 350 A a 100% de carga.
 - Translação do eixo em 3 direções ortogonais:
 - eixo X (direção de soldagem com velocidade máxima de 100 cm/min).

- eixo Y (posicionamento lateral com velocidade de 3 cm/min).
- eixo Z (fixação da tomada de corrente).

d) Máximo comprimento da soldagem: 60 cm.

Nesta bancada, as chapas a soldar eram fixadas mecanicamente sobre uma chapa de aço com dois trilhos de apoio nela encaixados, conforme a figura 21.

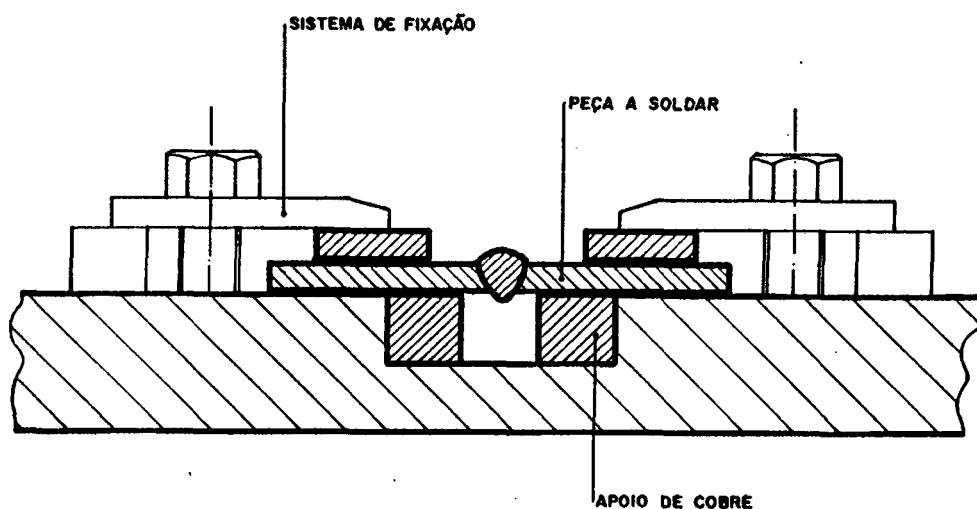


Fig. 21 - Sistema de fixação da bancada 1.

O comprimento da chapa a soldar era de 50 cm. Para evitar o desalinhamento dos bordos e para garantir uma folga de junta constante, as chapas a soldar eram previamente ponteadas no centro e nos extremos.

10.1.2 - Esquema de Controle da Bancada 1 (Fig. 22).

As duas bancadas possuíam dois microcomputadores que se comunicavam entre si, sendo um subordinado ao outro. Os componentes individuais se ligavam através de interfaces paralelas para manter o aspecto de trabalho em tempo real.

No caso da bancada 1, o computador-chefe, do tipo Commodore CBM 8032, assumia todas as funções nas quais o tempo não era crítico, tais como as informações pela tela do monitor, a documentação pela impressora e a pré-determinação dos dados do

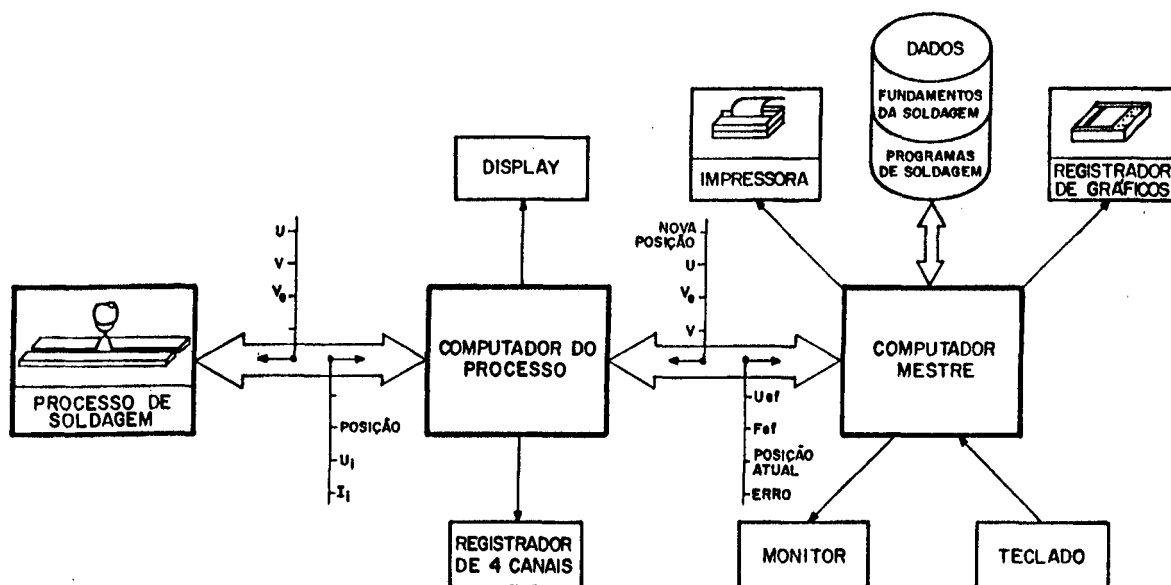


Fig. 22 - Esquema de controle da bancada 1.

processo. Para a documentação e análise, estavam conectados, como aparelhos de periferia, uma impressora tipo matriz, uma unidade de disquetes e um traçador de gráficos. O computador do processo assumia o comando do equipamento de soldagem e a aquisição dos dados do processo. Este computador, um microprocessador de uma placa dispunha de 2 kbyte de memória RAM e até 8 kbyte de memória ROM para a gravação dos programas. Como periferia, haviam diversas entradas e duas saídas, através das quais se estabelecia o comando da máquina de soldagem e a aquisição de dados do processo. Nesse computador foram executadas aquelas tarefas que, devido à alta escassez de disponibilidade de tempo, não podiam ser realizadas em BASIC. Neste computador foram calculados os valores efetivos da corrente e da tensão e era registrada a posição atualizada da pistola de soldagem. Havia também a possibilidade de aferir o equipamento através de uma saída analógica de quatro canais.

O computador mestre (o de comando) era a interface com o usuário (fig. 22). Dele partiam os parâmetros prescritos, calculados em valores efetivos pelo computador do processo. A

figura 23 mostra a mútua dependência temporal entre os dois computadores. O computador-mestre trabalhava num compasso de 0,5 s. Em compassos alternados, tinha-se uma sequência em que o computador-mestre indicava os valores prescritos ("Sollwerte") e exigia, no compasso seguinte, os valores efetivos do computador do processo. A duração desta transferência de dados se situava por volta de 1 ms. A relação entre o tempo de transferência de dados e o compasso era de 1:500. Esta relação de tempo não é graficamente representável de modo explícito.

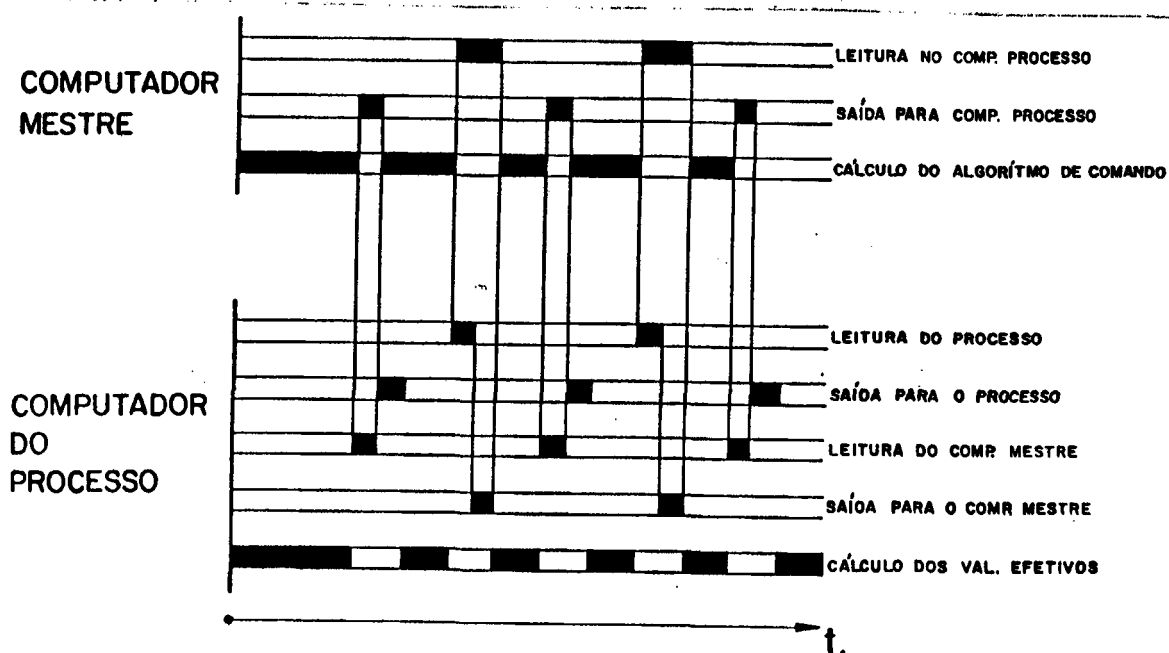


Fig. 23 - Mútua dependência temporal dos computadores da bancada 1.

10.2 - A Bancada 2.

10.2.1 - Dados essenciais.

Os dados essenciais da bancada 2 são os apresentados a seguir.

- Fonte de corrente contínua e tensão constante CPW 354 (Öerlikon).

- Corrente de 40 a 350A;
 - Corrente máxima (fator de carga de 100%) 270 A.
 - Tensão de 16 a 32 V;
 - Característica estática deslocável continuamente (mas controlada por computador em 256 posições).
- b) Alimentador de arame de características idênticas ao da bancada 1.
- c) Pistola de soldagem BCW 252 da Oerlikon:
- resfriada a gás
 - carregável a 200 A com ciclo de carga de 100%.
 - pistola transladável em 3 eixos:
 - eixo X (direção de soldagem a velocidade máxima de 200 cm/min)
 - eixo Y (para o posicionamento lateral)
 - eixo Z (para a regulagem da tomada de corrente).
- d) comprimento máximo de soldagem: 35 cm.

Diferentemente da bancada 1, tinha-se aqui uma mesa de soldagem em forma de grade e um dispositivo de fixação, no qual as chapas a soldar se situavam entre peças termicamente isoladas. Este dispositivo correspondia a uma condição de dissipação térmica, como amiúde ocorre na prática, em que as peças de fixação não contribuem para o resfriamento da solda (fig. 24). A influência das diferentes condições de dissipação térmica é discutida no capítulo 15. O comprimento da chapa neste caso era de 30 cm.

10.2.2 - Esquema de controle da bancada 2.

A diferença desta bancada para a bancada 1 estava na divisão de tarefas entre os microcomputadores. Na bancada 2 havia uma separação entre o computador de pilotagem (Fig. 25), que tinha exclusivamente a função de dirigir a unidade de posicionamento da pistola de soldagem, e o computador-mestre. Este era competente para o diálogo com o usuário, para a predeterminação de dados, para o controle do processo, para a aquisição dos dados medidos,

para trabalhar os dados, para a documentação e avaliações estatísticas.

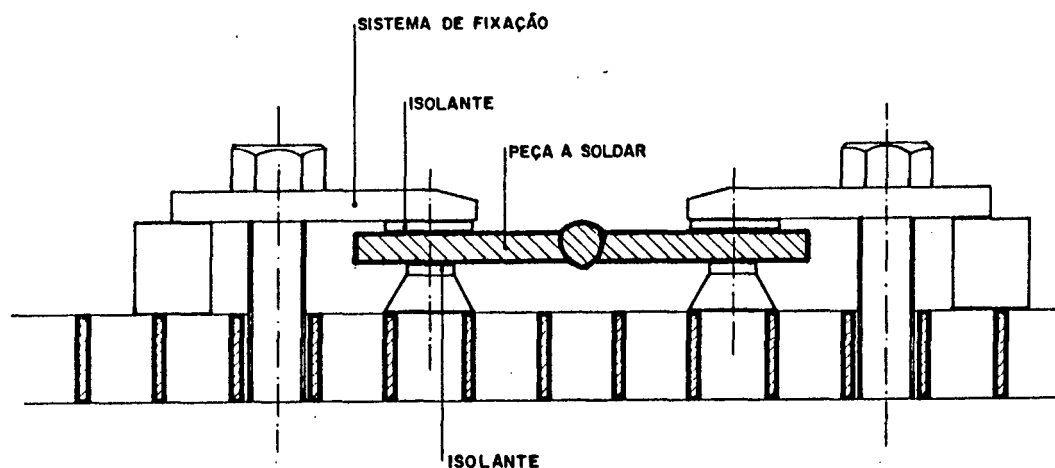


Fig. 24 - Sistema de fixação da bancada 2.

10.3 - Fundamentos e Procedimentos para a Medida de Valores Efetivos.

10.3.1 - Fundamento teórico.

Quando se trata de medidas discretas, as variações de corrente e tensão, especialmente no caso da soldagem MAG, devidas à irregularidade da ocorrência de curtos-circuitos, são tão acentuadas que o sinal não se presta para retroalimentar um sistema de controle. Então procura-se trabalhar com o valor efetivo deste sinal.

O valor efetivo de um sinal $x(t)$ de variação temporal aleatória é definido como [144]

$$x_{ef} = \left[\lim_{t \rightarrow \infty} \frac{1}{2 \cdot t} \int_{-t}^{+t} x^2(t) \cdot dt \right]^{1/2} \quad [4]$$

Para um sinal periódico, esta definição se identifica com

$$x_{ef} = \left[\frac{1}{T} \int_0^T x^2(t) \cdot dt \right]^{1/2}, \quad [5]$$

onde T é o período.

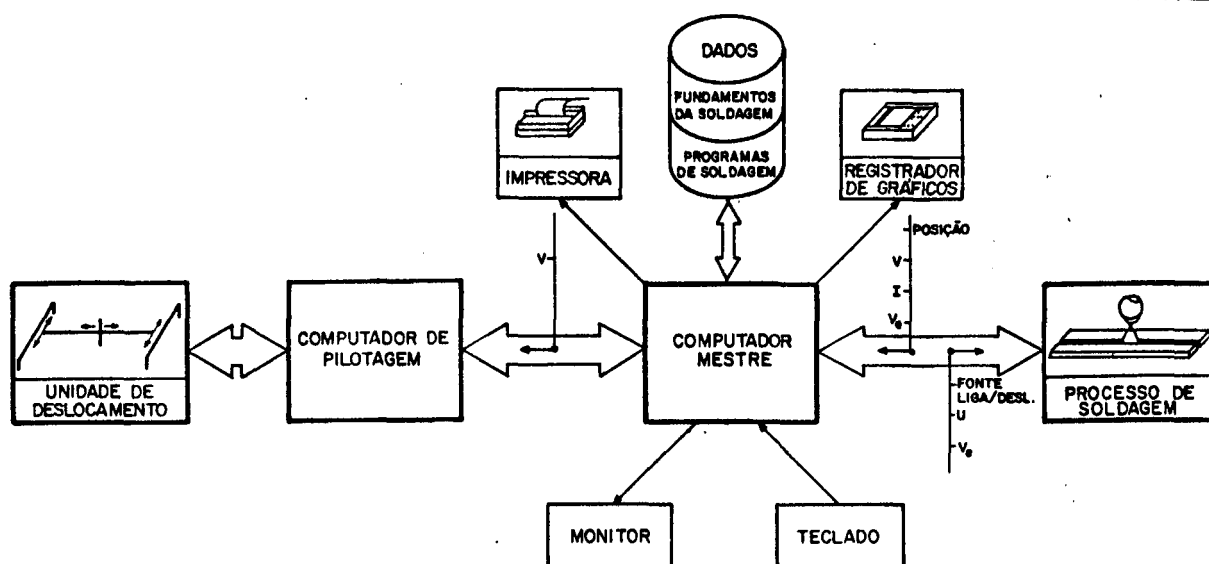


Fig. 25 - Esquema de controle da bancada 2.

Pela transferência de uma medida contínua para uma medida discreta (processos digitais), a integral é resolvida numericamente através da seguinte equação:

$$x_{ef} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N x_i^2 \quad [6]$$

Com a ajuda desta equação, pode-se calcular o valor efetivo correspondente a cada conjunto de N medidas.

10.3.2 - Dispositivo de medida de valores efetivos.

Para determinar a tensão do arco voltaico era preciso efetivar medidas o mais próximo possível do arco voltaico, porque assim se reduzia o erro de considerar quedas de tensão em condutores e nas resistências de contato entre elementos de circuito [145]. Logo, devia-se medir a tensão entre o tubo de contato e a peça de trabalho, conforme indicado na figura 26 [72], pelo que a influência de diferentes comprimentos de arame e de arco em distâncias variáveis seriam consideradas. A corrente foi medida pela queda de tensão em um "shunt" normalizado. A figura 27 mostra o fluxograma de obtenção dos valores efetivos para as bancadas 1 e 2.

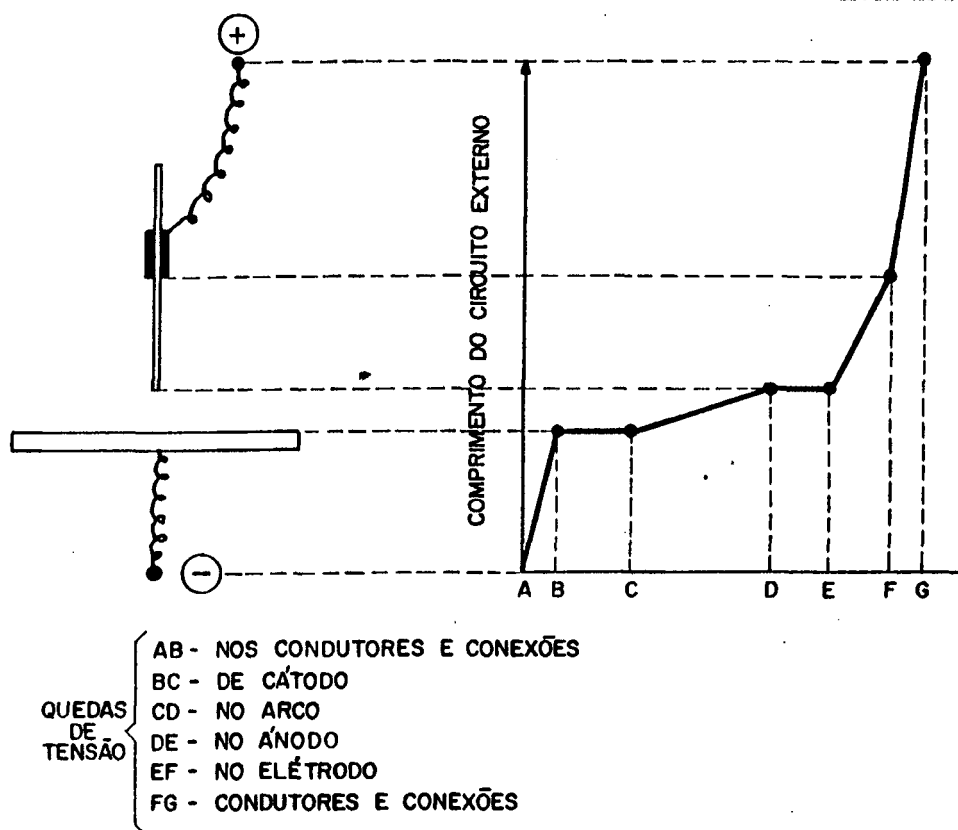


Fig. 26 - Quedas de tensão no circuito externo à fonte de energia.

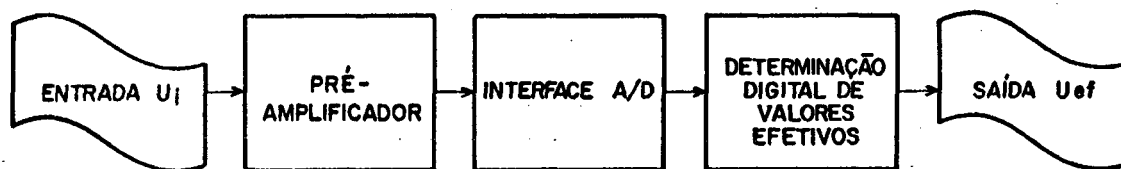
Na bancada 2, os valores efetivos foram medidos por meio de um elemento analógico. Trata-se do conversor AD 636 RMS/DC da firma Analog Devices. Um condensador, que determina o tempo para a formação do valor médio do quadrado da tensão de entrada, assim como um "trimmer", para a compensação da tensão de entrada e dos pontos nulos, devem ser externamente conectados. O elemento produz uma tensão U_s na saída, que corresponde ao valor efetivo da tensão de entrada U_t (fig. 27) [146].

10.4 - O Controle Automático da Corrente.

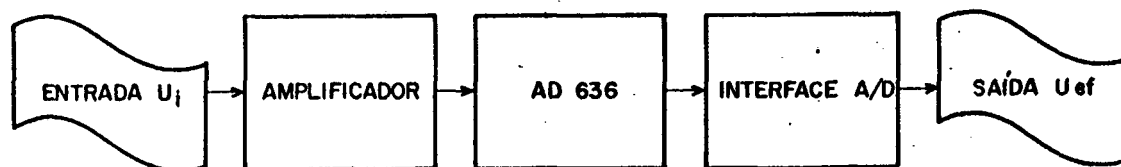
Para compensar as perturbações que ocorrem durante o processo e assim manter os desvios dos valores efetivos em relação aos valores prescritos dentro de um dado domínio de tolerância, foi necessário sobrepor um circuito retro-alimentado ao sistema

normal de controle-interno (fig. 28). A variável a regular era a velocidade do arame. Como as perturbações a corrigir eram, via de regra, pequenas [147], imaginou-se que seriam insignificantes as variações na produção de material de adição que isto causaria (exceto, talvez, para o CO₂).

A queda de tensão medida em um "shunt" era passada em tempos regulares para uma interface A/D e utilizada como valor digital para o cálculo do valor efetivo. O resultado da comparação entre este valor e o valor prescrito era entregue a um regulador que, através de uma interface D/A atuava regularmente sobre o aparelho alimentador do arame-eletrodo. A velocidade do arame assim corrigida promovia um deslocamento do ponto de trabalho do controle-interno no sentido de reduzir o desvio de corrente em relação ao valor prescrito.



Bancada 1



Bancada 2

Fig. 27 - Fluxograma da determinação de valores efetivos nas bancadas.

10.5 - Prescrição de Dados e Documentação.

Para ambas as bancadas de trabalho foi preparado um programa de computador que possibilitou a condução do processo através do teclado e da tela do monitor. Ao mesmo tempo o programa permitia a memorização e a documentação dos dados

essenciais na tela do monitor .

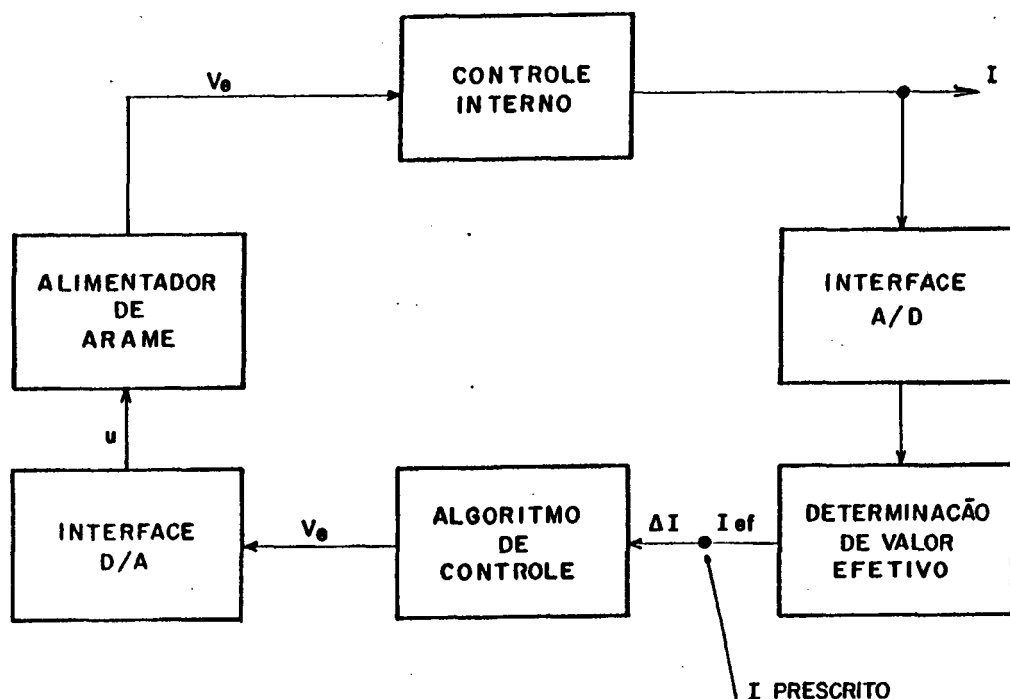


Fig. 28 -Lço de controle da corrente.

O valor da velocidade do arame-eletrodo era calculado a partir do valor desejado de corrente pela seguinte equação empírica obtida pelo autor a partir de ensaios prévios,

$$I = 17,5 + 22,275 \cdot V_e - 0,8642 \cdot V_e^2, \quad [7]$$

válida para o eletrodo de 0,8mm de diâmetro e para a proteção gasosa de CO₂, com Z = 12 mm, e

$$I = 13,865 + 23,595 \cdot V_e - 0,7508 \cdot V_e^2, \quad [8]$$

válida para o mesmo eletrodo, proteção de Ar+18%CO₂ e Z = 10mm.

O posicionamento da pistola de soldagem se fazia conforme as indicações passadas através do teclado. Se nenhuma outra indicação fosse dada, o começo da soldagem se efetuava em um ponto pré-determinado no programa. Caso contrário, a pistola se posicionava conforme a distância indicada da borda da mesa de soldar.

Durante a soldagem, o monitor apresentava na tela os parâmetros prescritos juntamente com os parâmetros efetivos. Então, eram colodados frente a frente com os dados programados

("Solldaten") e os valores efetivos reais. Durante o processo de soldagem, podia-se mudar os valores prescritos ("Solldaten") através do teclado. Esta mudança podia ser registrada, após o fim da experiência de soldagem, através da impressora, conforme exemplifica a tabela 3 (capítulo 11).

10.6 - Aquisição de Dados:

Durante os experimentos, quatro valores foram continuamente monitorados:

- a corrente de soldagem;
- a tensão de soldagem;
- a velocidade do arame-eletrodo e
- a velocidade de soldagem.

O último valor foi tomado como variável não controlada. De qualquer modo, todos os valores que ela assume são registrados. A corrente, a tensão e a velocidade de arame foram continuamente memorizadas. A corrente e a tensão eram ainda utilizadas como grandezas para a retroalimentação do processo.

CAPÍTULO 11

EXPERIÊNCIAS COM A SOLDAGEM MAG-C (Bancada 1)

11.1 - Estratégia.

Aceita-se que o melhor caminho para fixar a dependência entre os parâmetros de soldagem e a geometria da solda seja a determinação de fórmulas empíricas obtidas de um grande número de experiências seguidas da avaliação das soldas resultantes [148,149,150]. Por este método, pesquisam-se as fronteiras de cada parâmetro para obtenção de uma solda sadia e correta em juntas de geometria invariáveis. Estas fronteiras encerram um domínio de tolerância, D_t , dentro do qual os parâmetros de soldagem podem variar sem riscos significativos à geometria da solda.

Inicialmente, pesquisou-se a soldagem de chapas de 2,0 mm de espessura de aço St-37 sob CO₂ como gás de proteção. Estas primeiras restrições diminuem consideravelmente o trabalho e são normais na prática. Devido ao preço do CO₂, foi decidido primeiro investigar as possibilidades deste gás de proteção.

As fronteiras dos fatores que têm influência no processo, tais como a corrente, a tensão e a velocidade de soldagem, foram determinadas em função da folga numa junta I de topo. A determinação do valor destes parâmetros nas fronteiras, para garantir uma solda correta, significa a determinação de um volume tetradimensional, fora do qual se deve contar com uma probabilidade muito grande de surgimento de algum defeito.

Como o objetivo de longo prazo do trabalho é a integração do sistema total de fabricação que, devido a sua complexidade, se sujeite a muitas influências (erros de medida do sistema-sensor, comportamento dinâmico do processo, erros na aquisição dos parâmetros efetivos do processo), esta estratégia

visa garantir que um eventual desvio da linha MM (Fig. 20) ainda possibilite a obtenção de uma solda de qualidade. Além disso, é lícito esperar que se tenha menores dificuldades na transferência desta técnica para outro equipamento de soldagem.

11.2 - Realização.

A obtenção do domínio de tolerância D_t (Fig. 19) requer, na prática, uma série de experimentos. O procedimento para tal é descrito a seguir.

Mantém-se constante a tensão, a velocidade de soldagem e a folga da junta e se varia a corrente até os limites em que ainda se consegue uma boa solda. No experimento seguinte, muda-se um dos parâmetros antes mantido constante e se repete a experiência com variação da corrente até os limites em que surgem defeitos. Prossegue-se assim até que as fronteiras destes parâmetros fixados também sejam alcançadas.

Estas experiências foram realizadas na bancada 1 (Fig. 21) na qual estava conectada uma fonte MIG/MAG tiristorizada. Os programas de computador permitiram duas possibilidades de operação: (a) - mudança dos parâmetros de soldagem durante o decorrer da experiência; (b) - mudança dos parâmetros de soldagem segundo funções matemáticas previamente dadas e sem intervenção durante o decorrer da experiência. Esta segunda possibilidade permitiu, mais tarde, testar algoritmos por meio de uma simulação da função do sistema sensor, em que, em função da distância, a geometria da junta foi armazenada como uma fórmula matemática. A folga da junta foi obtida, a partir desta fórmula, em intervalos de tempo de 0,8 segundos e, então, foram calculados os valores da corrente, da tensão e da velocidade.

Prepararam-se chapas com folgas de 0 a 1,5 mm. Seis séries de experimentos foram previstos.

Série 1 - folga nula

Série 2 - folga: 0,25 mm

Série 3 - folga: 0,50 mm

Série 4 - folga: 1,00 mm

Série 5 - folga: 1,25 mm

Série 6 - folga: 1,50 mm

A série 1 oferecia a possibilidade de se realizar uma soldagem de simples deposição. No entanto, a experiência mostrou algumas diferenças nos resultados em relação às chapas fixadas com folga nula. A razão disto deve ser a preparação da junta, pois bordos absolutamente retos, que se encaixam perfeitamente, são difíceis de preparar. Por isso, também nesta série, trabalhou-se com solda de junção.

11.3 - Determinação Experimental dos Parâmetros de Soldagem.

Elegeu-se, como critério para fixar I_{min} , o valor da corrente que garante a penetração total e, para I_{max} , o valor máximo no qual a poça de fusão ainda não perfura a chapa (e/ou não vaza através dela). Os outros critérios foram considerados somente quando da avaliação do cordão resultante. As experiências consistiram de trechos de solda executados com parâmetros constantes. A cada trecho, a corrente foi elevada enquanto a tensão e a velocidade de soldagem permaneceram constantes. Assim, determinou-se I_{min} e I_{max} . Após, imprimiu-se uma variação de 1 volt na tensão e se repetiu o procedimento. Desta forma, o campo de tensões foi varrido no intervalo de 19 a 25 volts. No grupo seguinte de experimentos se aumentou a velocidade de soldagem de 10 cm/min. Na série 6 (folgas de 1,5mm) emergiram grandes dificuldades para a obtenção de uma soldagem adequada. Devido à folga, já muito grande, a soldagem deveria ser feita com a técnica do "short-arc", por ser a poça de fusão mais fria (maior tensão superficial), conforme indicam Aichele [151] e Folkhard [73]. Em consequência, havia instabilidade de arco. A folga de 2 mm não se deixou soldar, pois não se formou a ponte entre os bordos. Ao lado da instabilidade, há outras razões para isto que devem estar ligadas à forma do arco voltaico, quando o mesmo é protegido por CO_2 . Devido à alta condutibilidade térmica do CO_2 , a coluna de plasma se contrai para reduzir a perda por radiação (princípio de minimização). O arco de CO_2 possui, portanto, alta temperatura e

se forma mais longo e mais fino que um arco de argônio [152]. Na literatura há indicação de uma preferência pelo uso de argônio como gás de proteção para a soldagem de chapas de 2,0 mm de espessura com juntas do tipo I e folgas maiores que 1,5 mm [151].

11.4 - Documentação da Geometria da Solda.

A geometria do cordão de solda, isto é, a largura e a altura da raiz e da cobertura, foi medida com paquímetro. Experiências prévias com 50 amostras revelaram que, com este método se obtinham medidas com desvios padrão de 0,29 mm para a largura da solda, 0,12 mm para o reforço, 0,27 mm para a largura da raiz e 0,15 mm para o reforço de raiz. Estes desvios são devidos às irregularidades próprias do processo de solda e não ao método de medida.

Conforme exposto no item 5.2, em cada experimento a corrente foi variada em degraus, enquanto que a tensão e a velocidade eram mantidas constantes. Para se obter medidas corretas da geometria do cordão, a corrente permanecia constante em cada degrau. Em geral foi suficiente para isto um trecho de 4 cm. Em velocidades mais altas de soldagem, este trecho foi aumentado para garantir o estabelecimento do valor prescrito da corrente. Assim, mantinha-se constante a geometria num determinado trecho correspondente a um conjunto invariável de parâmetros. Os valores medidos na raiz e na cobertura foram registrados em um protocolo (Tabela 4) e memorizados em disquete, juntamente com os parâmetros efetivos de soldagem para posterior avaliação.

11.5 - Avaliação do experimento.

Além dos critérios de completa penetração e perfuração já mencionados, tinha-se ainda que avaliar o resultado quanto à estabilidade do arco, à formação de porosidade e à geometria do cordão.

11.5.1 - Geometria do cordão e porosidades.

Para analisar a geometria do cordão e a porosidade, considerou-se a prescrição da norma DIN 8563, parte 3 [153]. Tomou-se o nível AS de qualidade como referência. A avaliação diferencia treze aspectos externos e seis internos. Já que a avaliação se restringiu aos aspectos externos e, na soldagem automática, não ocorrem os problemas de cratera e de ponto de acendimento, restaram dez aspectos que foram utilizados para a avaliação da solda (Ver capítulo 7, item 7.4, letra b). Indicações tais como "poros visíveis", "entalhe de raiz" e "inclusões de escória visíveis" foram registrados no protocolo das experiências na linha de comentários. Os valores dos parâmetros de soldagem, sob os quais tais defeitos surgiram, foram excluídos do domínio Dt, porque eles não são permitidos no nível AS de qualidade. A existência de concavidade no cordão também conduziu a esta exclusão, de modo que, nestes cordões, a geometria também não foi verificada.

TABELA 4 - Protocolo de experimentação.

Z=12 mm d=0,8 mm f=1,0 mm e=2,0 mm Mat. : "C-Stahl" gás : CO ₂ Fonte CPW 320										
I (A) Pres- crita	Variação dos valores prescritos durante o processo					b ₁ mm	b ₂ mm	r ₁ mm	r ₂ mm	
	I	U	V _e	V _f	Após					
	A	v	m/min	cm/min	cm					
75	78	21	2,98	57	4,6	-	-	-	-	
80	79	21	3,35	57	12,0	*** sem penetração ***				
85	85	21	3,60	61	17,8	2,20	3,50	0,40	0,45	
90	94	21	3,73	61	24,0	2,20	3,80	0,50	0,50	
95	95	20	3,99	60	28,7	2,00	4,00	0,40	0,50	
100	98	21	4,53	60	32,9	2,30	4,50	0,45	0,60	
105	106	21	4,72	60	37,2	2,30	4,50	0,55	0,70	
110	108	21	5,00	61	42,3	2,80	4,50	0,50	0,85	
115	112	21	5,44	40	47,3	**** vazamento ****				
Comentários: penetração total apenas a partir de 85 A. A aparência da solda permite supor que acima de 112 A também resulta uma solda boa										

A seguir, os dados foram submetidos a uma análise para verificar a validade do reforço (altura) da cobertura e da raiz segundo a DIN 8563, que prescreve:

$$r_2 < 1 + 0,05.b_2,$$

$$r_1 < 1 + 0,10.b_1,$$

sendo r_2 o reforço da solda, b_2 a largura do cordão, r_1 a altura da raiz e b_1 a largura da raiz. Os parâmetros geométricos podem ser identificados na figura 16. Como resultado desta análise, obteve-se um diagrama no qual estes parâmetros são apresentados em relação à corrente. A figura 29 apresenta, como exemplo, o diagrama referente à tabela 3. Cada uma destas variáveis geométricas foi representada matematicamente em função da corrente. Com base nestas equações, as exigências da norma DIN foram verificadas.

A tabela 5 corresponde aos experimentos da figura 29. Os diagramas e equações referentes aos demais experimentos se encontram arquivados e somente os resultados fazem parte deste trabalho.

TABELA 5 - Geometria da solda em função da corrente.

U=18,5 v	V=60 cm/min	d=0,8 mm	Z=12 mm	CO ₂
Desvio padrão:	curva b ₁ ...	$\sigma=0,204$	curva b ₂ ...	$\sigma=0,278$
	curva r ₁ ...	$\sigma=0,049$	curva r ₂ ...	$\sigma=0,047$
Penetração total apenas a partir de 85 A.				
Presume-se que, acima de 112 A, resulte uma boa soldagem.				
b ₁ =23,233-0,456586.I+0,0024625.I ²		$\gamma = 0,843$	$\sigma = 0,205$	
b ₂ =-13,66+0,325022.I-0,0014509.I ²		$\gamma = 0,867$	$\sigma = 0,278$	
r ₁ =-0,111+0,006433.I-0,0000049.I ²		$\gamma = 0,769$	$\sigma = 0,050$	
r ₂ =4,7700-0,103868.I+0,0006242.I ²		$\gamma = 0,973$	$\sigma = 0,047$	
Análise da geometria da solda : concorda com a norma DIN.				

11.5.2 - Estabilidade do arco.

A estabilidade do arco permite uma avaliação dos parâmetros de soldagem regulados durante o transcorrer do processo. O desejado "short-arc" típico raramente foi conseguido, porque a tensão para isso deveria ser suficientemente baixa, o que, para grandes folgas, causa a penetração do arame-eletrodo através da junta e, para pequenas folgas, associadas a pequenas correntes, não garante suficiente penetração. Por isto, na maioria dos casos, conseguiu-se bons resultados somente na região de

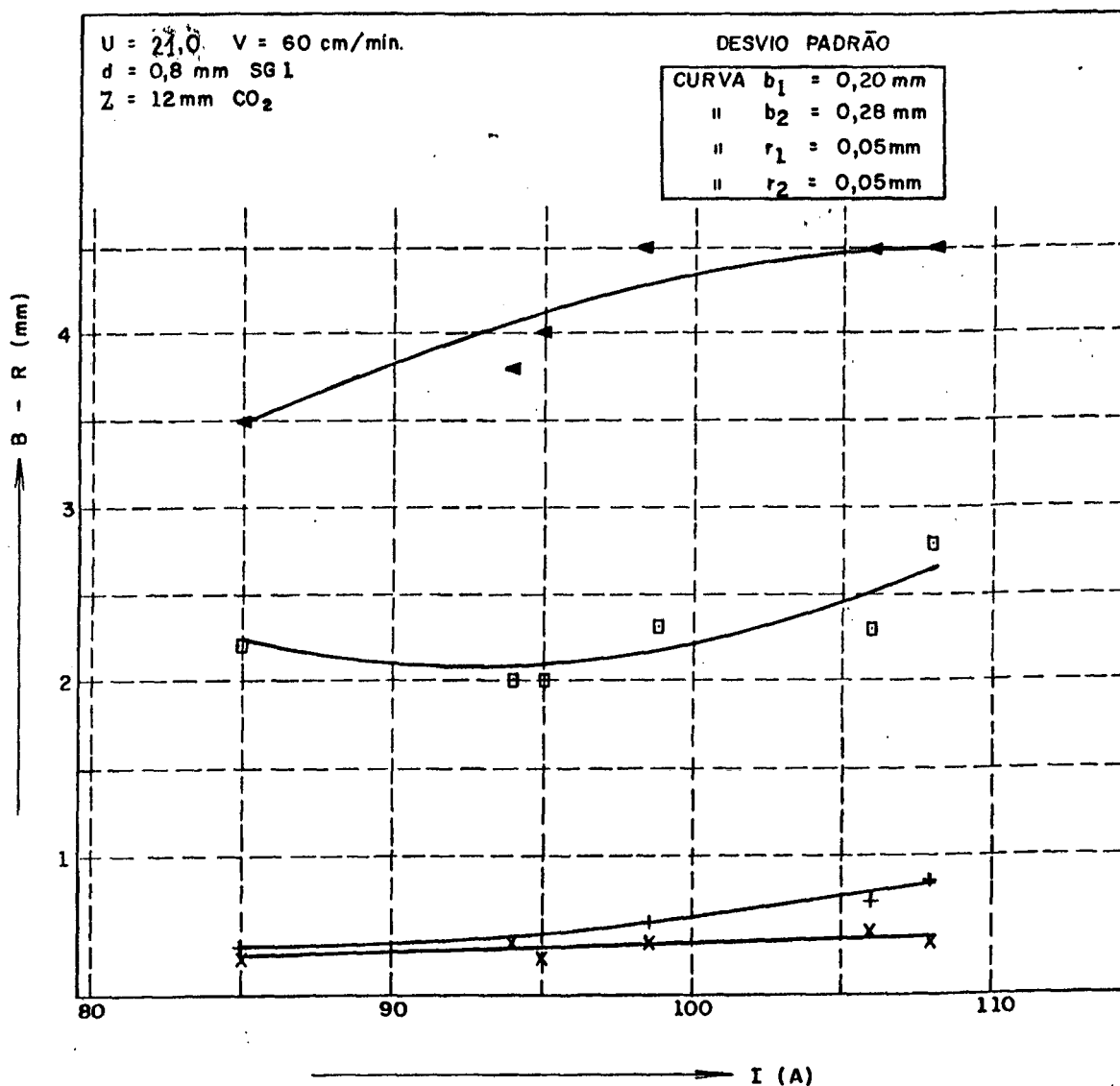


Fig. 29 - Variação da geometria da solda em função da corrente.

transição entre o "short" e o "spray-arc", que se situa entre 110 e 150 A, para tensões de 18 a 22 volts. Frente ao "short-arc", este arco apresenta a vantagem da maior produção de material de adição (maior corrente) e frente ao "spray-arc" gera uma poça de fusão mais fria. Assim, para grandes folgas da junta, o perigo de que a poça atravessasse a junta (vazamento) é um pouco menor.

A estabilidade do arco pode ser verificada a posteriori pela aparência do cordão. Assim, uma insuficiente penetração (falta de raiz) ou uma falta de cobertura, que surgiam de modo

inesperado e irregular, acusavam um arco instável. Como os parâmetros que conduzem a arco instável não garantem uma boa solda, foram desconsiderados na formação do algoritmo.

11.5.3 - Apresentação dos resultados.

A tabela 6 apresenta os resultados experimentais. Os dados aí apresentados foram condensados pelo método da regressão linear de múltiplas variáveis nas fórmulas a seguir.

a) Mínima corrente para obter penetração.

$$I_{min} = 83,3 - 16,3 \cdot f \cdot V/U + 19,5 \cdot V/U \quad [9]$$

$$\gamma = 0,92 \quad \sigma = 7,0 \text{ A}$$

$$I_{min} = 454,4 + 19,3 \cdot f + 0,825 \cdot V - 30,17 \cdot U + 2152 \cdot f/V - 2049 \cdot f/U - 6,55 \cdot f^2 + 0,0011 \cdot V^2 + 0,60 \cdot U^2 \quad [10]$$

$$\gamma = 0,93 \quad \sigma = 6,86 \text{ A}$$

$$\log(I_{min}) = 3,75 - 0,09 \cdot \log(f + 0,01) + 0,35 \cdot \log V - 0,193 \cdot \log U \quad [11]$$

$$\gamma = 0,74 \quad \sigma = 11,7 \text{ A}$$

$$I_{min} = -7,2 - 10 \cdot \log(f + 0,01) + 37,4 \cdot \log V - 15 \cdot \log U \quad [12]$$

$$\gamma = 0,74 \quad \sigma = 11,8 \text{ A}$$

b) Máxima corrente para evitar perfuração (vazamento).

$$I_{max} = 100,5 - 16 \cdot (V/U) \cdot f + 18 \cdot V/U \quad [13]$$

$$\gamma = 0,85 \quad \sigma = 10,2 \text{ A}$$

$$I_{max} = -151,7 \cdot 36,4 \cdot f + 2,22 \cdot V + 19,11 \cdot U + 377 \cdot f/V - 137,4 \cdot f/U - 0,295 \cdot f \cdot V + 7,35 \cdot f^2 - 0,0143 \cdot V^2 - 0,406 \cdot U^2 \quad [14]$$

$$\gamma = 0,874 \quad \sigma = 10 \text{ A}$$

$$I_{max} = -153,4 - 66,6 \cdot f + 2,317 \cdot V - 19,11 \cdot U + 1108,3 \cdot f/V - 147,2 \cdot f/U - 7,875 \cdot f^2 - 0,01535 \cdot V^2 - 0,407 \cdot U^2 \quad [15]$$

$$\gamma = 0,874 \quad \sigma = 10 \text{ A}$$

$$\log(I_{max}) = 3,72 - 0,094 \cdot \log(f + 0,01) + 0,36 \cdot \log V - 0,163 \cdot \log U \quad [16]$$

$$\gamma = 0,71 \quad \sigma = 13,5 \text{ A}$$

$$I_{max} = -20,39 - 10,9 \cdot \log(f + 0,01) + 42,4 \cdot \log V - 13,5 \cdot \log U \quad [17]$$

$$\gamma = 0,74 \quad \sigma = 13 \text{ A}$$

c) Máxima corrente para evitar excesso de reforço.

$$I_{re} = -159 + 0,7 \cdot V + 10,6 \cdot U + 1,73 \cdot f \cdot U - 0,43 \cdot f \cdot V \quad [18]$$

$$\gamma = 0,98 \quad \sigma = 4,6 \text{ A}$$

d) Mínima corrente para garantir a quantidade de material

para encher a junta.

$$I_{en} = 17,5 + 22,275 \cdot V_e - 0,8642 \cdot V_e^2$$

[19]

na qual

$$V_e = 0,004421 \cdot f \cdot V$$

[20]

para V em cm/min e V_e em m/min.

TABELA 6 - Resultados para CO₂ - Bancada 1 - Z=12mm

f	U	V	I _{max}	I _{min}	I _{re}	I _{en}
0,00	22	31	120	110	96	-
0,00	21	19	113	-	-	-
0,00	21	20	-	105	-	-
0,00	23	19	92	-	-	-
0,00	22	19	-	90	-	-
0,00	21	19	103	-	-	-
0,00	22	19	-	95	-	-
0,00	23	70	167	-	134	-
0,00	22	70	-	146	-	-
0,00	22	35	155	-	-	-
0,00	21	30	-	120	-	-
0,00	24	30	135	-	116	-
0,00	25	31	136	-	130	-
0,00	24	31	127	-	117	-
0,00	23	42	125	-	-	-
0,00	22	42	-	115	105	-
0,25	23	80	158	148	140	-
0,25	20	40	135	123	-	-
0,25	21	60	135	128	-	-
0,50	22	60	132	112	120	-
0,50	23	61	124	105	-	-
0,50	24	61	130	120	-	-
0,50	23	61	126	110	-	-
0,50	21	60	108	106	-	-
0,50	22	50	120	-	107	-
0,50	22	47	-	92	-	-
0,50	24	44	119	-	-	-
0,50	23	49	-	103	-	-
0,50	21	41	111	105	100	-
0,50	22	41	-	109	115	-
0,50	23	42	134	-	125	-
0,50	23	41	128	107	125	-
0,50	20	58	-	115	-	-
0,50	20	48	119	-	-	-
0,50	20	45	-	120	-	-
0,50	20	60	116	-	-	-
0,50	23	61	-	111	129	-
0,50	22	61	120	-	-	-
0,50	23	65	120	-	-	-
0,50	25	60	118	-	-	-
0,50	27	61	124	-	-	-
0,50	22	50	124	-	120	-
0,50	24	42	121	-	-	-

TABELA 6 - Continuação

0,60	20	59	119	115	100	-
1,00	22	49	-	91	-	-
1,00	22	48	97	-	-	-
1,00	20	48	95	88	-	-
1,00	22	54	-	90	-	-
1,00	21	50	105	93	-	-
1,00	20	55	-	104	100	-
1,00	23	61	117	-	-	-
1,00	24	61	-	110	-	-
1,00	22	60	115	-	-	-
1,00	20	51	-	92	-	-
1,00	21	61	-	85	-	-
1,00	20	57	-	82	-	68
1,00	21	59	115	-	-	-
1,00	21	57	-	87	-	-
1,00	20	61	115	-	105	-
1,00	22	68	-	95	-	-
1,00	21	66	89	-	-	75
1,00	23	69	-	100	-	-
1,00	22	70	114	-	-	-
1,00	24	69	108	-	-	-
1,00	23	41	96	90	-	-
1,00	22	41	107	89	-	-
1,00	20	66	-	88	-	75
1,00	20	68	93	-	-	-
1,00	21	69	-	86	-	77
1,00	21	57	114	-	-	-
1,00	21	66	-	86	-	75
1,00	21	49	119	-	115	-
1,00	20	59	107	-	103	-
1,25	24	60	108	89	-	82
1,25	20	40	88	80	-	-
1,25	22	50	109	76	-	72
1,30	22	61	80	-	-	-
1,50	23	40	-	76	-	70
1,50	24	41	89	-	-	72
1,50	25	59	-	-	-	-
1,50	23	47	72	-	-	-
1,50	25	39	-	73	-	69
1,50	24	59	103	-	-	92
1,50	27	59	82	82	-	-
1,50	26	61	96	-	-	93
1,50	23	41	89	76	-	72
1,50	23	48	89	-	-	80
1,50	23	48	89	-	-	80
1,50	22	50	82	-	-	80
1,50	26	50	90	-	-	80

Os dados apurados nas experiências de soldagem foram transpostos para um novo tipo de diagrama, onde se tem a corrente

em função da folga da junta para tensão e velocidade de soldagem constantes. Nestes diagramas, quatro curvas foram representadas:

- curva 1 - perfuração da chapa pela poça (vazamento);
- curva 2 - excesso de reforço da solda;
- curva 3 - falta de penetração no verso;
- curva 4 - falta de material (não preenchimento da junta e/ou formação de concavidade).

Na figura 30, a título de exemplo, tem-se um diagrama com as quatro curvas que representam fronteiras do domínio D_t de soldagem permitida. A superfície limitada pelas quatro curvas define uma secção do domínio D_r de soldabilidade, para uma tensão constante e uma velocidade de soldagem constante. Uma extensão do diagrama pode ser obtida com a consideração de um terceiro eixo, que pode corresponder à tensão ou à velocidade de soldagem. Assim, surge a figura tridimensional de D_t (Fig. 31) que possibilita encontrar parâmetros de soldagem para folgas variando de zero até 1,5 mm.

11.6 - Determinação dos Algoritmos de Controle,

Para determinar os algoritmos de controle foram utilizados três critérios:

- a) garantia de soldagem sob condições de máxima segurança contra perfurações na chapa e contra falta de penetração no verso (domínio A_t);
- b) garantia de soldagem sob máxima velocidade de soldagem (domínio A_v);
- c) garantia de soldagem sob controle do algoritmo mais simples possível (domínio A_m).

Obter máxima segurança contra perfurações e falta de penetração na raiz significa operar na região de máxima tolerância quanto aos extremos de corrente e de máxima tolerância, também, entre os extremos de folga da junta (em ambos os casos entre as curvas 1 e 3). Como na operação de simulação a folga é conhecida com precisão, tomou-se a corrente como variável mais crítica.

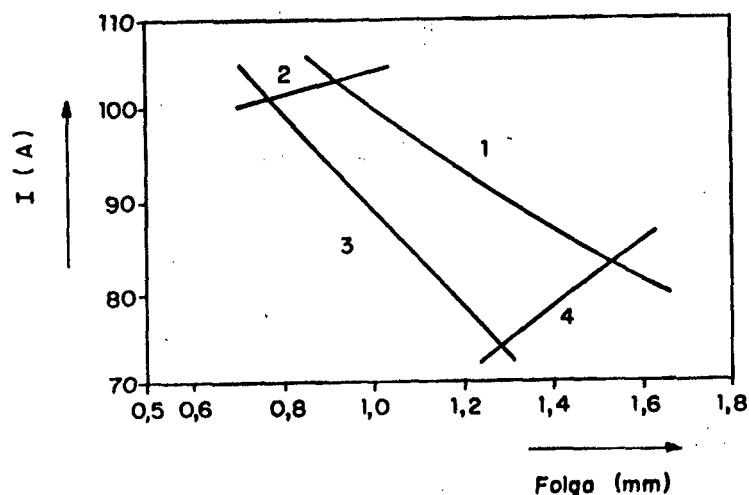


Fig.30 - Janela de soldagem sob CO_2 para $U=20$ volts e $V=50$ cm/min. Limites: 1-Perfuração (vazamento); 2-excesso de reforço; 3-falta de penetração; 4-falta de material de adição.

A soldagem sob máxima velocidade visa garantir um procedimento econômico. A meta aqui é determinar o espaço de maior velocidade e que garanta uma tolerância de, no mínimo, 12 A na corrente.

A expressão "soldagem com o mais simples algoritmo" significa que se deseja determinar as funções de dependência mais simples entre a corrente, a tensão e a velocidade, para tornar simples o próprio controle, como por exemplo, tensão e corrente constantes e uma equação de primeiro grau para a corrente.

Considerando que os três critérios acima não podem ser satisfeitos simultaneamente, foram desenvolvidos três algoritmos independentes e cada um se refere a um dos critérios. No primeiro algoritmo se usou o critério de máxima tolerância quanto à corrente, contra perfuração e falta de penetração na raiz. Ao se escolher parâmetros neste campo de maior tolerância, observou-se que o polinômio de interpolação para a tensão poderia ser de primeiro grau. Para a velocidade e a corrente se optou por um polinômio de segundo grau. As funções interpoladas do algoritmo 1, para a folga dada em milímetros, são as seguintes:

$$V = 39,82 + 17,8132 \cdot f - 7,4392 \cdot f^2 \quad [21]$$

$$U = 22,98 - 1,9175 \cdot f \quad [22]$$

$$I = 121,59 + 2,0657 \cdot f - 16,4689 \cdot f^2 \quad [23]$$

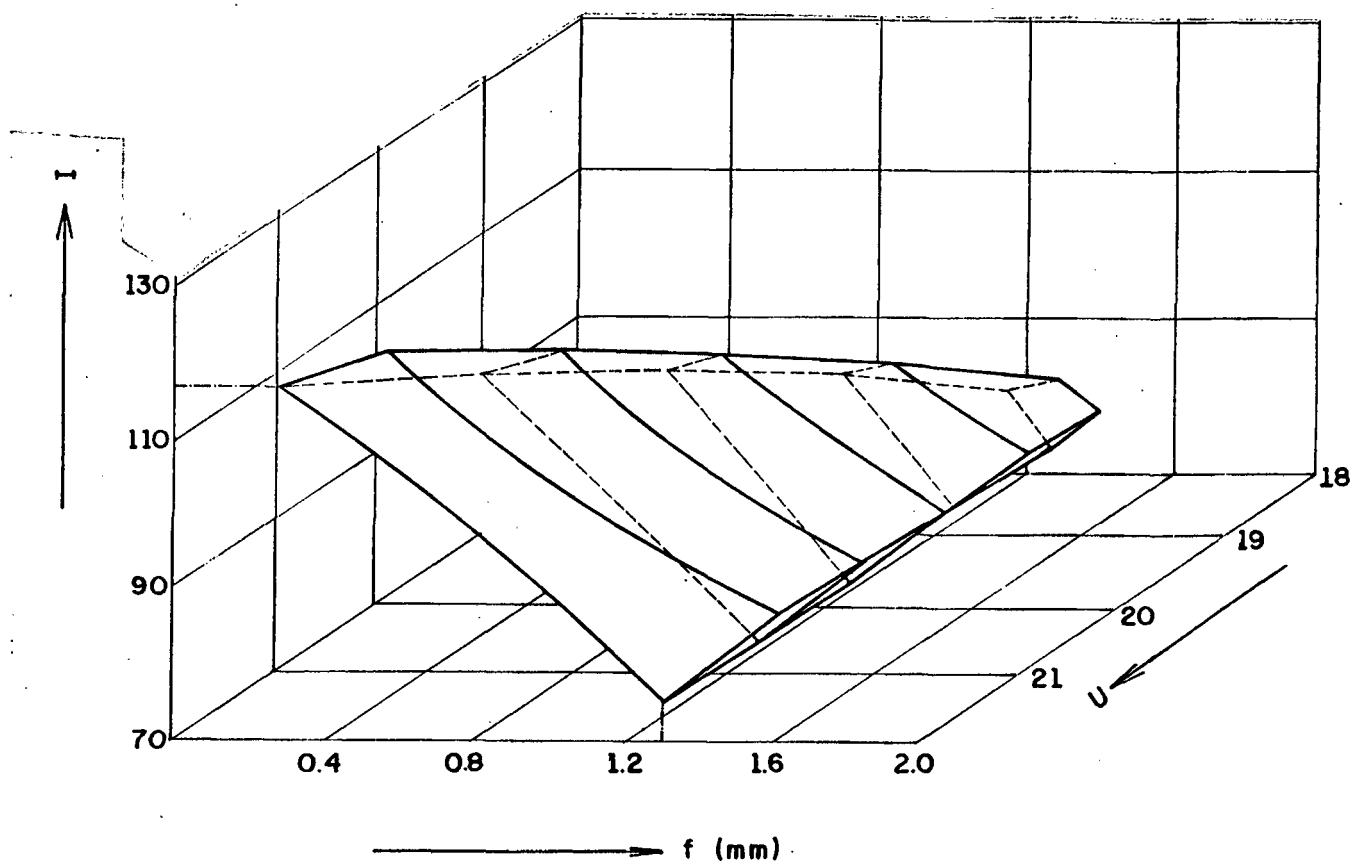


Fig. 31 - D_t para o arco de CO_2 à velocidade de 50 cm/min.

No desenvolvimento do segundo algoritmo foi destacado o critério da máxima velocidade. As seguintes funções interpoladas representam o algoritmo 2.

$$V = 70,28 + 5,6 \cdot f - 61,212 \cdot f^2 + 46,869 \cdot f^3 - 9,6969 \cdot f^4 \quad [24]$$

$$U = 23,76 - 1,857 \cdot f + 0,9524 \cdot f^2 \quad [25]$$

$$I = 155,36 - 67,857 \cdot f + 15,429 \cdot f^2 \quad [26]$$

As equações do terceiro algoritmo devem mostrar as mais simples relações analíticas. Assim, resultaram as seguintes equações:

$$V = 50 \text{ cm/min} \quad [27]$$

$$U = 23 \text{ volts} \quad [28]$$

$$I = 126,5 - 23 \cdot f \quad [29]$$

Como se observa em A_t , e também em A_v , à medida em que a

folga aumenta, a energia por unidade de comprimento diminui, pela diminuição da corrente e também da tensão recomendadas. Naturalmente isto implica em reduzir também a velocidade, porque a área adicionada deve aumentar. Segundo Folkhard [73], quando a folga da junta é pequena, a percentagem de tempo sob curto-circuito deve ser baixa, o que se consegue com uma baixa freqüência de curtos-circuitos (50 a 80 Hz). Nestas condições o material de base funde mais. Ao contrário, quando a folga da junta é grande, deve-se aumentar a área adicionada sem fundir demais o material de base. Esta condição é obtida com uma alta freqüência de curtos-circuitos (de 100 a 150 Hz) e alta percentagem de tempo sob curto-circuito, o que se consegue com baixas tensões (Fig. 32). Logo, os algoritmos determinados confirmam os resultados de Folkhard.

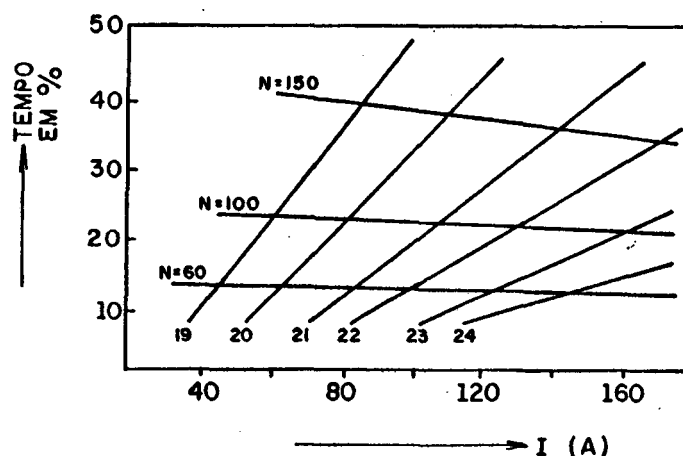


Fig. 32 - Percentual de tempo em curto-circuito em função da corrente segundo Folkhard [73], para arco de CO_2 e $d=0,8$ mm.

11.7 - Verificação Experimental dos Algoritmos (simulação).

Os corpos de prova para soldagem foram preparados com folga de junta variável e as equações matemáticas da folga, como função do comprimento da junta, foram estabelecidas. As soldagens foram executadas com a ajuda do programa simulador da função do sensor que calculava a folga da junta a cada 0,5 segundos, a partir desta fórmula matemática. Para cada valor da folga, os algoritmos permitiam recalculiar os parâmetros corrente, velocidade

e tensão. Assim, os parâmetros efetivos, durante a soldagem, foram controlados segundo o critério que serviu para definir o algoritmo de controle. Sempre que a corrente efetiva se afastasse de 4 A, ou mais, do valor dado pelo algoritmo, sofria uma retroalimentação de correção. A tensão, para desvios de 1 volt e a velocidade, para desvios de 4 cm/min, também se sujeitavam a correções análogas. A figura 33 mostra o fluxograma do programa simulador.

11.7.1 - Aparência e geometria do cordão.

Foi necessário proceder uma análise de geometria e sanidade também nas soldas resultantes das experiências realizadas com auxílio dos algoritmos. O procedimento foi o mesmo já descrito no Capítulo 11, item 11.5. Então foi verificado o domínio no qual os algoritmos satisfizeram a norma DIN 8563 [153].

11.7.2 - Análise dos Defeitos.

Os campos suscetíveis a defeitos foram submetidos a observação especial. Nas experiências realizadas, alguns defeitos surgiram em locais específicos do corpo de prova. Tais defeitos foram os seguintes: (1) insuficiente penetração; (2) cordão irregular; (3) perfuração da chapa (vazamento). Foram os seguintes os locais nos quais tais falhas ocorriam: (1) o início da soldagem; (2) os locais dos pontos de fixação; (3) o final da soldagem.

Qualquer dos três defeitos indicados surgiam com frequência no início da soldagem. A razão era a ainda insuficiente estabilidade do arco voltaico. Para dar tempo para esta estabilização, os corpos de prova foram confeccionados com um trecho adicional de cerca de 5 cm (Fig. 34). Este trecho foi soldado com os parâmetros correspondentes a uma folga nula. Assim, a soldagem executada sobre este trecho serviu ao propósito da estabilização inicial do arco voltaico e não foi considerada na experiência.

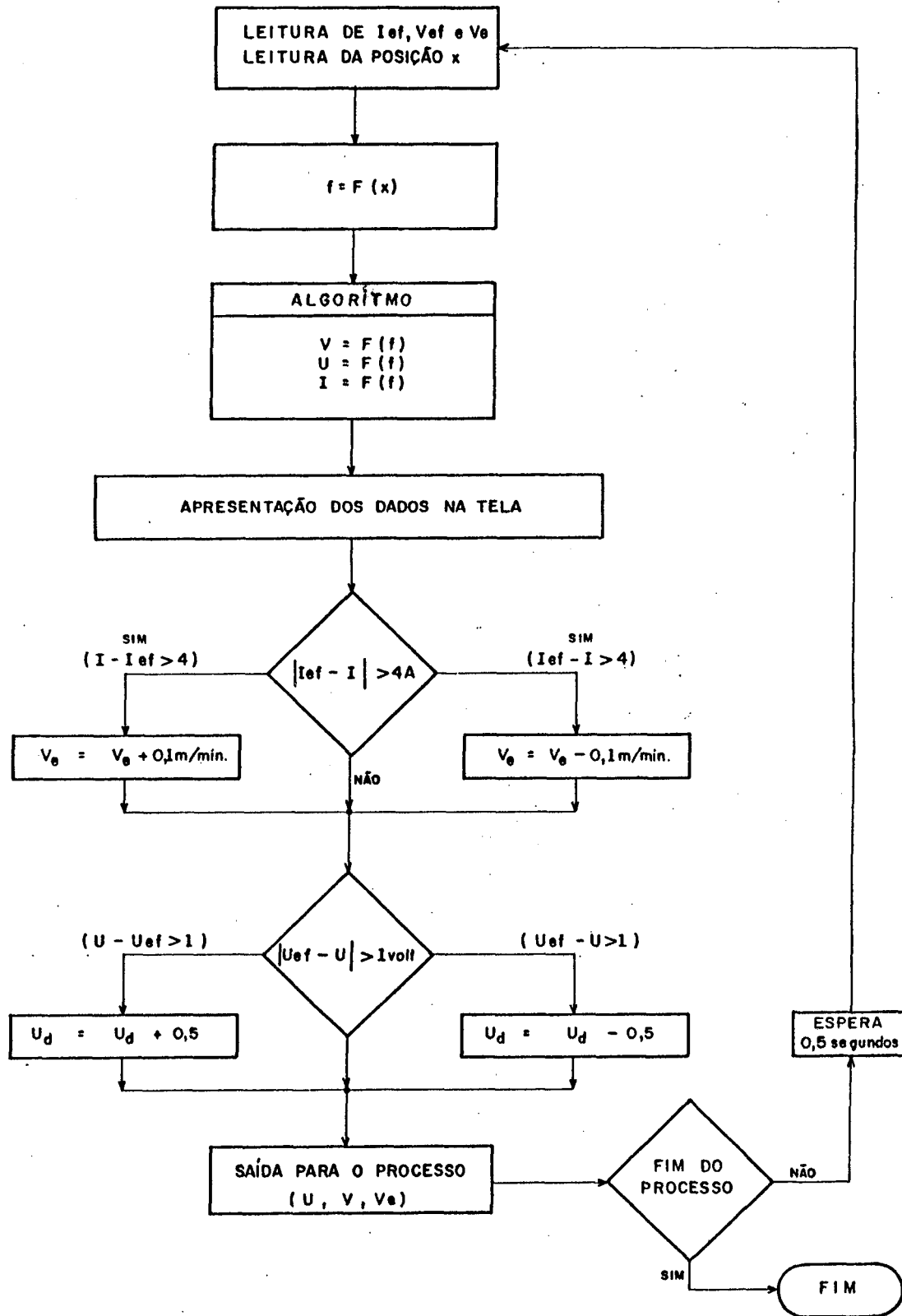


Fig. 33 - Fluxograma do programa de simulação.

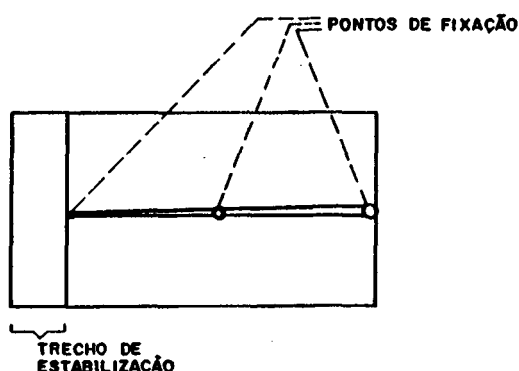


Fig. 34 - Corpo de prova com pista de estabilização.

O segundo local problemático se situava junto ao ponto de fixação (Fig. 34). Aí, a folga se anulava repentinamente e, em seguida, novamente voltava para um valor elevado. Sempre que a folga fosse menor que $0,8$ mm ocorria falta de penetração logo após o ponto e sempre que a folga fosse maior que $0,8$ mm o arame-eletrodo trespassava a chapa, pela folga, sem soldar. No primeiro caso ($f > 0,8$ mm) não havia a interrupção do processo e a aparência da solda se normalizava cerca de 1 ou 2 cm após o ponto. O motivo para este defeito era a equação que simulava a atuação do sensor, a qual não considerava a existência deste ponto de $f = 0$. Uma mudança na função $f = f(x)$ na região do ponto também não resolveu o problema, porque o compasso de $0,5$ segundos para a aquisição do valor de folga era demasiado lento. Ocorria, então, perfuração logo após o ponto. Isto se tornava claro especialmente com o terceiro algoritmo, para o qual a tensão e a velocidade permaneciam constantes. Sobre um ponto de aproximadamente 1 cm de comprimento a corrente se elevava e, imediatamente após o ponto, causava perfuração, porque o sistema de retroalimentação não era suficientemente rápido. Para julgar o algoritmo de controle foi então, necessário que houvesse mais experiências, de modo que, em diferentes corpos de prova, o ponto estivesse em posição diferente.

O defeito que ocorria no final da experiência era a perfuração da chapa, o que parcialmente estava ligado também ao problema do laço de controle e parcialmente à inércia do sistema

de mudança da velocidade de soldagem. Para folgas crescentes, os parâmetros deviam ser correspondentemente reduzidos. Isto era especialmente válido para a corrente e a tensão. Sendo de 4 A e 1 volt a regulação máxima por compasso, podia acontecer que o valor do parâmetro, dentro do campo de tolerância, atingisse o limite superior (vazamento) sem que o laço de controle pudesse evitar, quando o gradiente da folga fosse muito acentuado.

Outras vezes era a velocidade que, sendo regulada com maior frequência, por inércia, não alcançava os valores desejados. Neste caso, ocorria que o arame-eletrodo transpassava a junta. Observe-se que, à medida que a folga aumentava, tornava-se mais estreita a faixa de velocidades permitidas.

Pode-se observar também que, reduzindo-se a tensão, para maiores folgas, a faixa permitida de corrente se torna maior. No entanto, não se podia trabalhar com CO₂ como gás de proteção abaixo de 20 volts porque, nesta bancada de trabalho, alcançava-se, para este gás, o limite técnico inferior de controle da fonte de corrente (limite em Du).

Um outro problema resultava da forma e da posição do arco voltaico. Na figura 35 se observa, em comparação, um arco de CO₂ ao lado de um arco voltaico de argônio. A figura 36 consta de fotos obtidas com CO₂, confirmando o esquema de Killing [152, 154].

A seqüência de (a) até (c) mostra a transferência sob CO₂ em que se observa que o jato de plasma se move, errático, sobre o metal base e a gota repelida se destaca, tumultuando o jato de plasma de modo idêntico ao documentado por Allemand e colaboradores [155]. A seqüência de (d) até (f) mostra a característica do arco de argônio em que o jato de plasma e a transferência de metal são coaxiais. A seqüência de (g) até (k) mostra o jato de plasma e o modo de transferência no arco de CO₂, confirmando o esquema de Killing [152].

O arco voltaico sob CO₂ é mais constricto e opera na região de transição entre o arco gotejante curto ("short-arc") e o arco longo e de aerossol ("spray-arc"). Logo, o arco de CO₂ é mais instável que o de argônio, pois este permite a operação com

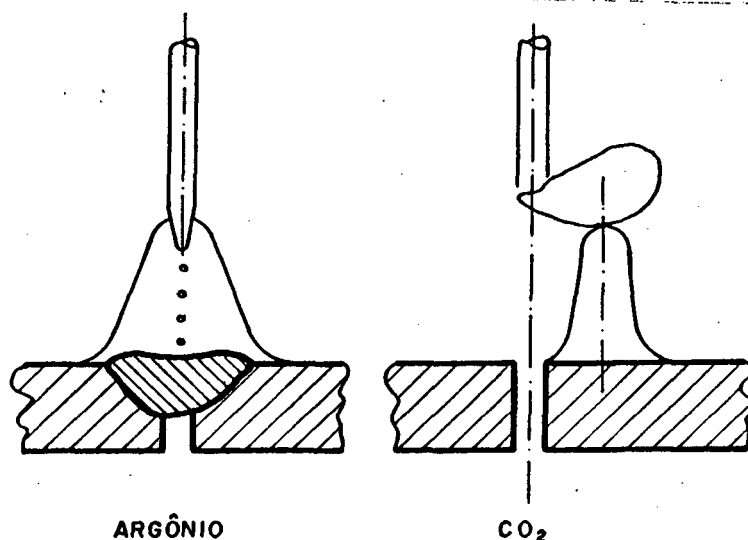
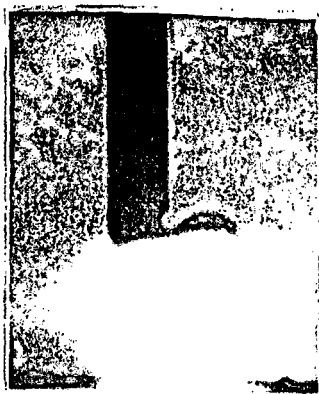


Fig. 35 - Arco voltaico e transferência de material sob argônio e CO_2 , segundo Killing [152].

"spray-arc" bem definido. Acresce-se a isto o fato de se formar uma gota deslocada do eixo do eletrodo, como mostram as figuras 35 e 36. Para grandes folgas, quando é preciso trabalhar com correntes e tensões mais baixas, este problema se agrava e o arco não pode mais, ao mesmo tempo, alcançar os dois bordos das chapas a soldar. Há ainda a considerar o fato de a frequência de curtos-circuitos se situar na faixa de 50 a 150 por segundo, o que, no compasso do laço de controle do computador, pode levar a fenômenos de ressonância, fazendo com que o próprio sistema de controle instabilize a corrente e a tensão.

Devido a estes fatos é de se esperar que, com a proteção de argônio, possa se encontrar um domínio D_r mais amplo. As folgas máximas que se deixaram soldar nestas experiências são apresentadas na Tabela 7.

Na bancada 1 não foi possível soldar chapas com folgas de 1,5 mm. Permanece em aberto a questão se os algoritmos de controle, mesmo num estreito campo de tolerância, permitiriam soldar sobre folgas maiores se o laço de controle fosse mais rápido. Todavia, neste estágio do trabalho, é preferível fazer uma comparação com o argônio como gás de proteção, deixando-se



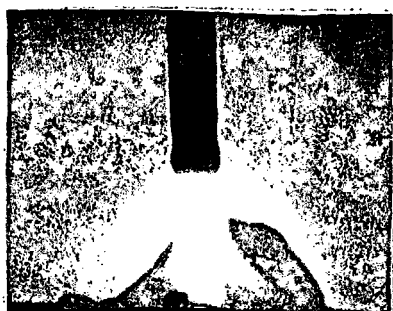
(a)



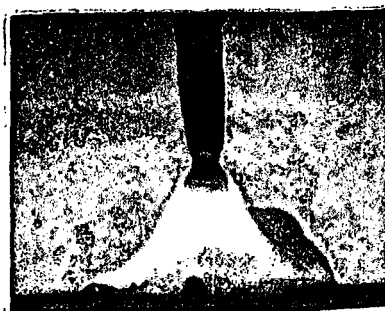
(b)



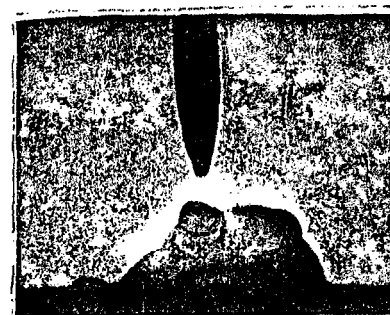
(c)



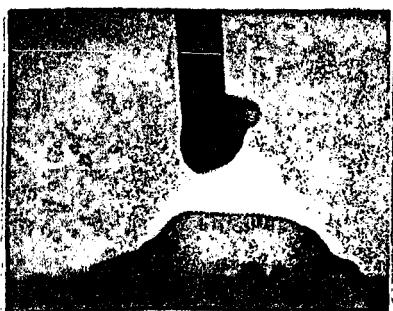
(d)



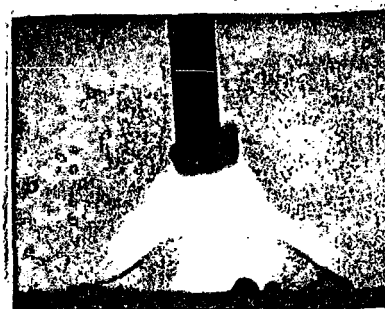
(e)



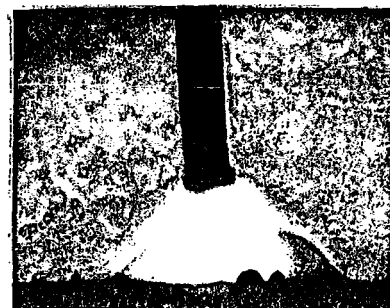
(f)



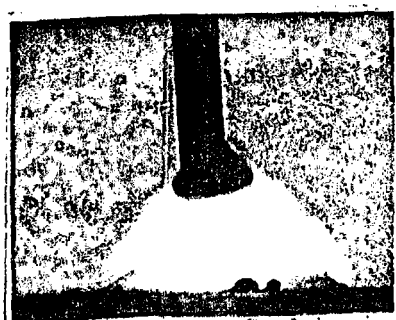
(g)



(h)



(i)



(j)

(k)

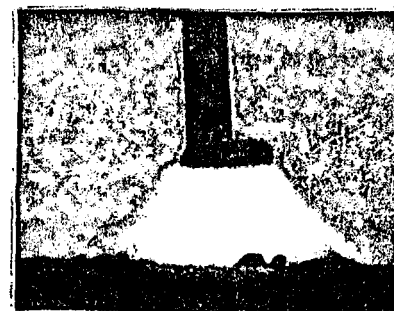


Fig. 36 - Filmagens da transferência de material através do arco

para mais tarde esta questão do circuito de controle.

TABELA 7 - Amplitude dos domínios A - Bancada 1.

Domínio	Folga máxima
Ai	1,2 mm
Av	1,3 mm
Am	1,4 mm

CAPÍTULO 12

EXPERIÊNCIAS COM A SOLDAGEM MAG (Ar + 18% CO₂)

- BANCADA 1 -

12.1 - JUSTIFICATIVAS

Uma vez que foram verificadas dificuldades com o uso do gás CO₂ como protetor do arco voltaico, sendo a maior delas o estreito domínio de tolerância, decidiu-se utilizar o mesmo método de pesquisa usando como gás protetor do arco uma mistura de argônio com 18% de CO₂. Estas experiências foram realizadas na bancada 1 (fig. 21), na qual estava conectada uma fonte MIG/MAG tiristorizada.

Foram preparadas chapas de 2,0 mm de espessura, com folgas entre 0 e 2,0 mm. A composição química do arame eletrodo foi a seguinte: 0,071%C; 1,38%Mn; 0,76%Si; 0,018%S.

Foram utilizadas as mesmas técnicas experimentais e de documentação já descritas para o caso do processo MAG-C. Medidas prévias feitas sobre 80 amostras (soldadas com a mistura gasosa) revelaram desvios padrão de 0,26 mm e 0,10 mm, respectivamente, para a largura e reforço da solda e de 0,25 mm e 0,14 mm, respectivamente, para a largura e reforço da raiz. Os resultados experimentais relativos à geometria da solda serão apresentados e discutidos no capítulo 17. Os resultados que se referem aos limites de corrente que definem o domínio de tolerância do processo constam da tabela 8 e são discutidos a seguir.

12.2 - Avaliação do Experimento.

Para a avaliação dos resultados destas experiências foram seguidos os mesmos critérios já descritos e previstos na

norma DIN 8563, parte 3, para o nível AS de qualidade.

Verificou-se que o uso deste gás apresenta vantagens. A estabilidade do arco voltaico é maior e a salpicagem menor. Como o argônio é mais facilmente ionizável que o CO₂, as tensões de arco resultam menores, o que torna possível trabalhar com "short-arc" em baixas tensões e baixas correntes, reduzindo a tendência da poça fundida atravessar a junta nas grandes folgas.

Na figura 37 os resultados experimentais obtidos para a tensão de 20 volts e 50 cm/min estão apresentados. Os números que designam as diversas curvas seguem a convenção abaixo.

Curva 1: formação de perfuração - I_{max}.

Curva 2: falta de penetração - I_{min}.

Curva 3: reforço excessivo do cordão - I_{re}.

Curva 4: falta de material de adição - I_{en}.

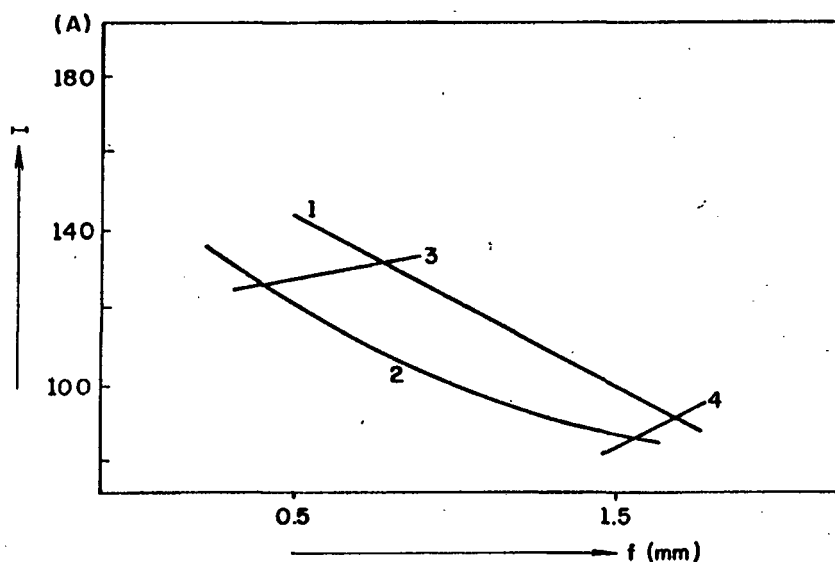


Fig. 37 - Janela de soldagem isenta de defeitos (bancada 1, 20 V, 50 cm/min, Ar + 18% CO₂).

Os dados apresentados na tabela 7 foram condensados nas equações a seguir, as quais são aproximações no sentido dos desvios mínimos de Gauss.

a) Mínima corrente para obter penetração:

$$I_{\min} = 81,6 - 13,3 \cdot f \cdot V/U + 22,0 \cdot V/U \quad [30]$$

$$\gamma = 0,90 \quad \sigma = 12,1 \text{ A}$$

$$I_{\min} = 17 - 88,4 \cdot f + 2,50 \cdot V + 3,926 \cdot U + 1509,4 \cdot f/V - 225,9 \cdot f/U + 18,2 \cdot f - 0,012 \cdot V - 0,099 \cdot U \quad [31]$$

$$\gamma = 0,954 \quad \sigma = 8,87 \text{ A}$$

$$\log I_{\min} = 2,943 - 0,0851 \cdot \log(f+0,01) + 0,30 \cdot \log V + 0,1752 \cdot \log U \quad [32]$$

$$\gamma = 0,87 \quad \sigma = 11,6 \text{ A}$$

$$I_{\min} = -103 - 10 \cdot \log(f+0,01) + 36,3 \cdot \log V + 22,2 \cdot \log U \quad [33]$$

$$\gamma = 0,87 \quad \sigma = 13,8 \text{ A}$$

b) Máxima corrente para evitar perfuração.

$$I_{\max} = 106 - 14,6 \cdot f \cdot V/U + 22 \cdot V/U \quad [34]$$

$$\gamma = 0,95 \quad \sigma = 8,4 \text{ A}$$

$$I_{\max} = 6,7 - 94,46 \cdot f + 1,51 \cdot V + 10,3181 \cdot U + 1047,9 \cdot f/V + 578,4 \cdot f/U - 0,483 \cdot f^2 - 0,00594 \cdot V^2 - 0,2623 \cdot U^2 \quad [35]$$

$$\gamma = 0,97 \quad \sigma = 6,8 \text{ A}$$

$$I_{\max} = 121,4 - 86,9 \cdot f + 0,87 \cdot V + 948 \cdot f/V + 482,6 \cdot f/U + 12,6/(10 \cdot f + U) \quad [36]$$

$$\gamma = 0,97 \quad \sigma = 6,8 \text{ A}$$

$$\log I_{\max} = 3,952 - 0,08788 \cdot \log(f+0,01) + 0,227 \cdot \log V - 0,01544 \cdot \log U \quad [37]$$

$$\gamma = 0,77 \quad \sigma = 15,7 \text{ A}$$

$$I_{\max} = 6,3 - 11,5 \cdot \log(f+0,01) + 31,06 \cdot \log V - 1,4 \cdot \log U \quad [38]$$

$$\gamma = 0,81 \quad \sigma = 16,7 \text{ A}$$

c) Máxima corrente para evitar excesso de raiz (válida somente para $f < 1,0 \text{ mm}$).

$$I_{ra} = 406 - 113 \cdot f - 1,257 \cdot V - 1,39 \cdot U - 5755,9/V - 336,06/U + 3076,6 \cdot f/V \quad [39]$$

$$\gamma = 0,976 \quad \sigma = 5,74 \text{ A}$$

d) Máxima corrente para evitar excesso de reforço (válida somente para $f < 1 \text{ mm}$).

$$I_{re} = -110 + 1,8 \cdot V + 7,0 \cdot U + f \cdot U - 0,10 \cdot f \cdot V \quad [40]$$

$$\gamma = 0,98 \quad \sigma = 4,20 \text{ A}$$

e) Mínima corrente para garantir a quantidade de material para encher a junta.

$$I_{en} = 13,9 + 23,50946 \cdot V_{\min} - 0,7508 \cdot (V_{\min})^2 \quad [41]$$

onde

$$V_{\min} = 0,04421 \cdot f \cdot V \quad \text{em m/min.} \quad [42]$$

A superfície limitada por estas curvas representa um domínio de soldabilidade para uma tensão e uma velocidade constantes. Uma extensão do diagrama pode ser obtida com a

consideração de um terceiro eixo que pode corresponder à tensão ou à velocidade de soldagem. Assim surgem figuras tridimensionais, como é exemplificado na figura 38, que possibilitam encontrar parâmetros de soldagem para folgas variando de zero até 1,8 mm. O domínio tetradimensional não é graficamente representável.

Para determinar algoritmos de controle, foi elaborado um programa que, por varredura, pesquisa os espaços de trabalho disponíveis no domínio Dt. Verificou-se assim que as variáveis

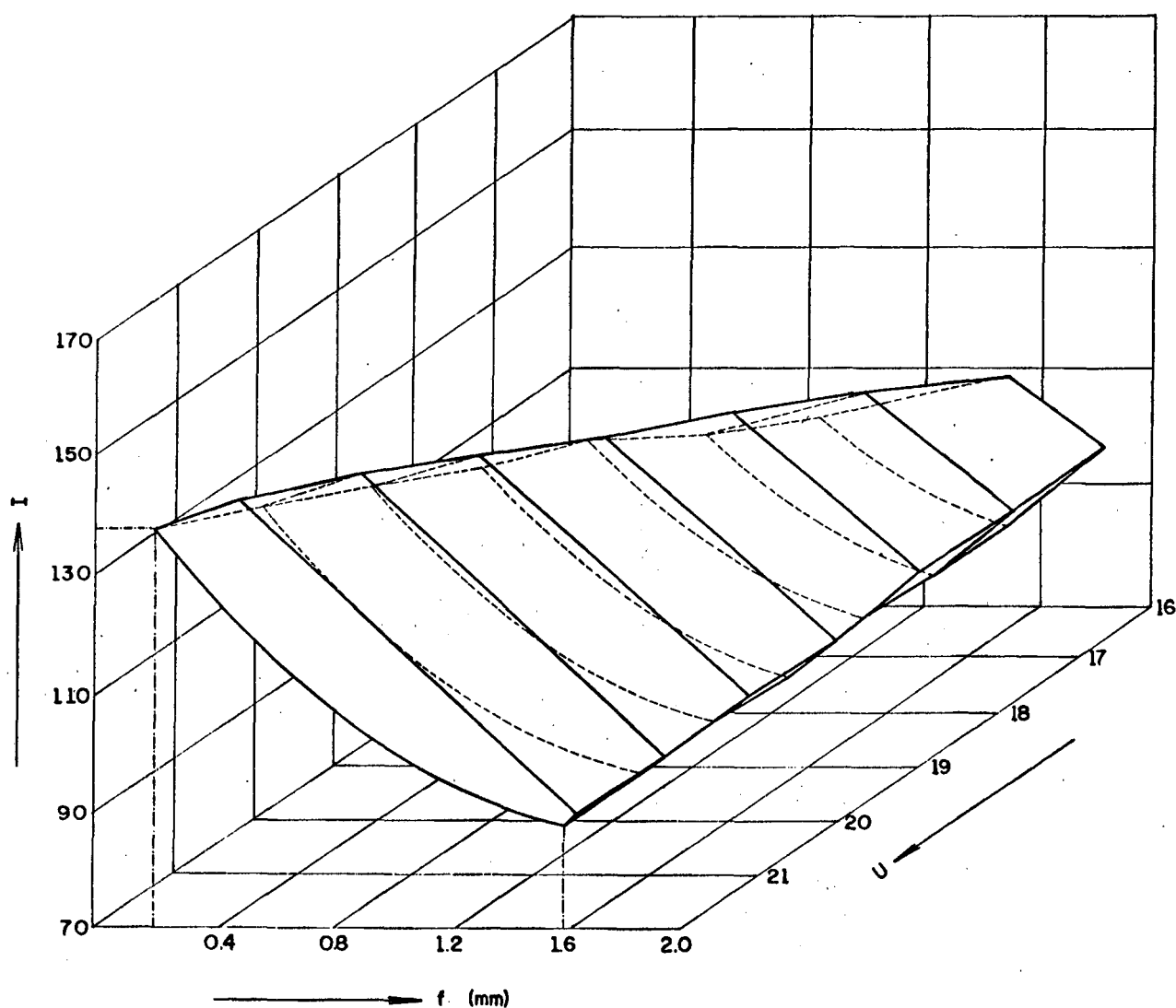


Fig. 38 - Representação tridimensional de Dt para Ar+18%CO₂
(bancada 1, V = 50 cm/min).

TABELA 8 - Resultados para Ar + 18%CO₂ - bancada 1

f	V	U	I _{max}	I _{re}	I _{ra}	I _{ev}	I _{min}	I _{en}
0,00	30	22,0	147	90	125	-	115	--
0,00	48	17,0	-	-	-	158	-	--
0,00	30	17,0	137	-	130	113	112	--
0,00	48	21,0	-	120	-	158	124	--
0,00	29	16,0	144	-	125	-	110	--
0,00	69	19,0	-	-	-	-	168	--
0,00	69	20,0	191	-	191	182	182	--
0,00	60	20,0	-	-	-	-	160	--
0,00	75	18,0	-	-	-	-	180	--
0,00	30	21,3	145	-	135	-	118	--
0,00	70	17,0	190	-	-	-	170	--
0,00	70	22,0	185	165	-	-	170	--
0,15	80	24,0	172	-	172	-	170	30,0
0,22	50	22,2	-	-	-	-	140	--
0,26	28	18,0	-	-	-	122	105	20,0
0,35	30	18,0	140	-	130	123	114	27,0
0,35	69	17,0	155	-	-	-	145	--
0,35	48	17,0	-	-	173	171	126	38,0
0,37	29	17,0	134	-	124	122	100	27,0
0,50	26	21,0	137	-	120	130	96	30,0
0,50	50	17,0	140	-	-	-	118	--
0,50	50	18,0	146	112	-	-	116	--
0,50	50	19,0	150	120	-	-	115	--
0,50	50	20,0	150	125	-	-	118	--
0,50	50	22,0	145	140	-	-	121	--
0,50	50	23,0	143	-	-	-	122	--
0,60	70	18,0	-	-	-	-	135	--
0,60	66	17,0	158	130	156	-	132	--
0,60	70	18,0	147	145	-	-	-	--
0,70	50	20,0	140	130	-	-	135	50,0
0,80	70	18,0	145	-	137	-	95	68,0
0,95	50	22,0	120	-	-	-	85	60,0
1,00	50	18,0	130	115	130	-	103	70,0
1,00	50	18,0	-	-	-	-	100	70,0
1,00	50	20,0	120	-	-	-	102	70,0
1,00	70	18,0	-	-	-	-	100	80,0
1,00	70	18,0	145	-	-	-	95	80,0
1,00	70	20,0	115	-	114	-	95	80,0
1,00	70	22,0	130	-	127	-	125	80,0
1,00	48	19,0	126	120	-	-	100	60,0
1,00	80	19,0	-	-	-	-	122	80,0
1,00	70	17,0	145	-	125	-	110	80,0
1,00	30	23,0	-	-	-	-	90	--
1,00	70	16,0	145	140	125	-	108	80,0
1,00	68	16,0	-	-	-	-	105	78,0
1,00	44	22,0	-	-	-	-	100	58,0
1,00	30	19,0	118	90	118	-	90	41,5
1,00	30	18,0	124	-	-	-	85	41,5
1,00	30	17,0	125	-	-	-	85	41,0

TABELA 8 - Continuação

1.00	30	18,0	124	-	120	146	85	--
1.10	30	18,0	-	-	-	-	85	--
1.40	39	22,0	95	-	-	-	86	68,5
1.45	29	16,5	110	-	-	-	82	57,0
1.50	50	18,0	96	-	-	-	-	--
1.60	40	19,0	96	-	-	-	94	74,0
1.64	50	19,0	-	-	-	-	120	48,0
1.70	34	17,5	84	-	-	-	-	--
1.80	30	22,0	94	-	-	-	84	--
1.80	30	18,0	85	-	-	-	85	65,0
1.80	34	18,0	98	-	-	-	85	--
1.80	70	17,0	100	-	-	-	90	--
1.85	30	18,0	95	-	-	-	-	68,0
2,00	48	17,0	90	-	-	-	80	100,0
2,00	47	19,0	85	-	-	-	83	100,0
2,00	75	19,0	88	-	-	-	90	135,0

12.3 - Determinação dos Algoritmos de Controle.

críticas, pelos limites que impõem, são a corrente e a folga da junta. Esta última merece uma consideração particular porque a experiência, com o uso do sensor ótico, demonstrou que o erro na determinação da folga ainda é bastante acentuado, com um desvio padrão de 0,33 mm. Assim, decidiu-se compor três algoritmos diferentes. O primeiro, definido pelo domínio A_i , é o conjunto dos pontos de trabalho que garante a máxima tolerância quanto à corrente. O segundo algoritmo define o domínio A_s , ao qual pertencem os pontos que garantem a máxima tolerância quanto à folga. Ao terceiro corresponde o domínio A_v , ao qual pertencem os pontos que, garantindo uma tolerância mínima de 15 A na corrente e de 0,4 mm na folga, permitem uma soldagem às mais altas velocidades.

12.3.1 - Domínio A_i .

Pertencem a este domínio os pontos $P(V,U,I)$ que satisfazem as seguintes equações:

$$V = 98 - 185,85 \cdot (f - f^2) - 41,2 \cdot f^3 \quad [43]$$

$$U = 23,2 - 2,98 \cdot f - 0,4 \cdot f^2 \quad [44]$$

$$I = 177,8 - 108.f + 33.f^2 \quad [45]$$

Logo, o ponto de trabalho P (V, I, U) será

$$(P \in Dt \mid I_2 > I_r > I_1)$$

onde I_r é a corrente efetiva real e I_1 e I_2 são dados por

$$I_2 = 199 - 163,33.f + 109,886.f^2 - 27,6293.f^3 \quad [46]$$

$$I_1 = 194,3 - 237,784.f + 169,493.f^2 - 40,165.f^3, \quad [47]$$

com um desvio padrão de 4 A e representados conforme a figura 39.

12.3.2 - Domínio As.

O algoritmo para o domínio As resultou o seguinte:

$$I = 157,8 - 86,6.f + 25,22.f^2 \quad [48]$$

$$U = 22,8 - 1,5.f - f^2 \quad [49]$$

$$V = 62,3 - 60,6.f + 26,4.f^2 \quad [50]$$

Assim, o ponto de trabalho será $(P \in Dt \mid f_2 > f_r > f_1)$, onde f_1 e f_2 são os limites de Dt apresentados na figura 40 e

$$f_2 = -0,2 + 2,41.f - 0,67.f^2 \quad [51]$$

$$f_1 = 0,2 - 0,43.f + 0,68.f^2 \quad [52]$$

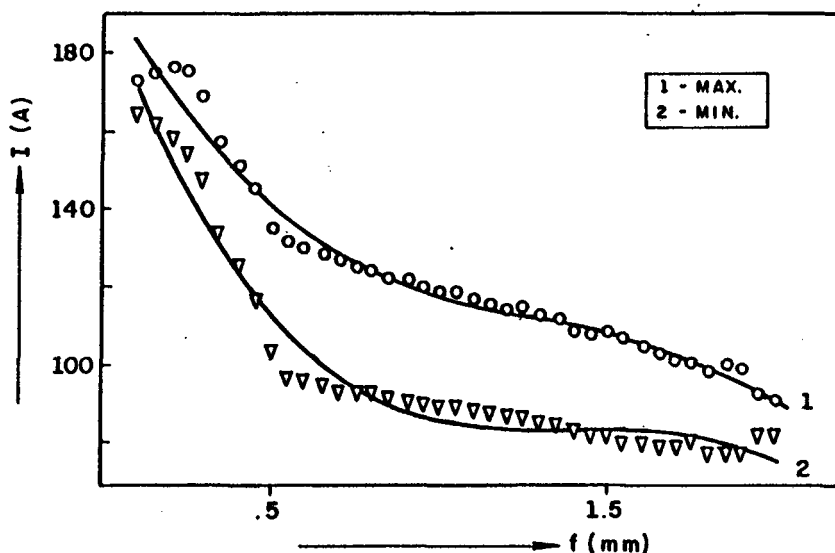


Fig. 39 - Limites do domínio Ai.

12.3.3 - Domínio Av.

Pertencem a este domínio os pontos P(I,U,V) que

satisfazem as equações

$$I = 167,8 - 83,9 \cdot f + 21,4 \cdot f^2, \quad [53]$$

$$U = 19 - f, \quad [54]$$

$$V = 47 \text{ para } f \geq 0,70 \text{ mm e} \quad [55]$$

$$V = 86 - 100 \cdot f + 61 \cdot f^2 \text{ para } f < 0,70 \text{ mm.} \quad [56]$$

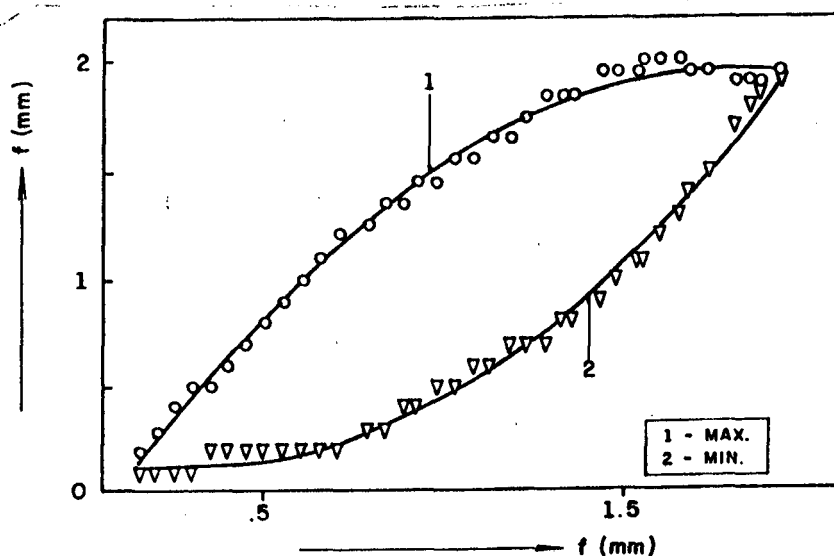


Fig. 40 - Limites do domínio As.

Assim,

$$(P \in Dt | (f_2 - f_1) < 0,4 \text{ e } (I_2 - I_1) < 15A)$$

Neste caso, as folgas $f < 0,25$ mm e $f > 1,55$ mm não pertencem ao domínio Av e

$$f_2 = -0,12 + 2,34 \cdot f - 0,735 \cdot f^2 \quad [57]$$

$$f_1 = 0,12 - 0,34 \cdot f + 0,735 \cdot f^2 \quad [58]$$

A figura 41 representa este caso.

12.4 - Verificação Experimental dos Algoritmos.

Da mesma forma descrita no capítulo 11, item 11.7, referente às experiências com o gás CO₂, foram preparados corpos de prova para soldagem com folga de junta variável e estabelecidas as relações matemáticas que determinariam o valor da folga no programa simulador da função do sensor. O fluxograma da função do sensor está ilustrado na figura 34.

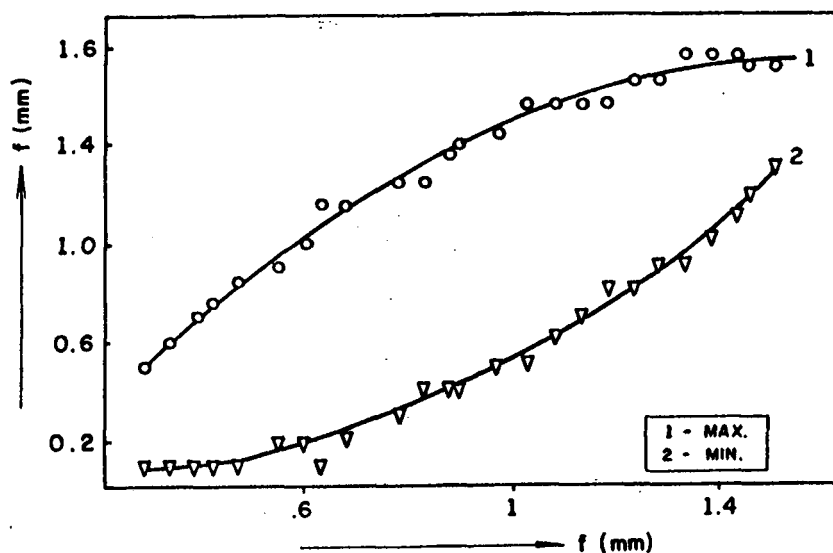


Fig. 41 - Limites do domínio Av.

12.4.1 - Aparência e Geometria do Cordão.

Também neste caso se procedeu à análise da geometria e da aparência da solda seguindo o mesmo procedimento já descrito para o caso do CO₂. A tabela 8 ilustra o protocolo obtido em uma das experiências, como exemplo. Verificou-se aqui o atendimentos aos critérios da norma DIN 8563.

12.4.2 - Análise dos Defeitos.

Embora surgissem defeitos com muito menos frequência do que no caso do CO₂, também nas soldas feitas sob proteção de argônio haviam locais preferenciais de ocorrência dos mesmos, ou seja, os locais dos pontos de fixação e o final da soldagem. No início da soldagem já não ocorriam problemas devido à existência da pista prévia de estabilização do arco voltaico, sem junta ($f = 0$).

Os defeitos junto aos pontos de fixação foram desconsiderados porque não comprometem a avaliação do algoritmo. A perfuração que surgia no final da experiência, associada com o

TABELA 9: Protocolo de experiência de simulação do sensor.

f	I	U	V_e	V	b_1	b_2	r_1	r_2
0,22	140	22,5	6,63	50	1,3	6,3	0,10	1,40
0,40	129	22,0	5,93	43	1,3	6,0	0,50	1,30
0,61	110	21,5	4,93	35	1,4	5,8	0,50	1,30
0,78	108	21,0	4,70	30	1,5	5,5	0,70	1,40
0,90	100	21,0	4,22	30	1,5	5,3	0,60	1,00
1,11	95	20,0	4,00	29	1,6	5,3	0,70	1,00
1,30	89	19,0	3,82	28	2,0	5,0	0,75	0,90
1,50	85	18,5	3,71	30	2,4	4,6	0,80	0,53
1,70	84	17,5	3,70	34	2,7	4,3	0,83	0,10

- Notas: a) até $f = 0,2$ não houve penetração;
 b) para $f = 1,80$ o arame-eletrodo trespassa a junta;
 c) algoritmo dado - As;
 d) $Z=10$ mm; $d = 0,8$ mm; CAR 1A/ER70S6; aço St 37;
 Ar+18% CO₂; CC+.

problema do laço de controle e com a inércia do sistema de mudança de velocidade de soldagem, revelou-se menos grave do que no caso da proteção com CO₂, conseguindo-se soldas sadias até em folgas de 1,8 mm, quando os valores de V, U e I eram os mais baixos, conforme prevê o algoritmo no. 1. Reduzindo-se a tensão, para folgas maiores, a faixa permitida de corrente se amplia. Isto é importante porque, com a mistura de argônio e CO₂ (18%), pode-se trabalhar com tensões tão baixas quanto 16 volts. Isto representa uma grande vantagem em relação à proteção do arco obtida com CO₂ puro. Além disso, o arco de argônio é mais estável, mais aberto e capaz de alcançar simultaneamente os dois bordos a soldar mesmo em grandes folgas da junta. O fato de se trabalhar na região do "spray-arc" tumultua menos a poça de fusão e não instabiliza a atuação do laço de controle.

As vantagens que o argônio apresenta compensam em muito

a desvantagem de ser um gás mais caro que o CO₂. No caso da soldagem de chapas finas (espessuras iguais ou menores que 2 mm) com sistema automático adaptativo, as experiências aqui relatadas não deixam dúvidas de que este gás deve ser preferido.

Nestas experiências de simulação dos sensores, as folgas que se conseguiu soldar dentro dos critérios da Norma DIN estão indicadas na tabela 10.

TABELA 10: Amplitude dos domínios A - bancada 1 - Ar+CO₂

domínio	folga (mm)
Ai	0,1 - 1,8
As	0,2 - 1,7
Av	0,35 - 1,5

A figura 42 mostra a variação da energia por unidade de comprimento da solda, em função da folga da junta. Vê-se que as curvas de energia referentes a Ai e As são equivalentes. A curva de Av, no entanto, segue valores mais baixos de energia:

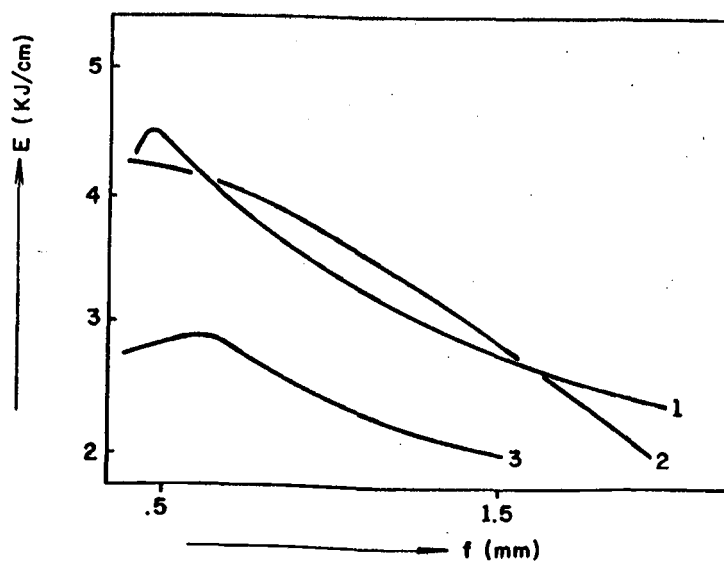


Fig. 42 - Variação da energia com a folga nos três domínios.

CAPÍTULO 13

13. EXPERIÊNCIAS COM A SOLDAGEM MAG (Ar + 18% CO₂)

BANCADA 2

Para investigar a transferibilidade dos resultados de uma bancada de trabalho a outra, a mesma metodologia de pesquisa foi repetida, trabalhando-se então na bancada 2, na qual a fonte era transistorizada e a dissipação térmica era baixa (ver capítulo 10). Além disso, trabalhou-se com um arame-eletrodo de composição ligeiramente diferente (0,134%C; 1,48%Mn; 0,99%Si; 0,010%P; 0,022%Si), porém de mesma classe. Os resultados experimentais se encontram sumarizados na tabela 11.

TABELA 11: Resultados para Ar+18%Co₂ (Bancada 2 - Z=10mm)

f	V	U	I _{max}	I _{re}	I _{ra}	I _{min}
1,30	32,0	25,5	-	-	-	80
0,55	50,0	20,8	155	135	150	118
1,00	40,0	18,5	139	105	135	97
1,50	30,0	16,5	112	-	108	101
0,35	50,0	21,8	160	140	155	126
0,45	50,0	22,0	154	150	146	118
0,47	50,0	22,0	140	-	-	100
0,67	50,0	21,4	145	145	144	107
0,00	30,0	18,1	180	-	180	166
0,45	66,0	23,0	155	-	155	130
0,57	49,0	21,6	145	145	-	110
0,33	70,0	22,8	168	-	168	-
0,62	59,0	21,9	145	-	137	115
0,76	51,0	21,8	135	-	126	100
0,93	41,0	20,0	133	125	105	-
0,78	50,0	22,0	133	-	-	98
1,00	35,0	20,0	115	115	101	-
0,00	90,0	23,0	-	220	-	210
0,00	80,0	23,0	-	200	-	195
0,00	80,0	24,0	205	205	205	185
0,00	80,0	24,4	200	200	200	180
1,90	40,0	18,0	130	-	-	80
0,93	41,0	20,0	-	-	-	95

TABELA 11 - Continuação.

0,50	50,0	18,0	175	-	-	140
1,90	50,0	17,0	140	105	-	65
1,00	50,0	17,0	155	-	-	105
0,25	30,0	21,0	-	-	-	120
0,25	70,0	21,0	182	-	-	-
1,00	35,0	20,0	110	-	-	93
1,00	70,0	21,0	-	-	-	105
1,50	40,0	17,3	140	100	-	82
1,50	40,0	17,3	140	-	155	-
0,00	30,0	21,3	165	-	159	135
1,50	40,0	18,0	-	-	-	80
0,52	50,0	21,1	-	133	-	115
0,75	43,2	21,1	-	-	129	100
0,88	43,0	20,1	132	130	123	-
1,40	31,8	18,4	106	105	102	-
1,00	39,0	19,0	130	110	123	-
1,20	34,5	18,0	120	-	112	95
1,50	30,0	17,6	103	-	100	100
1,50	30,0	17,6	103	-	103	-
0,30	48,0	21,2	-	130	157	130
0,91	44,0	18,8	145	-	140	-
1,00	44,0	18,8	140	110	131	100
1,10	45,0	19,0	135	120	135	-
0,50	40,0	18,0	165	-	150	133
0,50	30,0	18,0	145	-	-	133
1,50	40,0	17,6	140	-	-	82
0,00	80,0	23,6	206	205	195	190
0,00	90,0	23,6	211	-	201	200
1,50	50,0	17,5	-	-	-	80
1,50	50,0	16,5	-	-	138	75
1,90	40,0	18,0	128	-	-	80
1,90	50,0	17,0	138	100	-	66
1,90	50,0	21,0	100	-	-	-

13.1 - Avaliação do Experimento.

Para a avaliação foram seguidos os mesmos critérios dos experimentos anteriores, previstos na DIN 8563, parte 3, para o nível AS de qualidade.

A figura 43 representa resultados experimentais obtidos para a tensão de 22 volts e 50 cm/min. Os números que designam as diversas curvas seguem a mesma convenção já explicitada no capítulo 12, item 12.2.

Os dados apresentados na tabela 11 foram condensados pelo método da regressão linear de múltiplas variáveis nas

seguintes fórmulas:

a) Mínima corrente para obter penetração.

$$I_{\min} = 101,8 + 10,59 \cdot f^2 \cdot V/U - 38,9 \cdot f \cdot V/U + 25,8 \cdot V/U \quad [59]$$

$$\gamma = 0,98 \quad \sigma = 8,2 \text{ A}$$

$$I_{\min} = 85,5 - 19,7 \cdot f \cdot V/U + 28 \cdot V/U \quad [60]$$

$$\gamma = 0,95 \quad \sigma = 12 \text{ A}$$

$$I_{\min} = 402 - 44,9 \cdot f + 1.325 \cdot V - 19,72 \cdot U + 2606 \cdot f/V - 2382 \cdot f/U + 30,7 \cdot f^2 + 0,0014 \cdot V^2 + 0,2448 \cdot U^2 \quad [61]$$

$$\gamma = 0,999 \quad \sigma = 1,73 \text{ A}$$

$$I_{\min} = 296,5 - 50,6 \cdot f + 1,27 \cdot V - 9,47 \cdot U + 2687 \cdot f \cdot V - 2300 \cdot f/U + 31f + 0,002 \cdot V \quad [62]$$

$$\gamma = 0,998 \quad \sigma = 2,03 \text{ A}$$

$$\log(I_{\min}) = 3,7735 - 0,1349 \log(f+0,01) + 0,055 \log V + 0,1996 \log U \quad [63]$$

$$\gamma = 0,90 \quad \sigma = 14 \text{ A}$$

$$I_{\min} = 33,4 - 18 \cdot \log(f+0,01) + 18 \log V - \log U \quad [64]$$

$$\gamma = 0,94 \quad \sigma = 13,3 \text{ A}$$

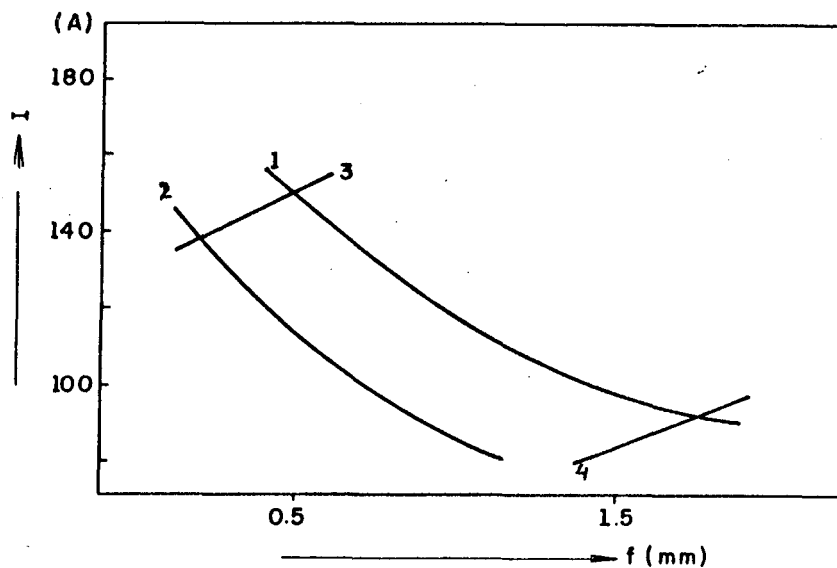


Fig.43 - Janela de soldagem para a bancada 2, a 22 volts e 50 cm/min, para Ar+18%Co2 e Z = 10 mm.

b) Máxima corrente para evitar perfuração.

$$I_{\max} = 103 + 7,16 \cdot f^2 \cdot V/U - 25,27 \cdot f \cdot V/U + 31,3 \cdot V/U \quad [65]$$

$$\gamma = 0,92 \quad \sigma = 9,8 \text{ A}$$

$$I_{max} = 88 - 11,17 \cdot f \cdot V/U + 33,3 \cdot V/U \quad [66]$$

$$\gamma = 0,90 \quad \sigma = 12,4 \text{ A}$$

$$I_{max} = 81,4 - 128,23 \cdot f + 1,48 \cdot V - 9,701 \cdot U - 667,167 \cdot f/V + \\ + 1260,3 \cdot f/U + 19 \cdot f^2 - 0,004646 \cdot V^2 - 0,35337 \cdot U^2 \quad [67]$$

$$\gamma = 0,98 \quad \sigma = 5,6 \text{ A}$$

$$I_{max} = 205 + 118,4 \cdot f + 2,57 \cdot V - 4,96 \cdot U - 4971 \cdot f/V + \\ + 965 \cdot f/U - 3,09 \cdot f \cdot V + 21 \cdot f^2 - 0,014 \cdot V^2 \quad [68]$$

$$\gamma = 0,99 \quad \sigma = 3 \text{ A}$$

$$\log(I_{max}) = 5,12 - 0,082 \cdot \log(f+0,01) + 0,423 \log V - \\ - 0,616 \cdot \log U \quad [69]$$

$$\gamma = 0,91 \quad \sigma = 10 \text{ A}$$

$$I_{max} = 176,15 - 13 \cdot \log(f+0,01) + 61,7 \cdot \log V - \\ - 92,6 \cdot \log U \quad [70]$$

$$\gamma = 0,94 \quad \sigma = 9,5 \text{ A}$$

c) Máxima corrente para evitar excesso de raiz.

$$I_{ra} = 169,5 + 844 \cdot f + 3,8 \cdot V - 4,6 \cdot U - 900 \cdot f/V - 8590 \cdot f/U - \\ - 25,9 \cdot f \cdot U + 54 \cdot f^2 - 0,0254 \cdot V^2 \quad [71]$$

$$\gamma = 0,97 \quad \sigma = 8,33 \text{ A}$$

d) Máxima corrente para evitar excesso de reforço.

$$I_{re} = -250 + 2 \cdot V + 12,7 \cdot U + 4,52 \cdot f \cdot U - 1,15 \cdot f \cdot V \quad [72]$$

$$\gamma = 0,98 \quad \sigma = 4 \text{ A}$$

e) Corrente em função da velocidade do arame-eletrodo

$$I = 29,4 + 18,05 \cdot V_e - 0,4382 \cdot V_e^2 \quad [73]$$

f) Mínima velocidade de arame-eletrodo para encher a junta.

$$V_e = 0,0442 \cdot f \cdot V \text{ para } V \text{ em cm/min e } V_e \text{ em m/min.}$$

As fórmulas acima permitem definir Dt , cuja representação gráfica é a figura 44.

13.2 - Determinação dos Algoritmos de Controle.

Foram usados os mesmos critérios do capítulo 12 para determinar os algoritmos definidores dos domínios A_i , A_s e A_v . O primeiro visa garantir máxima tolerância quanto à corrente. O segundo, quanto a erros na medida da folga. O terceiro permite soldar a mais altas velocidades, garantindo tolerâncias mínimas de 15 A e de 0,4 mm, respectivamente, na corrente e na folga.

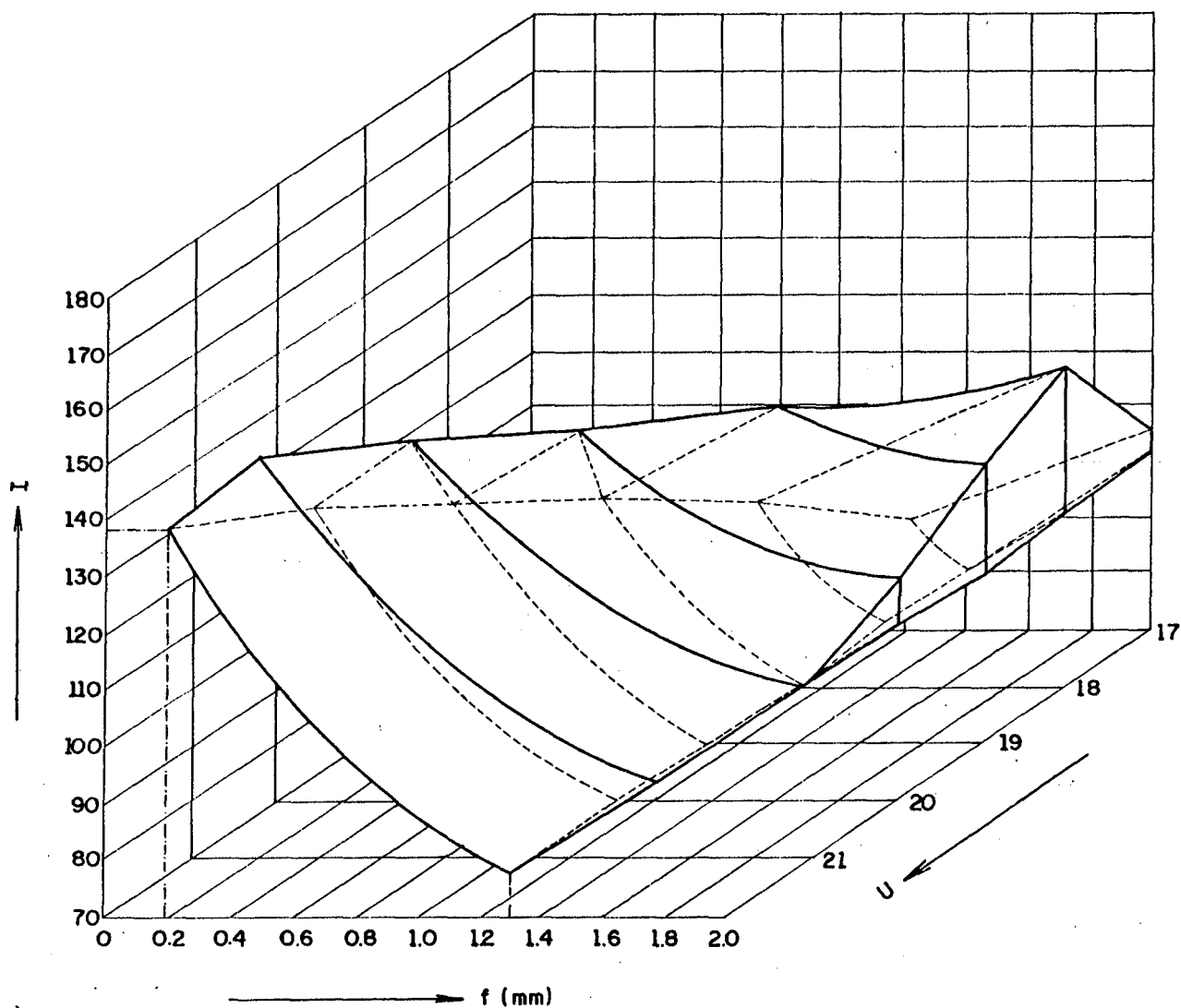


Fig. 44 - Representação tridimensional de Dt para $Ar+18COz$ na bancada 2 ($Z = 10$ mm).

13.2.1 - Domínio A_i .

O ponto de trabalho prescrito $P(I, U, V) = F(f)$ é definido por

$$I = 181 - 103,6 \cdot f + 33,6 \cdot f^2 \quad [74]$$

$$U = 23 - 2,8 \cdot f \quad [75]$$

$$V = 65 - 18 \cdot f + 3,1 \cdot f^2 \quad [76]$$

sendo que

$$(P \in Dt \mid I_2 > I_r > I_1)$$

$$e \quad I_2 = 187,7 - 82,3.f + 26,24.f^2 \quad [77]$$

$$I_1 = 175,8 - 125,8.f + 41,42.f^2 \quad [78]$$

conforme representado na figura 45.

13.2.2 - DOMÍNIO As.

O algoritmo definidor do domínio As é o seguinte:

$$I = 141 - 30.f \quad [79]$$

$$U = 24 - 3,6.f \quad [80]$$

$$V = 47,6 - 6,9.f \quad [81]$$

onde f é o valor medido da folga da junta.

Assim

$$(P \in Dt \mid f_2 > f_r > f_1)$$

onde f_1 e f_2 situam-se nos limites de Dt e são dados por

$$f_2 = -0,164 + 2,3.f - 1,33.f^2 + 0,5865.f^3 \quad [82]$$

$$f_1 = 0,336 + 2,07.f - 1,982.f^2 + 0,7947.f^3 \quad [83]$$

A figura 46 apresenta estes valores graficamente.

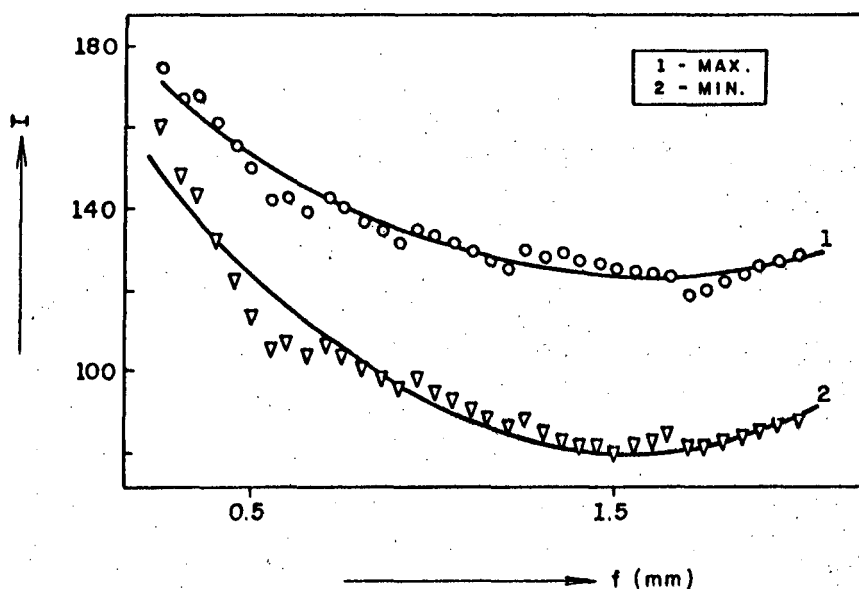


Fig. 45 - Limites de A_i na bancada 2.

13.2.3 - DOMÍNIO Av.

Pertencem a este domínio os pontos $P(I,U,V)$ definidos pelas seguintes equações:

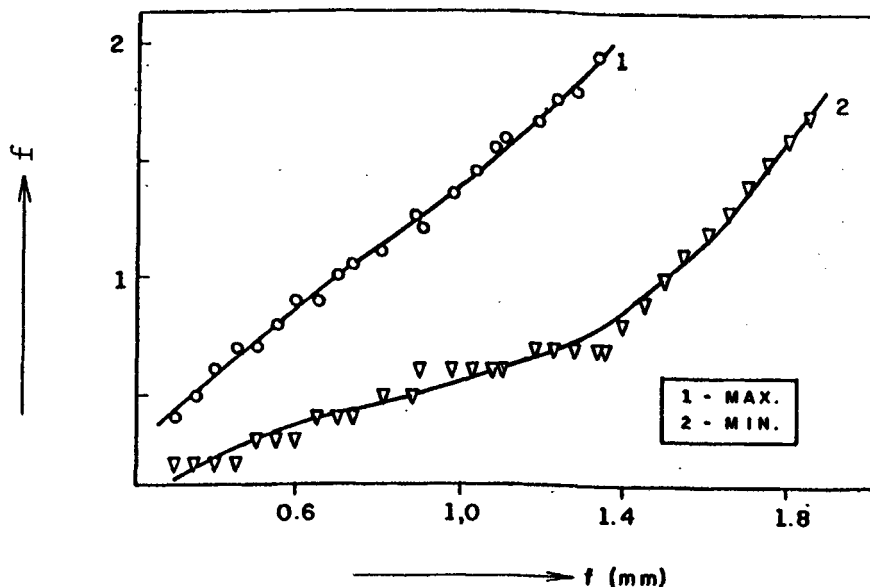


Fig. 46 - Limites de As na bancada 2.

$$I = 192 - 125.f + 43.f^2 \quad [84]$$

$$U = 20,4 + 5,7.f - 4,8.f^2 \quad [85]$$

$$V = 55 \quad [86]$$

Assim

$$(P \in Dt \mid fz > fr > f1 \text{ e } Iz > Ir > I1 \text{ e } \\ fz - f1 >= 0,4 \text{ mm e } Iz - I1 > 15 A) \quad [87]$$

onde f_1 e f_z situam-se nos limites de Dt e são dados por

$$f_z = -0,5 + 4,7.f - 5,24.f^2 + 2,41.f^3 \quad [88]$$

$$f_1 = 0,12 - 1,075.f + 3,838.f^2 - 3,345.f^3 + f^4 \quad [89]$$

A figura 47 é a representação gráfica do domínio.

13.3 - Verificação Experimental do Algoritmo.

Da mesma forma já descrita anteriormente, foram preparados corpos de prova para soldagem com folga de junta variável e estabelecidas as relações matemáticas que determinariam o valor da folga no programa simulador da função do sensor. Resultaram soldagens que satisfazem os critérios da norma DIN dentro dos limites apresentados na tabela 11.

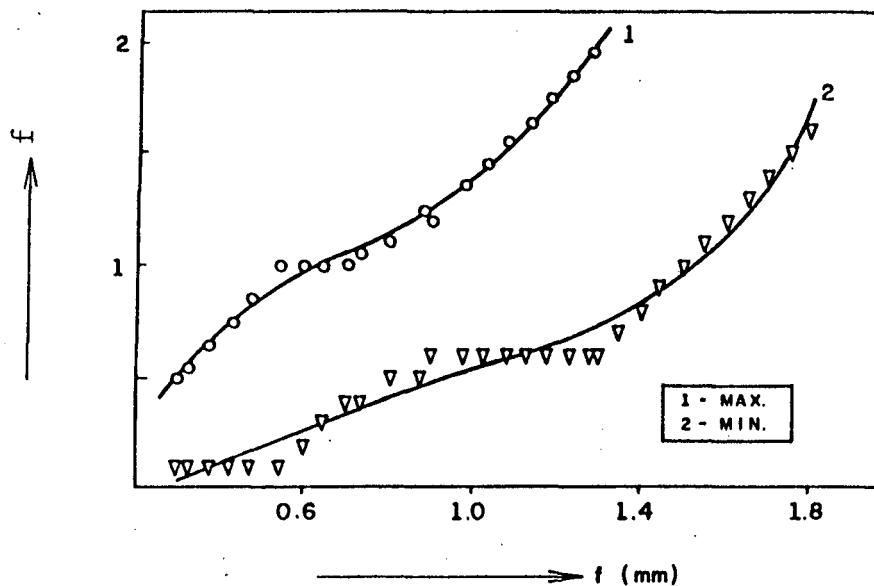


Fig. 47 - Limite de Av na bancada 2.

TABELA 12 - Amplitude dos domínios A - bancada 2 - Ar + CO₂.

Algoritmo	Domínio	folgas(mm)
1	Ai	0,25 - 1,80
2	As	0,30 - 1,70
3	Av	0,40 - 1,50

CAPÍTULO 14

14. EXPERIÊNCIAS COM A SOLDAGEM MAG (Ar + 18% CO₂)
SOBRE CHAPA DE 1,6 mm DE ESPESSURA

Intuitivamente, é de se esperar que, para chapas mais finas, D_t seja menor. A redução da espessura conduz o problema para uma situação mais crítica. Por ser fundamental o conhecimento dos limites tecnológicos do processo de soldagem MAG, decidiu-se trabalhar também com a espessura de 1,6 mm. Estas experiências foram realizadas sobre a bancada 2, figura 20, usando-se as mesmas técnicas experimentais já descritas nos capítulos 11 e 12, cujos resultados estão apresentados na tabela 13. Nestas experiências a atenção esteve concentrada sobre a formação de perfuração e a falta de penetração.

Na figura 48 pode-se observar as curvas de I_{max} e I_{min} para $e=1,6$ mm, $U = 20$ volts e $V = 50$ cm/min, para a bancada 2.

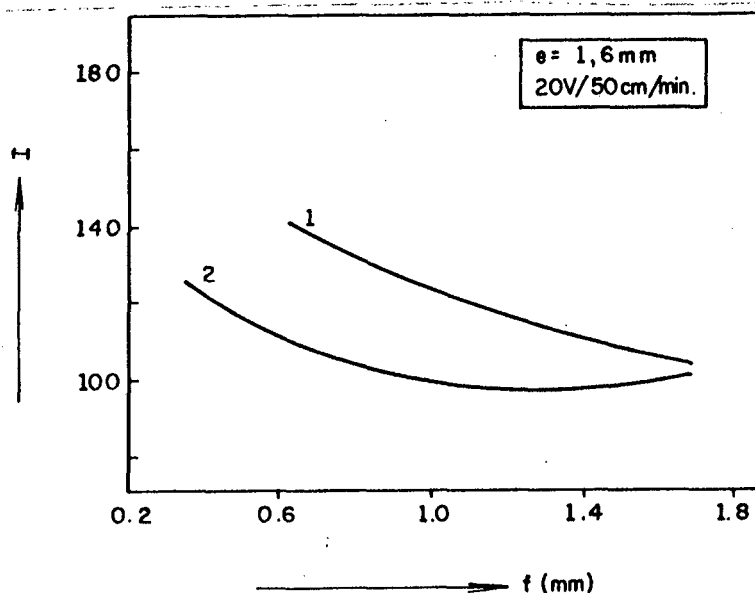


Fig. 48 - Limites máximos e mínimos para soldagem de $e = 1,6$ mm sob arco de Ar + 18% de CO₂. (1- I_{max} ; 2- I_{min})

Os dados apresentados na tabela 12 foram condensados pelo método da regressão linear de múltiplas variáveis nas seguintes fórmulas:

a) máxima corrente para evitar perfuração (vazamento).

$$I_{max} = -566 - 297,5 \cdot f + 8,223 \cdot V + 51,1 \cdot U + 3844 \cdot f/V + \\ + 756 \cdot f/U + 2,178 \cdot f \cdot V + 17,37 \cdot f - 0,8282 \cdot V - 1,2 \cdot U \quad [90]$$

$$\gamma = 0,99 \quad \sigma = 3,0 \text{ A}$$

$$I_{max} = -48 - 255,40 \cdot f + 5,361 \cdot V + 3,794 \cdot U + 3618,5 \cdot f/V + 483 \cdot f/U \\ + 1,5325 \cdot f \cdot V + 23,595 \cdot f^2 - 0,04965 \cdot V^2 \quad [91]$$

$$\gamma = 0,99 \quad \sigma = 3,8 \text{ A}$$

$$I_{max} = -84 - 11,716 \cdot \log(f+0,01) + 18,6347 \cdot \log V + \\ + 41,27 \cdot \log U \quad [92]$$

$$\gamma = 0,95 \quad \sigma = 7,0 \text{ A}$$

TABELA 13: Resultados para $e = 1,6 \text{ mm}$, bancada 2.

f	V	U	I _{max}	I _{min}
0.0	60	20	171	150
0.0	50	19	170	142
0.0	30	17	-	125
0.0	30	19	140	130
0.5	30	18	112	103
0.5	30	20	118	110
0.5	60	16	120	110
0.5	60	20	140	120
1.0	60	16	105	91
1.0	60	17	110	92
1.0	60	18	114	94
1.0	60	19	116	97
1.0	60	20	120	100
1.0	60	22	115	110
1.0	40	16	95	90
1.0	40	17	102	90
1.5	40	18	95	92
1.5	50	18	100	90
1.5	60	17	102	90
1.5	60	16	95	90
1.5	60	20	107	100
1.5	60	18	105	92
1.6	40	19	98	95
1.7	50	16	95	92
1.8	50	18	98	97
1.85	30	18	102	100

$$\log(I_{\max}) = 3,021 - 0,08798 \cdot \log(f+0,01) + 0,14615 \cdot \log V + 0,37037 \cdot \log U \quad [93]$$

$$\gamma = 0,94 \quad \alpha = 7,2 \text{ A}$$

$$I_{\max} = 111 - 12,37 \cdot f \cdot V/U + 14,04 \cdot V/U \quad [94]$$

$$\gamma = 0,87 \quad \alpha = 10,8 \text{ A}$$

$$I_{\max} = 102 + 10 \cdot f^2 \cdot V/U - 30,91 \cdot f \cdot V/U + 23,087 \cdot V/U \quad [95]$$

$$\gamma = 0,95 \quad \alpha = 7,3 \text{ A}$$

b) mínima corrente para garantir a penetração.

$$I_{\min} = 219 - 117,3 \cdot f + 0,23 \cdot V - 16,03 \cdot U + 991 \cdot f/V + 362,6 \cdot f/U + 30,8 \cdot f + 0,0044 \cdot V + 0,568 \cdot U \quad [96]$$

$$\gamma = 0,99 \quad \alpha = 3,0 \text{ A}$$

$$I_{\min} = 114 - 8,775 \cdot f \cdot V/U + 5,4 \cdot V/U \quad [97]$$

$$\gamma = 0,85 \quad \alpha = 9,1 \text{ A}$$

$$I_{\min} = 103 + 10,13 \cdot f^2 \cdot V/U - 27,36 \cdot f \cdot V/U + 14,80 \cdot V/U \quad [98]$$

$$\gamma = 0,95 \quad \alpha = 5,0 \text{ A}$$

$$I_{\min} = -79 - 8,3165 \cdot \log(f+0,01) + 5,5383 \cdot \log V + 53,79 \cdot \log U \quad [99]$$

$$\log(I_{\min}) = 2,9362 - 0,07137 \cdot \log(f+0,01) + 0,03402 \cdot \log V + 0,5235 \cdot \log U \quad [100]$$

$$\gamma = 0,95 \quad \alpha = 7,7 \text{ A}$$

CAPÍTULO 15

COMPARAÇÃO ENTRE OS RESULTADOS.

15.1 - Resultados Obtidos nas Diferentes Bancadas.

O modo mais simples de se comparar os resultados obtidos nas bancadas 1 e 2 é comparar a posição relativa dos domínios Dt. Nas figuras 49 e 50 pode-se observar cortes em Dt para os quais a tensão e a velocidade são constantes. Verificam-se discrepâncias de forma e posição dos referidos domínios, sendo mais notória a posição da linha de perfuração (curva superior), que é mais alta para a bancada 2, o que implica num Dt mais amplo. Considerando que esta bancada não dispunha de meio metálico de dissipação térmica (ver a figura 21 - apoio de cobre - e comparar com a figura 24) a causa desta discrepância deve estar ligada a outros efeitos, tais como: (a) composição diferente do arame-eletrodo; (b) reação diferenciada da fonte transistorizada na fase de curto-circuito, que ocorre nas folgas grandes quando a corrente e a tensão são baixas; (c) diferenças entre os mecanismos de controle da velocidade do arame que podem ter velocidades de reação diferentes [140]; (d) possível efeito de mola na mangueira condutora do arame com diferentes efeitos de travamento e alívio, o que causa diferenças de velocidade entre a ponta do arame (extremo do arco) e a parte bobinada; (e) formas de bico de contato diferenciadas e que, por deformação e desgaste também diferenciados, podem mudar a posição e a qualidade do contato elétrico; (f) corrente e tensão dependentes da definição dos pontos de medida e do tempo de integração na transformação analógico-digital.

Ainda que não tenham sido realizados testes específicos, o autor deste trabalho, baseado nos estudos de Essers e Walter [65], acredita que a estabilidade da poça de fusão em grandes

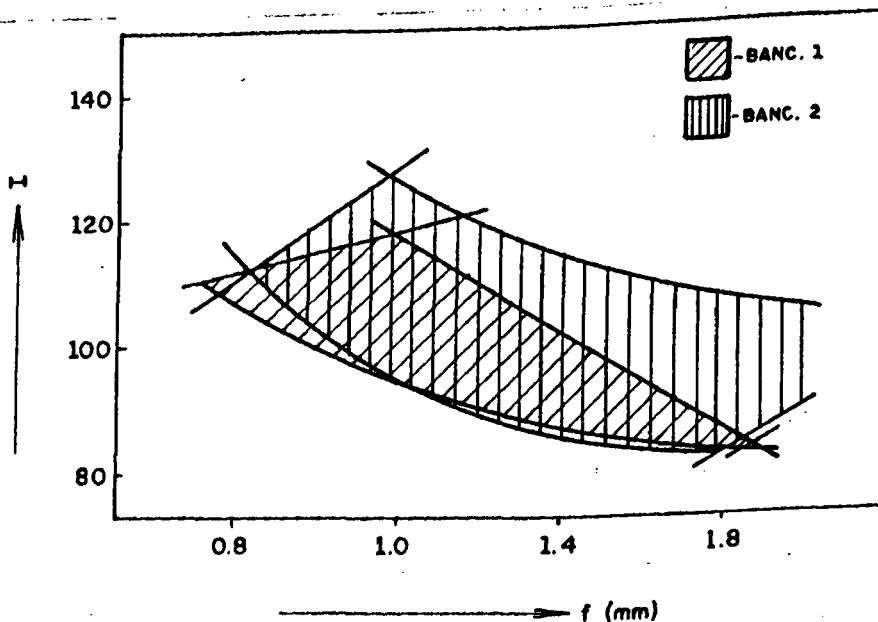


Fig. 49 - Janelas correspondentes a 20 volts e 40 cm/min nas bancadas 1 e 2.

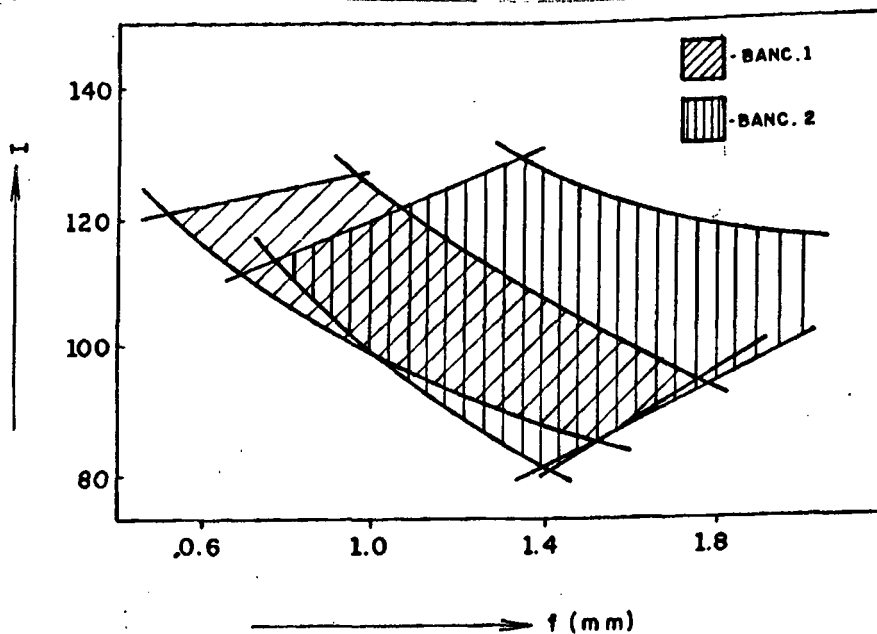


Fig. 50 - Janelas correspondentes a 19 volts e 50 cm/min nas bancadas 1 e 2.

folgas é muito dependente dos picos de corrente e, por isso, considera o efeito b como o mais relevante. Como a fonte da bancada 1 não restringe adequadamente transientes de corrente, a intensidade máxima (I_{max}) cai muito com o aumento da folga da junta.

Em consequência, pode-se concluir que as preocupações de Kuhne [140] se confirmaram. Como a reprodutibilidade do experimento não é garantida quando da mudança de condições de trabalho, especialmente quando ocorre mudança da bancada de trabalho, o algoritmo pode perder a sua validade. Assim, não basta determinar algoritmos em função da folga da junta, mas é preciso aferi-los periodicamente e, principalmente, quando da mudança de equipamento. Uma solução de nível mais elevado consistiria em sensoriar o resultado da operação soldagem, buscando soluções que se baseiem no autocontrole adaptativo do equipamento.

15.2 Resultados Obtidos com Diferentes Espessuras.

As figuras 51 e 52 correspondem a cortes no domínio Dt , respectivamente para 19 volts / 40 cm/min e 17 volts / 60 cm/min. Fica evidente que o domínio Dt é bem menor que o correspondente a 2 mm de espessura. Este aspecto é ressaltado na comparação direta que é apresentada nas figuras 53 e 54. Nestas, vê-se que a principal retração de Dt se dá na curva representativa de I_{max} (perfuração da chapa). Isto significa que a soldagem é bem mais crítica.

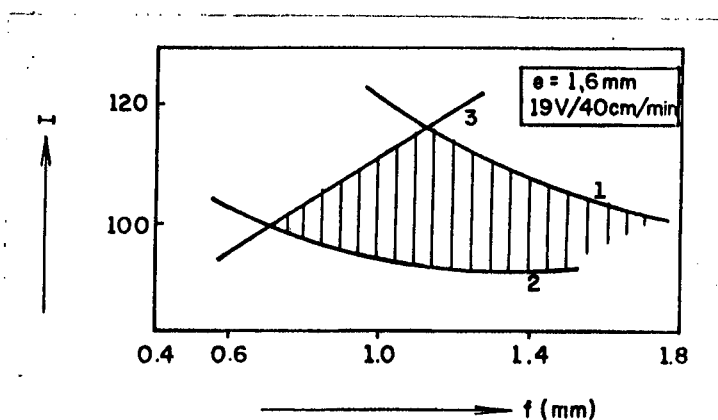


Fig. 51 - Corte em Dt para chapa de espessura de 1,6 mm.
(bancada 2, 19 volts, 40 cm/min)

15.3 - Comparação entre as Expressões de I_{max} e I_{min} .

As equações de I_{min} e I_{max} se revestem de especial importância porque são as principais definidoras de Dt . Várias equações podem representar I_{max} e I_{min} em função de f , V_e e U . No entanto, somente algumas conseguem um coeficiente de correlação

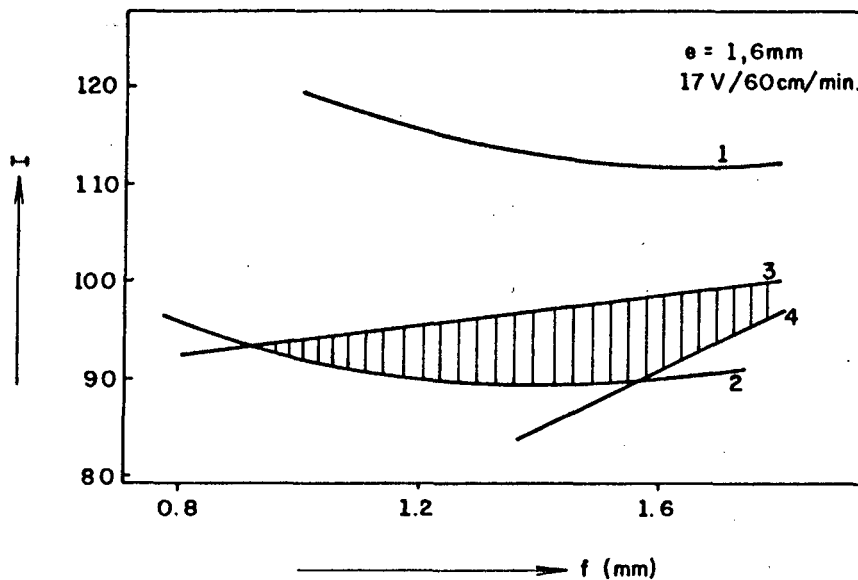


Fig. 52 - Corte em Dt para chapa de espessura de 1,6 mm. (bancada 2, 17 volts, 60 cm/min)

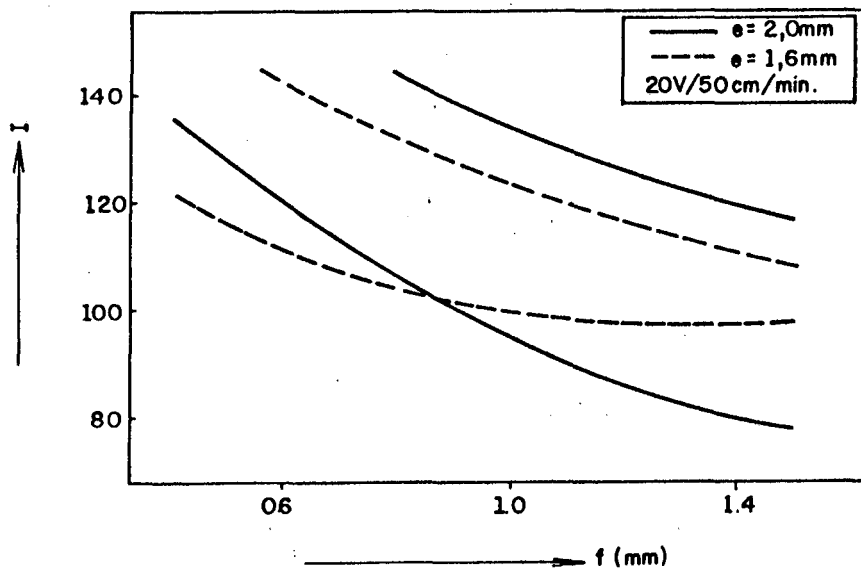


Fig. 53 - Comparação entre correntes limites para chapas de 1,6 mm e 2,0 mm. (bancada 2, 20 volts, 50 cm/min.)

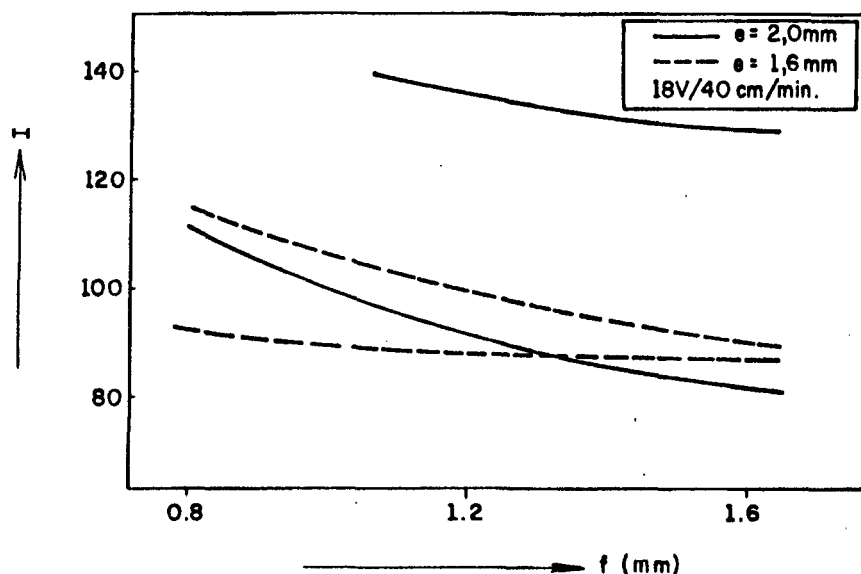


Fig. 54 - Comparação entre as fronteiras para chapas de 1,6 mm e 2,0 mm (bancada 2, 18 volts, 40 cm/min.)

elevado e um desvio padrão baixo. Neste trabalho, as equações que melhor representam I_{max} e I_{min} podem ser agrupadas em quatro tipos diferentes, conforme se mostra na tabela 14. A equação do tipo I é a mais simples de todas e indica que uma parcela da energia do processo varia com a folga da junta. A equação do tipo II é extremamente complexa; envolve nove coeficientes e tem, teoricamente, mais probabilidade de ajustar melhor uma curva aos dados experimentais. As equações do tipo III e IV são somas de logaritmos, conforme sugeridas por Salter e colaboradores [77] (fórmula 2).

As tabelas 15 e 16 permitem a visualização da eficácia das diversas fórmulas, em quatro situações distintas. Verifica-se claramente que as equações do tipo I e II são as que apresentam melhores resultados. É notável a simplicidade da equação do tipo I, que sugere ser possível algum tipo de interpretação física.

15.4 - Análise da Possibilidade de Passar de Comando a Controle.

A soldagem de chapas finas é de difícil realização,

TABELA 14: Tipos de equação de I_{min} e I_{max}.

tipo	equação
I	$\frac{(I - K_1) \cdot U}{V} = K_2 + K_3 \cdot f + K_4 \cdot f^2$
II	$I = K_1 + K_2 \cdot f + K_3 \cdot V + K_4 \cdot U + K_5 \cdot f/V + K_6 \cdot f/U + K_7 \cdot f \cdot V + K_8 \cdot f + K_9 \cdot V + K_{10} \cdot U$
III	$\text{Log } I = K_1 + K_2 \cdot \text{log } f + K_3 \cdot \text{log } V + K_4 \cdot \text{log } U$
IV	$I = K_1 + K_2 \cdot \text{log } f + K_3 \cdot \text{log } V + K_4 \cdot \text{log } U$

TABELA 15: Fórmulas de I_{max}.

Bancada	gás	espessura (mm)	fórmula número e tipo	coeficiente de correlação	desvio padrão (A)
1	CO ₂	2,0	13 I	0,85	10,2
			14 II	0,87	10,0
			15 II	0,87	10,0
			16 III	0,71	13,5
			17 IV	0,74	13,0
1	Argônio + 18% de CO ₂	2,0	34 I	0,95	8,4
			35 II	0,97	6,8
			36 IV	0,97	6,8
			37 III	0,77	15,7
2	Argônio + 18% de CO ₂	2,0	65 I	0,92	9,8
			66 I	0,90	12,4
			67 II	0,98	5,6
			68 II	0,99	3,0
			69 III	0,91	10,0
			70 IV	0,94	9,5
2	Argônio + 18% de CO ₂	1,6	90 II	0,99	3,0
			91 II	0,99	3,8
			92 IV	0,95	7,0
			93 III	0,94	7,2
			94 I	0,87	10,8
			95 I	0,95	7,3

primeiro porque Dt é pequeno e se reduz drasticamente com a redução da espessura da chapa e, segundo, porque Dt muda de forma e de posição com as mudanças nas condições de soldagem ou na

troca de equipamento.

O sensoriamento feito à frente do arco voltaico permite a execução de soldagens adequadas, como ficou demonstrado, mas exige, a cada troca de equipamento e, também, periodicamente, uma aferição de validade dos algoritmos de comando.

TABELA 16: Fórmulas de I_{min}.

Bancada	Gas	Espessura (mm)	Fórmula número e tipo	Coefficiente de correlação	Desvio padrão (A)
1	CO ₂	2,0	9 I	0,92	7,0
			10 II	0,93	6,9
			11 III	0,74	11,7
			12 IV	0,74	11,8
1	Argônio +18% CO ₂	2,0	30 I	0,90	12,1
			31 II	0,95	8,9
			32 III	0,87	11,6
			33 IV	0,87	13,8
2	Argônio + 18% de CO ₂	2,0	59 I	0,98	8,2
			60 I	0,95	1,0
			61 II	1,00	1,7
			62 II	1,00	2,0
			63 III	0,90	14,0
			64 IV	0,94	13,3
2	Argônio +18% de CO ₂	1,6	96 II	0,99	3,0
			97 I	0,85	9,1
			98 I	0,95	5,0
			99 IV	0,95	5,3
			100 III	0,95	7,7

Tem-se aqui duas possibilidades:

- 1- propor uma sistemática de aferição e correção dos algoritmos;
- 2- averiguar as possibilidades de se dispor de sensoriamento por trás do arco voltaico, o que conduziria à elaboração de algoritmos de controle baseados no monitoramento da solda resultante. Estes não necessitariam de aferição, pois o controle é a própria aferição em tempo real.

A primeira possibilidade é relativamente fácil de ser implementada, com a técnica já descrita neste trabalho. Bastaria aplicar o planejamento fatorial às experiências de aferição

concentradas no volume Dt e suas adjacências. No entanto, esta possibilidade encerraria aqui as pretensões deste trabalho.

A segunda possibilidade é bem mais atrativa, porque implica em abrir novas possibilidades tecnológicas. Para se desenvolver um tal sistema de controle, com sensoriamento posterior, é preciso descobrir relações entre a geometria da solda e os parâmetros de soldagem. Deste modo, sempre que a geometria diferir do padrão esperado, um sinal de controle modifica algum parâmetro, tentando corrigi-la. Trata-se, portanto, de um processo de aprendizagem, pelo qual os algoritmos seriam gerados automaticamente. Esta segunda possibilidade será aqui estudada.

Para passar do comando (sensor à frente) para o controle (sensor atrás) é necessário estabelecer relações de dependência entre os parâmetros de soldagem e a geometria da solda. A pergunta é: detectando a atual largura e o atual reforço da solda, é possível saber qual parâmetro deve ser alterado?; em que sentido? Mais especificamente, é possível saber, a partir dos valores de reforço e largura, se há risco de falta de penetração ou de perfuração?

A partir daqui, aproveitando a grande quantidade de resultados experimentais, este trabalho se volta para o estudo destas possibilidades. Logo de início duas verificações devem ser feitas:

- 1- se a forma e a posição de Dt podem ser adequadamente alteradas pela variação da altura da tomada de corrente de modo a tornar Z um parâmetro importante para o controle adaptativo.
- 2- se é possível prever, pela geometria da solda resultante, os limites atuais de Dt.

15.5 - Influência da Altura da Tomada de Corrente em Dt.

Há mais de 20 anos [156, 157] tem sido citada a possibilidade de controlar a soldagem por meio de mudanças na altura da tomada de corrente. Embora este tipo de controle seja regido pela característica dinâmica da fonte [158], pode-se formular conclusões apenas com as características estáticas, uma

vez que se supõe que não haverá mudanças bruscas em Z .

As características estáticas de arco e as curvas de consumo de eletrodo se deslocam no diagrama $U \times I$, quando se altera a distância da tomada de corrente. Com isto, altera-se também a geometria da solda. Tais características indicam a variação da tensão total com a corrente e, portanto, incluem, além da queda de tensão do arco e de suas conexões (ânodo e cátodo), todas as demais quedas do circuito externo à fonte. A característica assim determinada pode ser denominada de "característica aparente de arco voltaico" [72]. Com esta denominação, pode-se distingui-la daquela que se refere apenas à variação da queda de arco e de suas conexões. Esta última, denominada de "característica real", depende somente do gás de proteção, do diâmetro do eletrodo e de sua composição, do metal de base, da polaridade e também do comprimento do arco voltaico. Por sua vez, a "característica estática aparente" depende de todo o circuito externo e, especialmente, do comprimento do eletrodo. Isto significa que, num diagrama cartesiano, ortogonal, entre a tensão e a corrente, a curva denominada de "característica aparente" muda sua posição quando varia o comprimento do eletrodo e, com isso, altera-se a geometria da solda, ainda que as demais condições permaneçam constantes.

Na figura 55 são apresentadas duas características estáticas aparentes para mesmo comprimento de arco e diferentes comprimentos de eletrodo. Tais características foram determinadas experimentalmente para eletrodo de aço de 1,0 mm de diâmetro e arco de 6,3 mm de comprimento, em atmosfera de argônio puro [72].

As curvas de isoconsumo dependem das mesmas variáveis que condicionam a característica estática e, portanto, são também influenciadas pela altura da tomada de corrente. Na figura 56 pode-se observar tais curvas para o arame ER70S6, de 0,8 mm de diâmetro, sob atmosfera de Ar + 18% CO₂.

Quando se aumenta a altura do bocal em relação à peça durante a soldagem, aumentam o comprimento do eletrodo e do arco voltaico. Nesta nova situação, o mesmo consumo de eletrodo pode ser mantido com corrente menor. Isto significa que, num diagrama

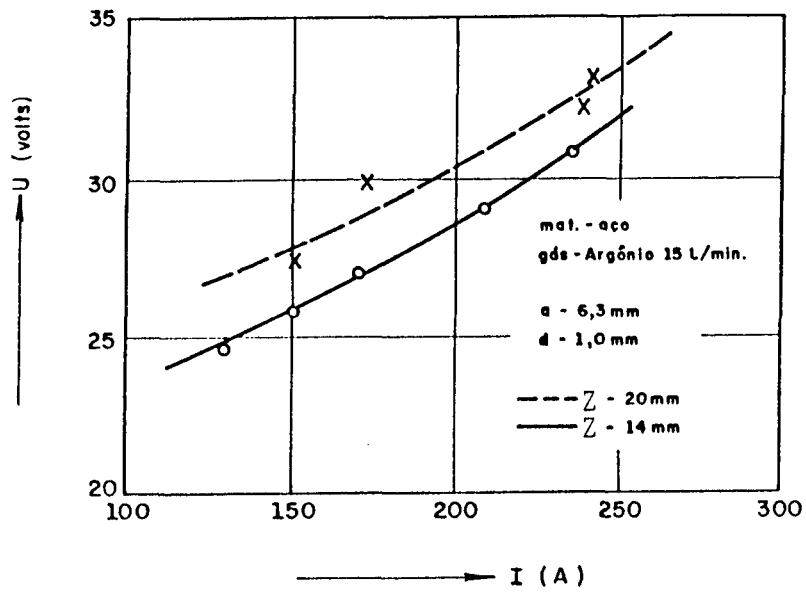


Fig. 55 - Características estáticas aparentes para o arco de 6,3 mm.

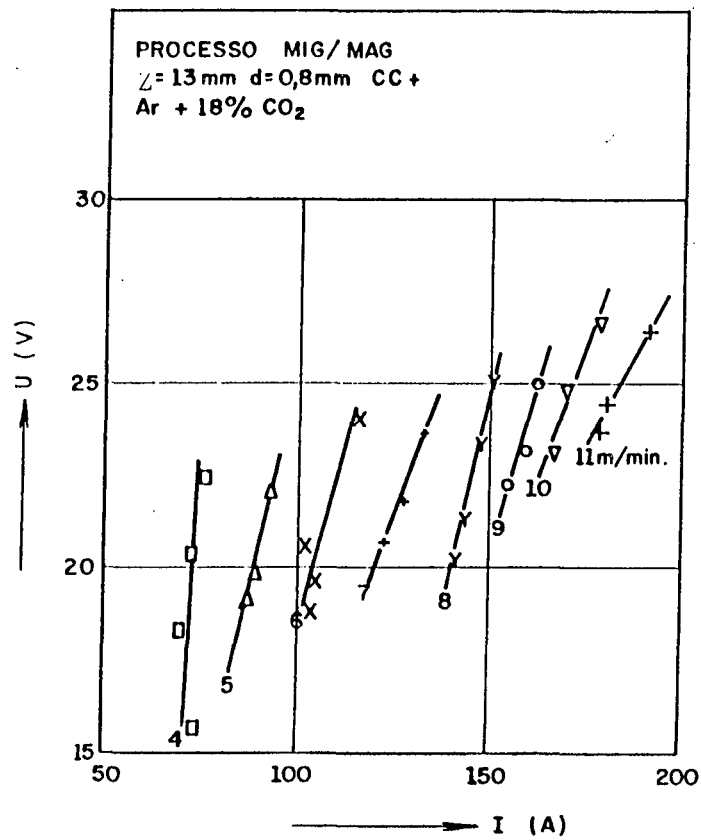


Fig. 56 - Curvas de isoconsumo.

cartesiano de tensão-corrente, as linhas de igual consumo de eletrodo se deslocam no sentido das menores correntes.

Na figura 57 observa-se o deslocamento da curva de consumo igual a 2,96 kg/h de eletrodo de aço de 1,0 mm de diâmetro, no polo positivo, no caso de arco regado a argônio.

A figura 58 explicita as variações do comprimento do eletrodo, do comprimento do arco e da distância total (Z) para um consumo constante de 2,96 kg/h, à tensão de 30 volts, mantidas as demais condições da figura anterior.

Do exposto se deduz que um aumento na altura da tomada de corrente, sob constante velocidade de arame, produz uma diminuição de corrente e um aumento do comprimento do arco,

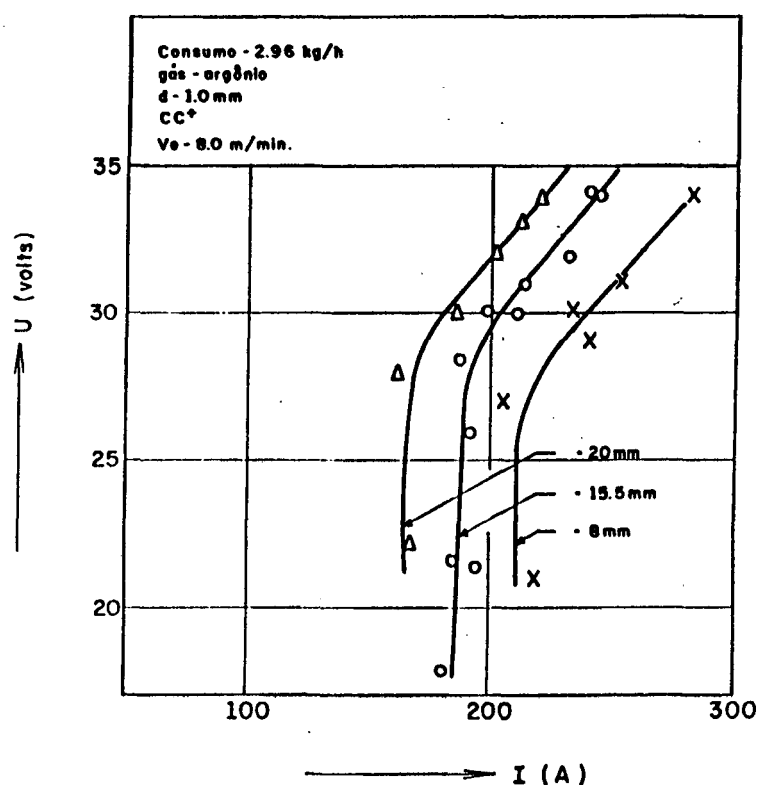


Fig. 57 - Deslocamento da curva de isoconsumo com a altura da tomada de corrente (ER70S3).

conforme se observa na figura 59. Isto sugere que seria possível conseguir uma variação na produção de material de adição com um adequado controle, tanto da corrente como da altura da tomada de

corrente, e sem variação na energia por unidade de comprimento da solda. Este parece ser um método promissor para controlar a cobertura da folga da junta e a geometria da solda. Para

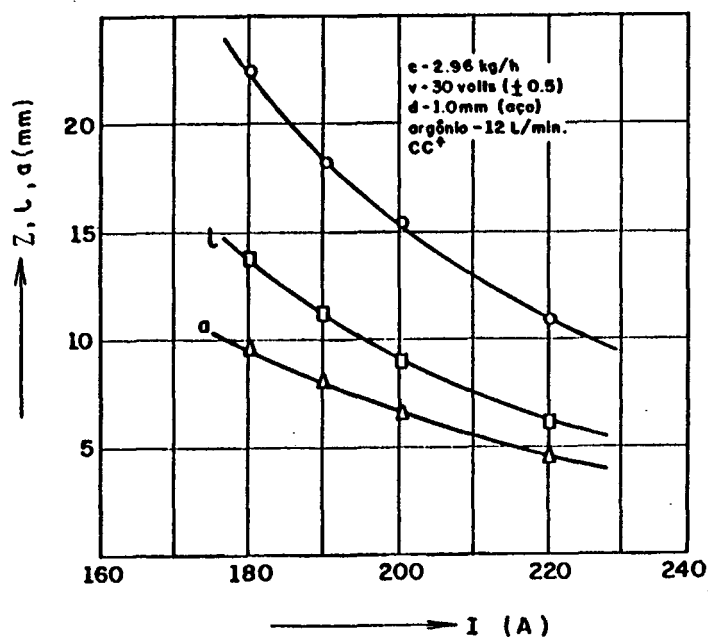


Fig. 58 - Variação da altura de tomada de corrente (Z), do comprimento do eletrodo (l) e do arco (a) para consumo constante.

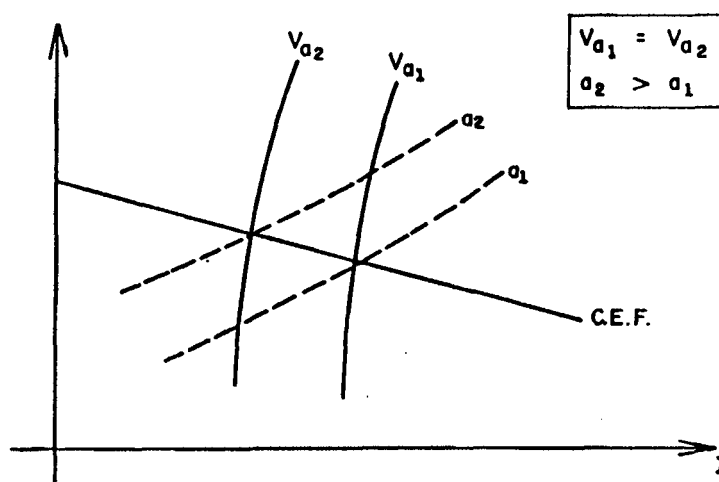


Fig. 59 - Efeito do aumento da altura da tomada de corrente sobre o comprimento do arco, a corrente e a tensão.

verificar esta viabilidade, deve-se averiguar em que medida este método pode ampliar os domínios de soldabilidade do processo (Dt).

Fez-se uma série de experimentos, com velocidade constante de 50 cm/min, tensões entre 18 e 23 volts e folgas de 1,5 mm, 1,0 mm, 0,5 mm e nulas, para determinar as correntes

TABELA 17 - Resultados para diferentes alturas da tomada de corrente

Bancada 1 - chapa 2 mm - gás: 82% Ar + 18% CO₂ (15 l/min)
 arame: SG2 material: st 37-2 $v = 50$ cm/min.

Z	f	V	U	I _{max.}	I _{re}	I _{ra}	I _{min.}
12	0	50	19	-	115	-	115
12	0	50	21	-	130	-	125
8	0	50	21	-	140	-	135
8	0,5	50	18	140	140	-	105
8	0,5	50	17	130	75	-	100
8	0,5	50	19	135	-	-	108
8	0,5	50	20	140	-	-	110
8	0,5	50	22	140	-	-	120
10	0,5	50	17	140	-	-	118
10	0,5	50	18	146	112	-	116
10	0,5	50	19	150	120	-	115
10	0,5	50	20	150	125	-	118
10	0,5	50	22	145	140	-	121
10	0,5	50	23	143	-	-	122
12	0,5	50	18	118	115	-	108
12	0,5	50	19	143	-	-	100
12	0,5	50	20	140	-	-	98
12	0,5	50	22	138	-	-	110

TABELA 17. - Continuação

12	0,5	50	23	137	-	-	115
10	1,0	50	18	130	115	130	103
10	1,0	50	18	-	-	-	100
10	1,0	50	20	120	-	-	102
10	0,95	50	22	120	-	-	85
10	1,0	48	19	126	120	-	100
12	1,0	50	16	105	90	-	98
12	1,0	50	17	110	106	-	94
12	1,0	50	18	135	-	130	90
12	1,0	50	19	140	-	-	90
12	1,0	50	20	140	-	-	90
12	1,0	50	21	130	-	-	90
12	1,0	50	22	120	-	-	90
12	1,0	50	24	115	-	-	95
14	1,0	50	22	116	-	-	90
14	1,0	50	20	114	-	-	93
10	1,5	50	21,5	100	-	-	90
10	1,5	50	22,5	97	-	-	83
16	1,5	50	21,5	83	-	-	75
16	1,5	50	22,5	85	-	-	75

limites em que a folga é atravessada pela poça de fusão (limite superior) e as correntes em que já não se consegue penetração total (limite inferior). Nas tabelas 17 e 18 são apresentados os resultados obtidos. Comparando-os verifica-se a possibilidade de ampliar um pouco o domínio Dt , conforme era esperado, porém, até um certo valor de Z , a partir do qual o referido domínio torna a

se contrair.

No caso das experiências feitas na bancada 1, a distância entre os limites de perfuração e de falta de penetração se amplia levemente até $t = 12$ mm, quando em 19 volts e 50 cm/min, para $f=1$, a faixa de correntes permitidas é de 27 A.

No entanto, não se tem vantagens para valores de Z maiores porque, para a mesma tensão, aumenta o comprimento do arco. Pode-se observar o que foi exposto até aqui na figura 60. Por exemplo, para $f=1,5$ e $V=50$ cm/min, verifica-se que, para $Z=16$ mm, a citada faixa de correntes é menor que para $Z=10$ mm, conforme apresentado na tabela 17.

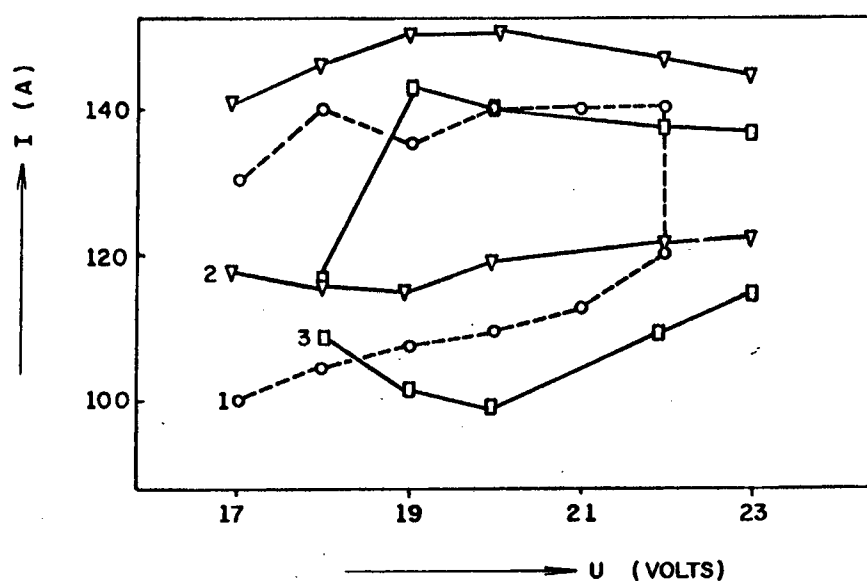


Fig. 60 - Limites de Dt: (1) $Z = 8$ mm; (2) $Z = 10$ mm; (3) $Z=12$ mm
(Bancada 1)

A figura 61, por sua vez, sendo análoga à figura 60, ilustra o mesmo efeito para $f=1,0$ mm e $V=50$ cm/min.

Os dados obtidos com experimentos análogos na bancada 2 são apresentados na tabela 18.

Pela análise das tabelas 17 e 18, verifica-se que existe um valor ótimo para Z , quando então se tem a máxima amplificação de Dt. As variações que Z causa em Dt dependem da folga. O número de experimentos não foi suficiente para que tais variações

puddessem ser tomadas aqui como base de um controle adaptativo, especialmente porque eles se limitaram a uma única velocidade de soldagem. Espera-se poder colher mais dados experimentais, oportunamente, para então lidar com as outras velocidades.

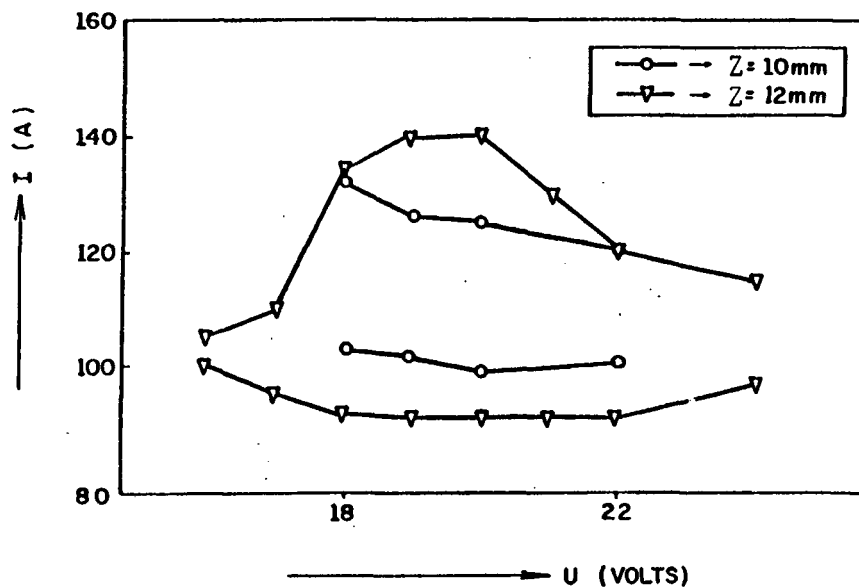


Fig. 61 - Limites de Dt para Z = 10 mm e Z = 12 mm, na bancada 1.

TABELA 18 - Resultados experimentais para diferentes Z.

Bancada 2 - V = 50 cm/min - Ar + 18% CO₂

Z	f	U	I _{max}	I _{re}	I _{min}
8	0,0	18,5	165	-	150
8	0,0	20,5	150	-	142
12	1,0	18,0	136	126	103
12	1,0	19,0	142	-	100
12	1,0	20,0	140	-	92
12	1,0	21,0	138	-	93
12	1,0	22,0	120	-	95
16	1,5	19,0	100	-	95
16	1,5	21,0	100	-	95
20	1,8	21,5	97	-	93
10	1,0	17,0	155	-	105
10	1,5	17,6	-	-	80

CAPÍTULO 16

INTERRELAÇÃO ENTRE OS PARÂMETROS DE SOLDAGEM.

16.1 - Relação Teórica entre Comprimento de Arco, Corrente e Velocidade de fusão.

Há muitos estudos e experiências que tratam de relacionar estas três variáveis do processo de soldagem. Há 30 anos atrás, por exemplo, Lesnewich [159] estabeleceu que a velocidade de fusão do arame-eletrodo v_f pode ser obtida através da equação:

$$v_f = K_1 \cdot \delta + K_2 \cdot \ell \cdot \delta^2 \quad [101]$$

em que v_f é a velocidade de fusão (mm/s), δ a densidade de corrente (A/mm²), ℓ o comprimento do eletrodo (mm), K_1 uma constante (mm³/s.A) e K_2 outra constante (mm⁴/s.A). Desta equação pode-se conhecer o comprimento do arco, que será

$$a = \ell - \frac{v_f - K_1 \cdot \delta}{K_2} \quad [102]$$

Vários pesquisadores [160, 161, 162] trataram de determinar experimentalmente os fatores K_1 e K_2 , inclusive trabalhando sob corrente pulsada [163, 164, 165]. Marno e colaboradores [161] determinaram estas constantes para o processo MIG (d = 1,2 mm, aço, argônio), de modo que a velocidade de fusão é determinada por:

$$v_f = 0,311 \cdot I + 4,63 \times 10^{-5} \cdot \ell \cdot I^2 \quad [103]$$

Para soldagem com Ar+20%CO₂, Matsuda e colaboradores [162] determinaram a fórmula

$$v_f = 0,264 \cdot I_m + 5,86 \times 10^{-5} \cdot \ell \cdot (I_{ef})^2 \quad [104]$$

Já Okada e al [163], para as mesmas condições, obtiveram

$$v_f = 0,383 \cdot I_m + 4,5 \times 10^{-5} \cdot \ell \cdot (I_{ef})^2 \quad [105]$$

Segundo Fujimura e colaboradores [166], a velocidade de fusão v_f pode ser substituída pela velocidade do arame quando as seguintes condições estão satisfeitas:

- a) o arco se encontra em estado de equilíbrio;
- b) a flutuação da distância entre o tubo de contato e a peça base (Z) é suficientemente pequena em comparação com a velocidade de fusão do arame.

Segundo Fujimura [166], estudos da cinética de formação de gotas no extremo do eletrodo submetido à corrente pulsada mostraram que o arco se torna estável para taxas maiores que 20 partículas por segundo (pps), sendo seguro considerar $v_f = v_e$ para processos onde se excede o valor de 60 pps. Além disso, na soldagem com arco "spray", em que I_p é aproximadamente igual a I_b , pode-se tomar U_{ef} por U_m e I_{ef} por I_{med} . Para uma corrente senoidal

$$I_{ef} = 0,71 \cdot I_{pico}, \quad [106]$$

$$I_m = 0,67 \cdot I_{pico}, \quad [107]$$

e o mesmo vale para a tensão. Isto significa que o valor efetivo é maior que o médio por um fator de 1,06. Com corrente pulsada este valor depende da forma de onda.

Dilthey [167] comparou a intensidade de corrente e a voltagem, sob igual velocidade de mergulho do eletrodo, com diferentes métodos de medida. Os valores médios da corrente pulsada são sempre muito mais baixos e os da voltagem mais altos do que quando se utiliza corrente contínua. Esta tendência não é uniforme para o caso de valores efetivos. Os valores médios de corrente, medidos com o instrumento de medida da própria fonte de corrente, também diferem um pouco dos valores medidos com equipamento de aquisição de dados externo à fonte. A relação entre o valor efetivo e o médio, que é de 1,06 para a corrente senoidal, situa-se entre 1,07 e 1,28 para o caso de corrente não-pulsada, dependendo do diâmetro do arame, e entre 1,16 e 1,37 para o arco pulsado. A discrepância aumenta com o diâmetro do eletrodo.

Assim, para o caso deste trabalho, é possível admitir uma diferença de 7% entre I_{ef} e I_m . Esta diferença, sendo essencialmente invariante, permite que se tome $I_{ef} = I_m$ sem erros

importantes, porque são compensados na determinação empírica das constantes. Assim, a equação

$$v_f = K_3 \cdot I_m + K_4 \ell \cdot (I_{ef})^2 \quad [108]$$

pode ser substituída por

$$\ell = \frac{v_e - K_3 \cdot I_m}{K_4 \cdot (I_{ef})^2} \quad [109]$$

e esta por

$$a = Z - \frac{v_e - K_3 \cdot I}{K_4 \cdot I^2} \quad [110]$$

já que

$$I \cong I_{ef} \cong I_m$$

16.2 - Relação entre a Tensão de Arco (U_a) e o Comprimento do Arco (a)

Segundo Cobine [168] a relação entre I , a e U_a pode ser expressa por

$$U_a = K_1 + K_2 \cdot a + (K_3 + K_4 \cdot a) \cdot I \quad [111]$$

Embora esta equação tenha sido originalmente desenvolvida para lâmpadas a arco voltaico (eletrodos de carbono), aplica-se também aos arcos metálicos de soldagem. Por exemplo, Ohshima e colaboradores [169] aplicaram esta equação com sucesso para o processo MAG, na seguinte forma

$$U_a = 14,7 + 7,16 \cdot a + (0,0245 + 0,121 \cdot a) \cdot I \quad [112]$$

Para determinar experimentalmente os coeficientes da equação é preciso determinar os valores de a , U_a e I . Na prática, no entanto, nem U_a nem U_e podem ser determinadas experimentalmente. Por isso, convém determinar a tensão de arco através de

$$U_a = U - U_e$$

calculando U_e a partir da corrente e da resistência elétrica do eletrodo. Esta resistência, no entanto, varia de ponto a ponto ao longo do comprimento do eletrodo, em função da temperatura. A

distribuição de temperaturas ao longo do arame depende, por sua vez, do diâmetro do arame-eletrodo, da corrente e da velocidade de alimentação do arame.

16.3 - Queda de Tensão no Arame-Eletrodo (U_e).

Ando e colaboradores [170] propuseram que o crescimento da temperatura τ , que ocorre ao longo do comprimento x do eletrodo, devido à passagem da corrente I , pode ser expressa como

$$\tau = \frac{1}{\alpha} [\exp(\alpha \cdot t) - 1] \quad [113]$$

onde

$$a = \frac{\alpha \cdot \delta^2 \cdot \eta_0}{J \cdot \rho \cdot C_0} \quad e \quad \alpha = \beta + \gamma'$$

sendo β e γ' coeficientes de temperatura, C_0 o calor específico (cal/g.k), η_0 a resistividade ($\Omega \cdot \text{mm}$), $C = C(1 + \gamma' \tau)$, $\eta = \eta_0(1 + \beta \cdot \tau)$, J o equivalente mecânico do calor (4,1858 J/cal), ρ a densidade (g/mm^3), δ a densidade de corrente (A/mm^2) e t o tempo (s).

No caso de

$$t = \frac{x}{v_e} \quad e \quad \delta = \frac{4 \cdot I}{\pi \cdot d^2}$$

sendo v_e dado em mm/s e d em milímetros, a equação 113 pode ser reescrita assim.

$$T = \frac{1}{\alpha} [\exp\left(\frac{K\delta \cdot I^2}{v_e} \cdot x\right) - 1], \quad [114]$$

em que

$$K\delta = \frac{16 \cdot \alpha \cdot \eta_0}{\pi \cdot J \cdot \rho \cdot C_0 \cdot d^4}$$

Como mostra a figura 62, a resistência elétrica do arame-eletrodo para um comprimento x é

$$r = \eta \cdot \frac{x}{S}$$

sendo S a sua seção reta. Então, a resistência elementar (dr) para um arame de comprimento infinitamente pequeno (dx) será

$$dr = \eta_0 \cdot (1 + \beta \cdot \tau) \cdot \frac{dx}{S} \quad [115]$$

Das equações [114] e [115] resulta

$$dr = \frac{4 \cdot \eta_0}{\pi \cdot d} \cdot \left\{ \left(1 - \frac{\beta}{\alpha} \right) + \frac{\beta}{\alpha} \left[\exp\left(\frac{K\phi \cdot I^2}{v_e} \cdot x\right) - 1 \right] \right\} \cdot dx$$

Como a resistência R é dada pela integração da equação acima entre $x = 0$ e $x = \ell$, resulta

$$R = \frac{4 \cdot \eta_0}{\pi \cdot d} \cdot \left\{ \left(1 - \frac{\beta}{\alpha} \right) \ell + \frac{\beta}{\alpha} \cdot \frac{v_e}{K\phi \cdot I^2} \cdot \left[\exp(K\phi \cdot I^2 \cdot \ell / v_e) - 1 \right] \right\} \quad [116]$$

sendo, então,

$$U_0 = R \cdot I$$

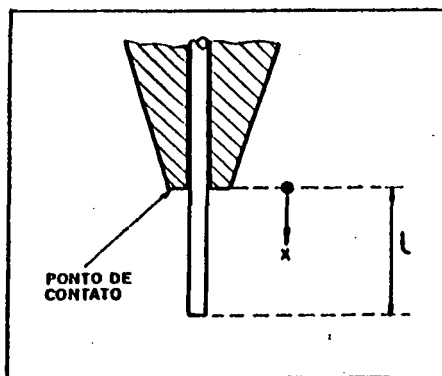


Fig. 62 - Comprimento do eletrodo e distância referenciada a partir do ponto de contato.

O problema está em atribuir valores a estas constantes, especialmente os coeficientes de temperatura. tes,

A figura 63 mostra um esquema de aquisição de dados que permite calcular a distância Z , automaticamente, e, por conseguinte, corrigi-la durante o processo.

16.4 - Determinação das Características Estáticas de Arco.

A determinação experimental do comprimento do arco não é fácil. Primeiro é preciso estabelecer critérios, uma vez que o comprimento real do arco é variável. Convencionou-se aqui tomar o comprimento médio, desde o extremo do eletrodo ou do diâmetro maior da gota até a superfície do metal-base. Esta medida é imprecisa, pois tanto a poça de fusão como o extremo líquido do eletrodo não permanecem estáticos. Foram utilizadas filmagens com câmara de TV, com câmara super-8 e avaliação visual direta, confrontando o arco com uma escala fixada atrás do mesmo. Em

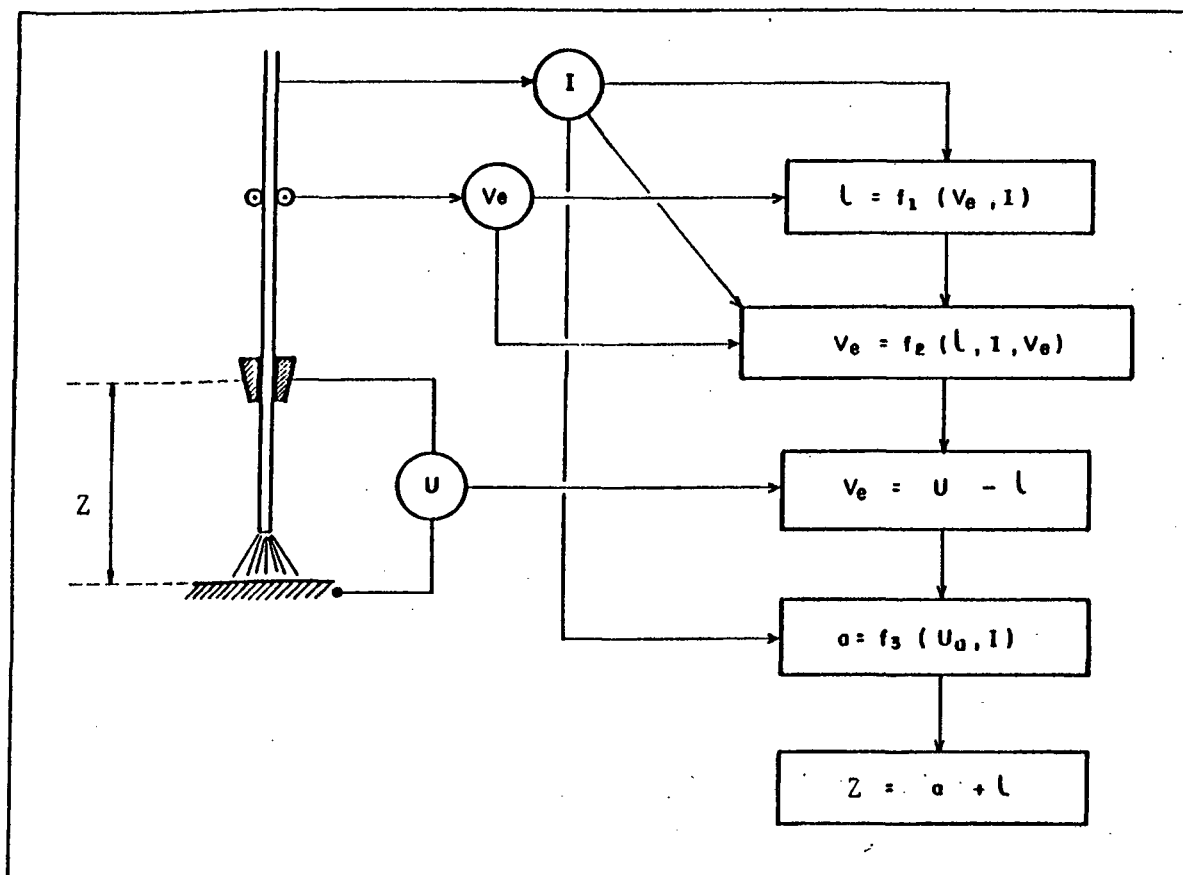


Fig. 63 - Esquema de aquisição de dados para calcular a distância Z.

qualquer das formas, a medida depende de uma interpretação pessoal do pesquisador. No entanto, como se verá adiante, esta imprecisão não afeta os resultados deste trabalho. Na tabela 19 estão apresentados os resultados de 30 experimentos, com $Z = 10$ mm, argônio + 18%CO₂ e $d = 0,8$ mm. As experiências foram conduzidas na bancada 1. Os resultados valem para folgas tais que a tensão, a corrente e a velocidade correspondam a soldagens com penetração total. No ensaio número 25 tomou-se $l = Z$ porque o arco ardia abaixo da superfície da chapa e não foi possível medi-lo.

16.5 - Relação Experimental entre o Comprimento de Arco, Corrente e Velocidade de Arame.

Pela técnica da regressão múltipla determinou-se, a partir da tabela 19, a seguinte equação:

$$v_e = 0,0355 \cdot I + 1,6 \times 10^{-5} \cdot \ell \cdot I^2, \quad [117]$$

com $\sigma = 0,40$ m/min. Logo,

$$a = Z - \frac{v_e - 0,0355 \cdot I}{1,6 \cdot 10^{-5} \cdot I^2} \quad [118]$$

onde I é expresso em Amperes e Z e a em mm.

TABELA 19 - Comprimento do arco e altura da tomada de corrente para Ar+CO₂ na bancada 1.

I	U	v_e	ℓ	a
132	17	7,54	9,0	1,0
182	20	10,3	8,0	2,0
191	20	12,3	8,5	1,5
168	19	9,74	8,0	2,0
177	19	10,8	9,0	1,0
137	21	6,83	4,0	6,0
159	21	7,47	5,5	4,5
120	17	4,99	5,5	4,5
109	17	4,69	5,5	4,5
135	17	7,02	9,0	1,0
150	17	8,56	9,5	0,5
115	17	5,10	6,0	4,0
129	17	5,86	6,5	3,5
108	21	4,31	2,0	8,0
126	21	6,19	4,0	6,0
113	21	4,69	2,0	8,0
126	21	6,19	6,0	4,0
91	17	3,54	5,0	5,0
114	17	5,53	7,0	3,0
99	17	4,21	5,5	4,5
124	18	6,28	6,5	3,5
100	19	3,83	3,0	7,0
115	19	4,59	4,0	6,0
94	19	4,11	4,0	6,0
160	17	9,70	10,0	0,0
132	21	6,30	5,0	5,0
146	21	6,89	4,5	5,5
155	21	8,29	6,0	4,0
110	19	4,50	4,0	6,0
118	19	5,06	4,5	5,5

16.6 - Relação Experimental entre o Comprimento do Arco, Velocidade de Arame, Corrente e Tensão de Trabalho.

Segundo Cobine [168]:

$$U_a = K'_1 + K'_2 \cdot a + K'_3 \cdot I + K'_4 \cdot a \cdot I \quad [119]$$

Segundo Ando [170]:

$$U_e = K'_5 \cdot \ell \cdot I + K'_6 \cdot \frac{v_e}{I} \cdot [\exp(K'_7 \cdot \frac{I \cdot I^2}{v_e}) - 1] \quad [120]$$

sendo $U = U_a + U_e$.

Logo,

$$U = K_1 + K_2 \cdot a + K_3 \cdot I + K_4 \cdot a \cdot I + K_5 \cdot \ell \cdot I + K_6 \cdot \frac{v_e}{I} \cdot [\exp(K_7 \cdot \frac{I \cdot I^2}{v_e}) - 1]$$

Ajustando esta equação aos dados experimentais da tabela 19 resulta $K_7 = -1$, o que praticamente anula a exponencial. Assim,

$$U = 3,1 + 0,518 \cdot a + 1,8225 \cdot I - 0,17552 \cdot I \cdot a - 0,18036 \cdot I \cdot \ell + 181,3 \cdot \frac{v_e}{I} \quad [121]$$

com $\sigma = 0,67$ volts. A figura 64 representa graficamente esta equação.

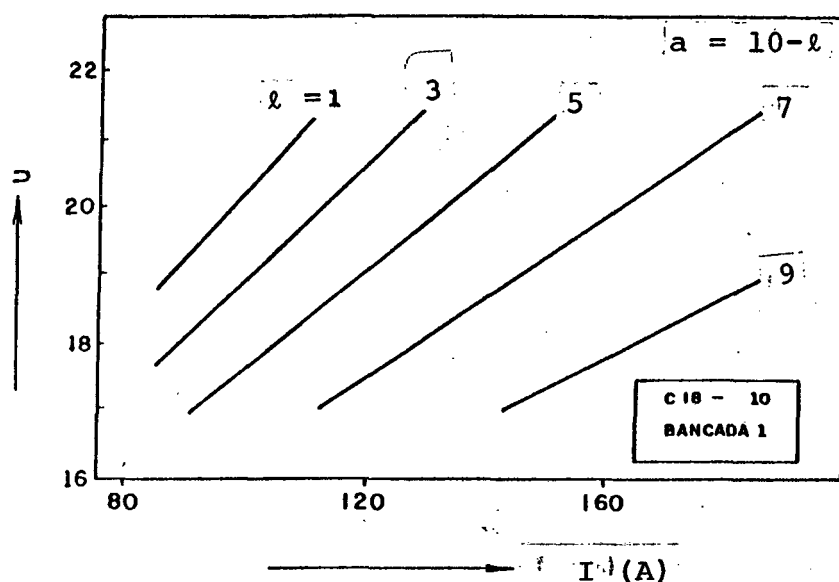


Fig. 64 - Características estáticas de arco para diversos comprimentos de eletrodo conforme a equação 121 ($a = 10\text{mm} - \ell$)

Neste trabalho preferiu-se um desenvolvimento teórico próprio, mais simples, onde não se perde a interpretação física de cada termo da fórmula. Supõe-se que a tensão de trabalho seja a soma de quatro parcelas, como segue

$$U = U_{cat} + U_{an} + B \cdot \ell \cdot I + C \cdot a \cdot I \quad [122]$$

onde U_{cat} é a queda de cátodo e U_{an} a queda de ânodo. Logo,

$$U = A + B \cdot \ell \cdot I + C \cdot a \cdot I \quad [123]$$

onde A, B e C são constantes a determinar. As três parcelas da equação [123] guardam significado físico. Assim,

$$A = U_{cat} + U_{an}$$

sendo $B \cdot \ell \cdot I$ a queda de tensão no eletrodo e $C \cdot a \cdot I$ a queda de tensão no arco. Ajustando a equação 123 aos dados experimentais da tabela 19, resulta:

$$U = 10,3 + 4 \times 10^{-9} \cdot \ell \cdot I + 0,0106 \cdot a \cdot I \quad [124]$$

com desvio padrão de 0,8 volts. Esta equação é mais simples que a equação [121], as parcelas guardam significado físico e o desvio padrão é pequeno. A figura 65 representa esta equação.

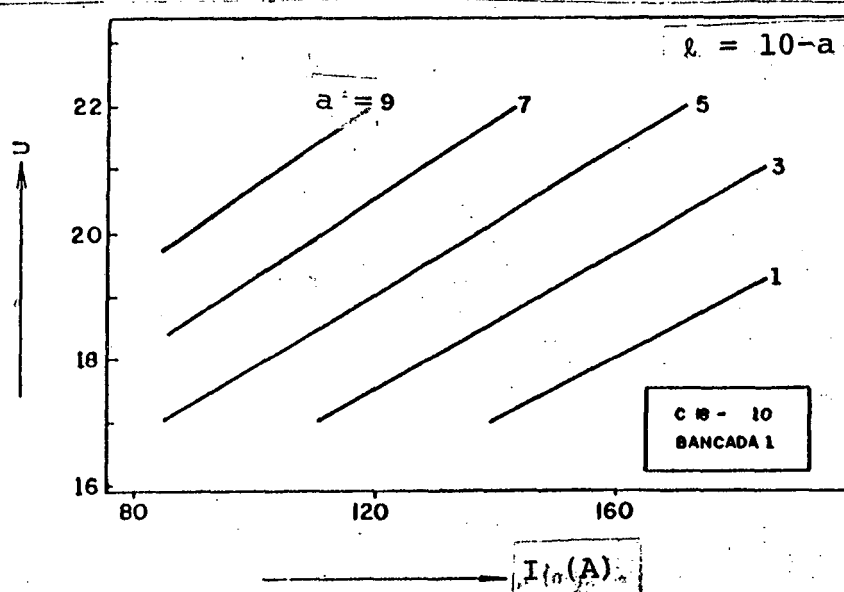


Fig. 65 - Características estáticas para diversos comprimentos de arco conforme a equação 124 ($\ell = 10\text{mm} - a$).

CAPÍTULO 17

17. RELAÇÕES ENTRE A GEOMETRIA DA SOLDA RESULTANTE E OS
PARÂMETROS DE SOLDAGEM.

17.1 - A Largura da Solda.

Na tabela 20 estão apresentados os resultados de diversos ensaios nos quais foi usada a mistura de argônio com 18% de CO₂, realizados na bancada 1. Os valores de v_e , b_2 e r_2 são derivados diretamente da experiência, enquanto que os valores de a e η_d foram calculados, respectivamente, pela fórmula 118 (Capítulo 16, item 16.5) e pelas fórmulas 135 e 137 (Capítulo 17, item 17.4).

TABELA 20 - Geometria da solda resultante para Ar+CO₂, Z=10 mm
Bancada 1.

f	V	U	I _{min}	v_e	b_2	r_2	a	η_d
1,00	50	18,0	103	4,90	5,0	0,80	4,30	0,97
1,00	50	18,0	100	4,87	5,0	0,83	4,20	1,00
0,00	70	17,0	170	10,6	-	-	0,00	-
0,70	50	20,0	135	5,44	6,0	0,90	5,50	0,95
1,00	50	20,0	102	3,90	5,7	0,40	7,90	0,92
1,00	70	18,0	100	4,30	5,0	0,30	5,20	0,99
1,00	70	18,0	95	3,80	4,4	0,25	6,00	1,01
0,80	70	18,0	95	3,73	4,4	0,30	6,30	0,94
0,00	70	22,0	170	8,60	-	-	4,80	-
1,00	70	20,0	95	3,83	4,8	0,20	8,00	0,97
0,95	50	22,0	85	3,63	6,0	0,35	10,0	0,92
1,00	70	22,0	125	5,35	5,5	0,35	7,80	0,87
1,00	48	19,0	100	4,00	5,5	0,55	6,80	0,98
1,00	80	19,0	122	5,60	-	-	4,75	-
1,00	70	17,0	110	5,20	4,4	0,60	3,10	1,03
1,00	70	16,0	108	5,16	3,5	0,70	2,10	1,00
1,00	68	16,0	105	5,10	4,0	0,60	2,05	0,98
1,00	44	22,0	100	4,50	6,0	0,78	8,80	1,02
0,00	30	21,3	118	4,60	6,3	1,60	8,10	0,92

TABELA 20 - Continuação

2,00	75	19,0	90	3,40	-	-	7,70	-
0,00	60	20,0	160	8,50	5,0	2,00	3,30	0,98
0,00	75	18,0	180	11,0	4,0	2,30	0,30	0,87
2,00	48	17,0	80	3,20	5,0	-	5,70	-
2,00	47	19,0	83	3,00	-	-	8,50	-
1,60	40	19,0	94	3,60	5,3	0,30	7,38	0,95
0,15	80	24,0	172	8,00	6,7	0,90	6,80	0,90
1,00	30	19,0	90	3,38	6,0	0,80	7,75	0,95
1,00	30	17,0	85	3,49	5,3	1,00	5,20	0,98
1,40	40	22,0	86	-	-	-	-	-
0,50	26	21,0	96	3,50	6,4	1,10	9,60	0,88
0,37	30	17,0	100	-	-	-	-	-
0,35	70	17,0	145	8,20	4,3	1,70	0,74	0,99
0,35	48	17,0	126	5,31	4,3	1,40	3,40	0,88
1,45	29	17,0	75	2,90	4,0	0,70	6,20	0,97
0,00	48	17,0	158	8,24	4,8	2,50	1,10	0,97
0,00	30	17,0	112	5,38	5,0	2,50	2,90	0,97
0,00	48	21,0	124	5,32	6,0	1,20	7,00	0,90
0,00	69	19,0	168	9,74	5,5	1,70	1,70	0,92
0,00	66	19,0	182	9,85	5,5	2,00	1,90	1,03
1,80	34	18,0	85	3,28	5,5	0,30	6,80	0,98
0,35	28	18,0	114	4,70	4,5	2,20	4,90	0,90
1,10	30	18,0	85	3,28	5,0	0,90	6,80	0,97
0,26	28	18,0	121	5,10	5,2	2,30	4,50	0,97
1,75	30	18,0	87	3,42	-	-	6,50	-
1,10	30	18,0	85	3,28	-	-	6,80	-
0,64	50	19,0	120	5,30	5,2	1,00	5,10	0,92
1,80	70	17,0	90	3,82	-	-	4,70	-
0,60	70	18,0	135	6,95	4,5	1,20	2,60	1,00
0,00	30	22,0	115	4,23	6,5	1,50	9,36	0,96
1,00	30	23,0	90	3,20	7,0	0,50	-	0,83
0,50	50	17,0	118	5,36	4,5	1,50	2,45	0,97
0,50	50	18,0	116	5,40	5,0	1,20	4,00	0,96
0,50	50	19,0	115	5,06	5,0	1,00	5,40	0,88
0,50	50	20,0	118	5,00	5,5	1,00	6,41	0,96
0,50	50	22,0	121	4,62	6,0	0,70	8,80	0,85
0,50	50	23,0	122	4,20	6,0	0,70	10,0	0,93
0,60	66	17,0	132	7,54	4,5	1,50	0,90	1,03
0,00	29	16,0	110	4,46	5,0	2,20	3,30	1,00

Após a observação experimental de que o valor da folga não influi na largura da solda no entorno da I_{min} , tratou-se de determinar uma equação empírica que permitisse prever esta última. Assim, foram determinadas, via regressão múltipla, as seguintes equações:

$$b = 3,485 + 0,18075 \cdot a + 0,28063 \cdot I/V, \quad [125]$$

com $r = 0,71$ e $\varphi = 0,54$ mm, e

$$b = 3 + 0,223.a + 8,9.v_0/V$$

[126]

com $r = 0,75$ e $\sigma = 0,51$ mm.

Este resultado é coerente com o obtido por Quites e colaboradores [171], em que as experiências foram realizadas para parâmetros constantes e folgas variáveis. Verifica-se ainda que a substituição de I por v_0 diminui o desvio padrão e aumenta o coeficiente de correlação múltipla. Portanto, deve-se usar esta última forma com preferência.

A independência da largura da solda em relação à folga da junta sugere que o limite de fusão ancore a largura da solda, por efeito da tensão superficial. Não se verifica qualquer relação entre a largura e a penetração. Sendo causa ou sendo efeito, o fato é que o reforço cresce quando a penetração diminui, e vice-versa.

17.2 - Determinação da Equação de Forma do Reforço da Solda.

Suponha-se uma equação genérica do segundo grau

$$Ay^2 + Bx^2 + Cxy + Dy + Ex + F = 0 \quad [127]$$

e determine-se a equação de forma do reforço para um sistema de eixos coordenados onde o eixo y é eixo de simetria da solda e x lhe é perpendicular e pertence ao plano superior da chapa, conforme a figura 66.

As seguintes condições devem ser satisfeitas.

1. Para $x = 0$, tem-se $y = r$ e $dy/dx = 0$;

logo,

$$A.r^2 + D.r + F = 0$$

$$C.r + E = 0$$

2. Para $x = b/2$ ou $x = -b/2$, tem-se $y = 0$

logo,

$$E = 0$$

$$F = -B.b^2/4$$

3. Para $y = 0$, tem-se $\left| \frac{dy}{dx} \right|_{x=b/2} = - \left| \frac{dy}{dx} \right|_{x=-b/2}$;

logo,

$$\left| \frac{dy}{dx} \right|_{x=b/2} = - \frac{2.B.b}{C.b+2.D} \quad [128]$$

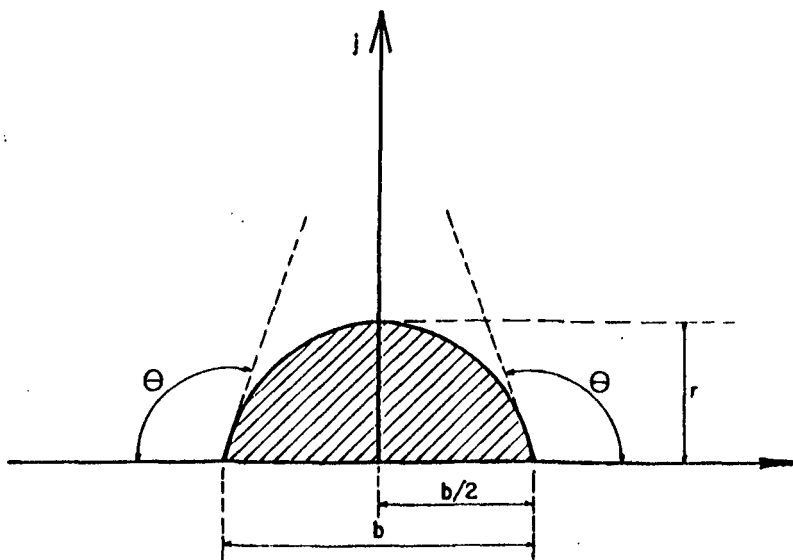


Fig. 66 - Seção reta do reforço.

Das condições 1 e 2, conclui-se que a equação procurada deverá ter a forma

$$A.y^2 + B.x^2 + D.y - B.\frac{b^2}{4} = 0$$

Da condição 3 resulta:

$$\left| \frac{dy}{dx} \right|_{x=b/2} = -\frac{B}{D} \cdot b \quad [129]$$

onde A, B e D devem ser determinadas.

Experiências, como as realizadas com E70S6, $d = 1\text{mm}$, com arco de 200 A e 28 volts, protegido com argônio, permitem determinar os coeficientes destas equações. Neste caso resultou:

$$A = 1; B = 0,4759; D = 0,23352$$

com um desvio padrão de 0,50 mm e um coeficiente de correlação múltipla igual a 0,985.

Na figura 67, a curva 1 mostrou a variação da tangente à curva assim determinada, em função de x . Como se observa, a substituição da curva 1 ("em S") pela curva 2 (uma reta) simplifica a equação, sem introduzir erros significativos. Logo, pode-se impor que

$$\frac{dy}{dx} = -K \cdot x \quad [130]$$

e, uma integração mostra que, neste caso, a equação geral de segundo grau se reduz a

$$y = K_0 + K_1 \cdot x^2 \quad [131]$$

Pela primeira condição, $K_0 = r$, e pela segunda, $K_1 = -\frac{4 \cdot r}{b^2}$.
Logo,

$$y = r - \frac{4 \cdot r}{b^2} \cdot x^2 \quad [132]$$

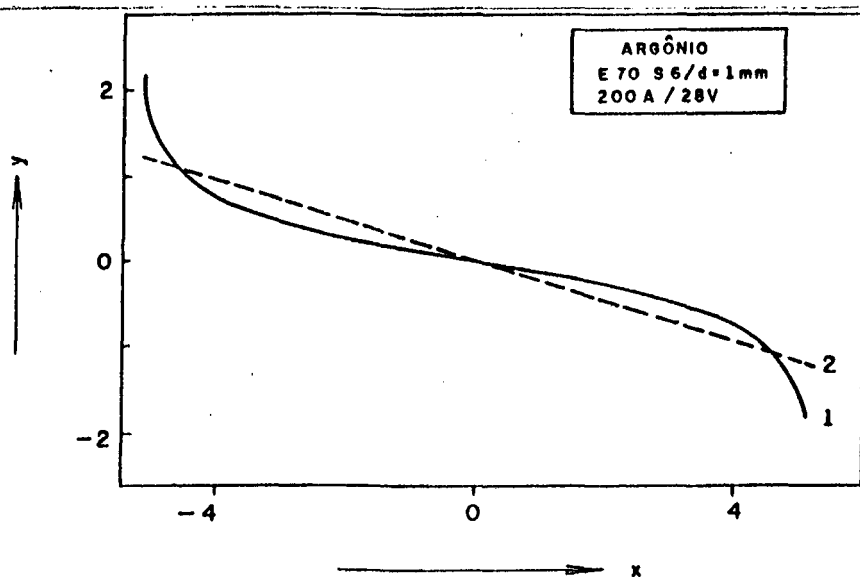


Fig. 67 - Variação da tangente à seção reta da solda.

A figura 68 confirma que esta última equação representa adequadamente a curva do reforço. A partir da mesma experiência que originou a figura 67, a figura 68 mostra os pontos obtidos por medições e a curva simplificada de segundo grau, obtida por interpolação pelo método dos desvios mínimos de Gauss, cuja equação é:

$$y = 3,9 - 0,12 \cdot x^2, \quad [133]$$

com $\sigma = 0,326$ mm e $\gamma = 0,976$. Na experiência, tinha-se $r = 3,7$ mm e $b = 11,2$ mm.

Comparando a equação 132 com a equação 127 (de segundo grau), conclui-se que, nesta última

$$A = 0, \quad B = \frac{4 \cdot r}{b^2} \quad \text{e} \quad D = 1.$$

Logo, a equação 128 pode ser assim reescrita:

$$\left| \frac{dy}{dx} \right|_{x=b/2} = \frac{4 \cdot r}{b} \quad [134]$$

17.3 - Seção Reta do Reforço.

O cálculo da seção reta do reforço pode ser obtido assim:

$$S_r = \int_{-b/2}^{b/2} y \cdot dx = \int_{-b/2}^{b/2} \left(r - \frac{4 \cdot r}{b} x^2 \right) \cdot dx$$

Portanto,

$$S_r = \frac{2}{3} \cdot r \cdot b \quad [135]$$

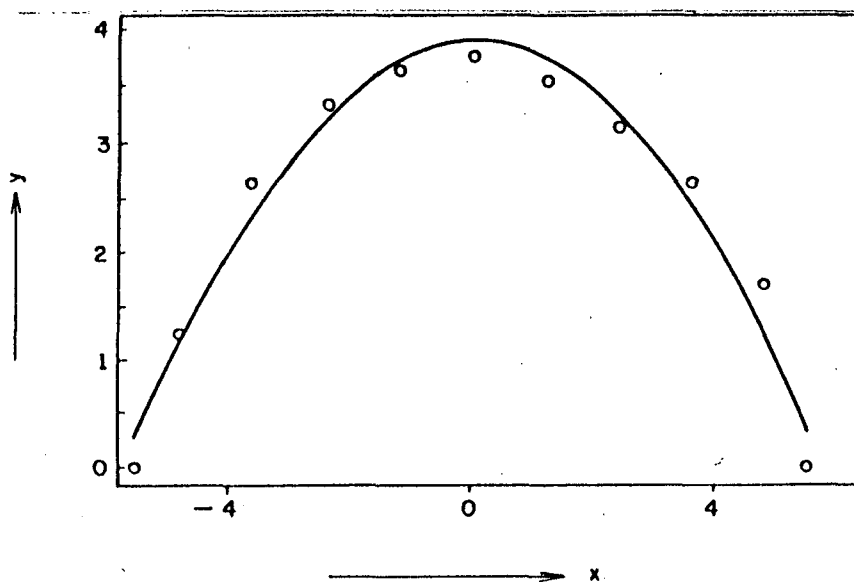


Fig. 68 - Forma do reforço da solda.

A tabela 21 mostra os resultados experimentais, com diferentes condições de soldagem e diferentes folgas de junta. A coluna 8 mostra o ângulo, tal como medido, enquanto a coluna 9 mostra o resultado do cálculo efetuado com o auxílio da fórmula 134. Os resultados calculados se ajustam muito bem com os dados experimentais.

17.4 - Área Efetivamente Adicionada.

O volume de material que efetivamente é incorporado à solda difere do volume consumido no arame-eletrodo. Esta diferença é comumente referida como uma perda que pode ser

normalizada na unidade. Assim, o rendimento de deposição será

$$\eta = 1 - \text{perda}$$

Pela equação da continuidade:

$$\eta = \frac{V \cdot S_{ad}}{v_e \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d^2} \quad [136]$$

TABELA 21: Protocolo de experiência de função do sensor.

f mm	I A	U volt	V _e m/min	V cm/min	b1 mm	b2 mm	r1 mm	r2 mm	θ	θ _{calc.}
0,26	124	18	5,10	28	1,80	5,20	0,40	2,30	70°	60,0
0,46	123	18	5,48	29	1,30	4,80	0,15	2,05	65°	59,6
0,64	120	18	5,02	29	1,60	4,50	0,30	1,96	65°	60,1
0,93	117	18	4,95	30	2,00	4,60	0,60	1,87	60°	58,5
1,00	111	18	4,62	29	1,70	4,00	0,30	1,40	60°	54,6
1,20	101	18	3,91	29	1,90	4,00	0,46	1,10	50°	48,0
1,40	104	18	4,34	29	2,20	4,50	0,85	1,00	45°	41,5
1,50	93	18	3,69	30	1,65	3,05	0,50	0,60	40°	38,2
1,70	90	18	3,48	31	2,40	3,05	0,70	0,20	20°	14,7
1,80	85	18	3,12	30	2,40	3,15	0,80	0,15	10°	10,8

Notas: a) Z = 10 mm; d = 0,8mm; arame CAR1A/ER70S6 aço St 37; Ar + 18%CO₂; CC+
 b) A última coluna foi calculada pela fórmula.134.
 c) Algoritmo dado: U = 18 v; V = 30 cm/min;
 I = 134 - 22,6.f - 2.f²
 d) Falta de penetração até f = 0,25 mm.
 e) Para f > 1,80 mm (<85A) o arame-eletrodo trespassa a junta.

Se pudermos determinar, S_{ad} a partir de experiências, então poderemos calcular η para cada linha da tabela 15.

Segundo Richter [172] a contração total do metal pode se estimada como

$$\Delta b = 0,03 \frac{S}{e} + 0,03 \quad [137]$$

onde S é a área da solda (mm²) e e a espessura da chapa (mm). Esta contração, normalmente considerada muito pequena [172] no caso de chapas finas, também pode ser desconsiderada, conforme se verificou. Logo, pode-se calcular S_{ad} em função da folga original da junta. Assim, conforme a equação 135 do item 17.3, tem-se

$$S_{ad} = e \cdot f + (2/3) \cdot b \cdot r, \quad [138]$$

em que 2.b.r/3 é a seção do reforço, e é a espessura da chapa e

Sad é a área adicionada quando $I = I_{\min}$. Desta forma, a nona coluna da tabela 15 pode ser calculada. Neste cálculo, cinco valores resultaram maiores que 1, sendo que o máximo valor foi de 1,03. Isto indica que o erro intrínseco é suficientemente baixo para a natureza do problema aqui abordado.

Segundo Probst [173], a perda de material é função linear crescente da tensão e de segundo grau decrescente da corrente. Assim,

$$1 - \eta = A + B.U - C.I + D.I^2, \quad [139]$$

em que A, B, C e D são constantes.

Pela técnica da correlação múltipla, determinou-se

$$\eta = 0,0578 - 0,00085.U + 0,01459.I - 0,0000558.I^2,$$

com desvio padrão de 0,07 e um coeficiente de correlação múltipla de 0,93. Substituindo a tensão pelo comprimento do arco, obteve-se

$$\eta = 0,058 - 0,0017.a + 0,01456.I - 5,6 \times 10^{-5}.I^2,$$

com desvio padrão também de 0,07 e um coeficiente de correlação múltipla ainda de 0,93.

17.5 - Penetração.

Na literatura encontram-se trabalhos que desenvolvem formas de controlar a penetração por meio da monitoração direta pelo verso da chapa por meio de sensor. Um exemplo desta técnica é apresentada em recente trabalho de Pan e colaboradores [174], que faz uso de um sensor fotoelétrico. Outro exemplo é o desenvolvido por Nomura [120], que monitora um sinal de tensão entre a chapa e um cobre-junta isolado da mesma por meio de um fluxo fundente. As relações que a seguir são formuladas visam prever a penetração com base em medidas do reforço e da largura da solda, o que dispensa o acesso pelo verso.

Considera-se que um acréscimo infinitesimal na energia útil do arco resulta em acréscimos proporcionais tanto no volume de material consumido do eletrodo quanto no volume de material de base fundido. Esta hipótese pode ser formulada matematicamente como

$$dE = K_1 \cdot dG_1 + K_2 \cdot dG_2, \quad [140]$$

sendo que G_1 é o volume de material do eletrodo transferido para a junta por unidade de comprimento da solda. Portanto,

$$G_1 = S_{ad}.$$

O rendimento de deposição foi aqui considerado constante e, como tal, englobado na constante K_1 . G_2 é o volume fundido do material de base por unidade de comprimento. Portanto,

$$G_2 = S - S_{ad},$$

em que S é a secção reta da solda.

Sendo E a energia total do arco por unidade de comprimento da solda, e supondo, por simplicidade, um rendimento η_t constante, tem-se

$$E = \eta_t \cdot \frac{I \cdot U}{V}$$

Por integração resulta:

$$\eta_t \cdot \frac{I \cdot U}{V} = K_1 S_{ad} + K_2 (S - S_{ad}) + K_3 \quad [141]$$

em que

$$S_{ad} = \frac{2}{3} b z \cdot r z + p \cdot f, \quad [142]$$

$$S - S_{ad} = K \cdot p \cdot (b z - f) \quad [143]$$

Então,

$$p = \frac{1}{(b z - f)} \left(A \frac{I \cdot U}{V} + B \cdot S_{ad} + C \right), \quad [144]$$

em que

$$A = \frac{\eta_t}{K \cdot K_2}; \quad B = - \frac{K_1}{K \cdot K_2}; \quad C = - \frac{K_3}{K \cdot K_2}$$

Os coeficientes A , B , e C podem ser determinados por regressão múltipla a partir dos dados experimentais da tabela 15. Assim, determinou-se

$$p = \frac{1}{(b - f)} \cdot (0,11 \cdot \frac{I \cdot U}{V} - 0,32 \cdot S_{ad} + 5,44), \quad [145]$$

com um coeficiente de correlação múltipla de 0,74 e um desvio padrão de 0,26mm.

Uma outra possibilidade consiste em supor que apenas a energia dissipada no eletrodo e nas conexões do arco voltaico influenciam na penetração e que a energia dissipada na coluna do arco corresponde a uma perda. Neste caso, considerando a equação 124 e designando o rendimento térmico de η_t , pode-se escrever

$$\eta_t = (10,3 + 4 \times 10^{-3} \cdot I \cdot I) \cdot \frac{1}{U} , \quad [146]$$

$$\eta_t \cdot E = (10,3 + 4 \times 10^{-3} \cdot I \cdot I) \cdot \frac{1}{U} \quad [147]$$

e

$$p = \frac{1}{(b-f)} \cdot [-A \cdot \text{Sad} + B \cdot (10,3 + 4 \times 10^{-3} \cdot I \cdot I) \cdot \frac{1}{U} + C] \quad [148]$$

Pela técnica da regressão linear múltipla aplicada aos dados da tabela 20, resultou um desvio padrão de 0,32 mm e um coeficiente de correlação de 0,50. Estes valores mostram que a primeira suposição, que considera η_t como constante, acarreta menos erros.

Uma terceira suposição possível, que considera somente a energia gerada na conexões do arco conduz a

$$p = \frac{1}{(b-f)} \cdot (-0,29 \text{ Sad} + 1,775 \cdot \frac{I}{U} + 6,1) , \quad [149]$$

com um coeficiente de correlação múltipla de 0,54 e um desvio padrão de 0,28 mm.

A equação 145 é a que melhor permite prever a penetração e dela se deduz que

$$p = \frac{-0,213 \cdot b_2 \cdot r_2 + 0,11 \cdot E + 5,44}{b_2 - 0,68 \cdot f} \quad [150]$$

e, para $p = 2$

$$I_{\min} = 9,091 \cdot \frac{U}{V} \cdot (e \cdot b_2 - 0,68 \cdot e \cdot f + 0,213 \cdot b_2 \cdot r_2 - 5,44) \quad [151]$$

Com esta última fórmula estima-se I_{\min} com um desvio padrão de 7,0 A e um coeficiente de correlação múltipla de 0,95. Esta equação permite realizar um laço de controle, porque determina I_{\min} em função dos resultados do processo de soldagem, aqui consubstanciados nos valores de b_2 e r_2 para $p = e$.

17.6 - Reforço

A tentativa aqui é de calcular o reforço tendo como única base o critério de enchimento da junta. Aceitando que a largura da solda independe da folga da junta e do reforço, tem-se, para a condição $I = I_{\min}$, que

$$e \cdot df = - \frac{2}{3} b_z \cdot dr_z .$$

Portanto,

$$dr_z = - \frac{3}{2} e/b_z \cdot df ,$$

e, daí, resulta

$$r_z = - \frac{3}{2} \left(\frac{e}{b_z} \right) \cdot f + r_0 , \quad [152]$$

em que $r_0 = f(S_{ad}, b_z)$ é o valor de r_z para folga nula. Para $f=0$,

tem-se

$$r_0 = \frac{3}{2} \cdot \left(\frac{\pi \cdot d^2}{4 \cdot b_z} \right) \cdot \frac{v_0}{V} ,$$

em que v_0 e V devem estar na mesma unidade.

Verificando a validade da fórmula 152 para os dados experimentais da tabela 20, para $p = e$, e tomando para η o seu valor médio de 0,95, verifica-se que ela permite calcular o reforço com um desvio padrão de 0,12 mm e um coeficiente de correlação múltipla de 0,99.

17.8 - Perfuração.

A corrente que perfura a chapa é designada por I_{max} e a energia correspondente por E_{max} .

Numa primeira análise, busca-se entender as relações entre as variáveis. Por hipótese, considere-se que a energia necessária para promover o vazamento da junta (perfuração) seja a soma de três parcelas, como se indica a seguir:

$$E_{max} = E_1 + E_2 + E_3 .$$

A primeira parcela é a energia necessária para fundir o eletrodo, provendo a área adicionada à solda. A segunda é a energia necessária para fundir o material de base. A terceira é a energia para impulsionar e fazer fluir o metal líquido através da junta. Supondo que as duas primeiras parcelas sejam proporcionais aos respectivos volumes fundidos, tem-se:

$$\frac{\delta E_1}{\delta S_{ad}} = K_1 \quad e \quad \frac{\delta E_2}{\delta S_b} = K_2$$

A terceira parcela de energia é a que força a poça líquida a atravessar a fresta da junta. A hipótese mais simples consiste em considerar esta energia como inversamente proporcional à sua concentração no espaço. O fator de

concentração pode ser tomado como $1/a^2$. Outro fator que deve ser considerado é a velocidade de soldagem, que alonga a poça de fusão, criando, assim, uma condição mais própria para o vazamento da mesma, através da junta. Assim, a hipótese que se pode formular é

$$\frac{\delta E_a}{\delta (a^2/V)} = K_a$$

Sendo

$$E_{max} = \frac{I_{max} \cdot U}{V}$$

tem-se

$$\frac{I_{max} \cdot U}{V} = K_1 \cdot S_{ad} + K_2 \cdot (S - S_{ad}) + K_a \cdot \frac{a^2}{V} + K_4 \quad [153]$$

As constantes K_1 , K_2 , K_a e K_4 podem ser determinadas experimentalmente a partir da tabela 22. Assim procedendo, resultou

$$\begin{aligned} \frac{I_{max} \cdot U}{V} &= 6,2672 \cdot S_{ad} + 1,6984 \cdot (S - S_{ad}) + \\ &+ 17,527 \cdot \frac{a^2}{V} - 7,623 \end{aligned} \quad [154]$$

com $\gamma = 0,981$ e $\sigma = 3,904$ A.v.min/cm. Na determinação do comprimento do arco, usou-se a fórmula 121 e na de S_{ad} usou-se a fórmula

$$(S - S_{ad}) = \frac{e}{2} \cdot (b_1 + b_2 - 2 \cdot f) \quad [155]$$

Assim, resulta

$$I_{max} = 2,89 \cdot S_{ad} \cdot \frac{V_e}{U} + 1,5 \cdot (b_2 - f) \cdot \frac{V}{U} + 3,8 \cdot U - 4,5 \quad [156]$$

com $\gamma = 0,957$ e $\sigma = 7,22$ A, ou

$$I_{max} = 274 \cdot \frac{\pi \cdot d^2}{4} \cdot \frac{V_e}{U} + 1,5 \cdot (b_2 - f) \cdot \frac{V}{U} + 3,8 \cdot U - 4,5 \quad [157]$$

17.9 - Geometria nas condições de pré-perfuração.

Relações empíricas encontradas:

a) da tabela 20 -

$$\begin{aligned} S &= 0,111 \cdot \frac{I_{min} \cdot U}{V} + 4,32 \quad [158] \\ \gamma &= 0,85 \quad \sigma = 1,09 \text{ mm}^2 \end{aligned}$$

para S em I_{min} , calculado pela fórmula

$$S = \frac{2}{3} \cdot b_2 \cdot r_2 + \frac{(b_2 + f)}{2} \cdot e$$

b) da tabela 22 -

$$b_2 = 0,387 \cdot b_1 - 1,4226 \cdot f + 5,83 \quad [159]$$

$$\gamma = 0,72 \quad \sigma = 0,84 \text{ mm ;}$$

$$b_1 = 0,842 \cdot \frac{I_{\max}}{V} + 0,6 \quad [160]$$

$$\gamma = 0,82 \quad \sigma = 0,6 \text{ mm ;}$$

$$r_1 = 4,5 \cdot \frac{b_1}{U} + 0,171 \cdot \frac{I_{\max}}{V} - 0,272 \quad [161]$$

$$\gamma = 0,70 \quad \sigma = 0,42 \text{ mm ;}$$

$$b_1 = 0,044 \cdot \frac{I_{\max} \cdot U}{V} + 0,154 \cdot f + 0,48 \quad [162]$$

$$\gamma = 0,82 \quad \sigma = 0,60 \text{ mm ;}$$

$$b_2 = 0,0015 \cdot \frac{S_{ad}}{r_2} - 0,30 \cdot \frac{f}{r_2} + 7,0 \quad [163]$$

$$\gamma = 0,61 \quad \sigma = 0,94 \text{ mm ;}$$

$$S = 0,161 \cdot \frac{I_{\max} \cdot U}{V} + 5,94 \quad [164]$$

$$\gamma = 0,72 \quad \sigma = 3,0 \text{ mm}^2$$

sendo S calculado em milímetros quadrados pela fórmula

$$S = \frac{2}{3} \cdot (b_2 \cdot r_2 + b_1 \cdot r_1) + \frac{(b_2 + b_1)}{2} \cdot e$$

17.10 - Possibilidades de controle.

Neste ponto, deseja-se verificar se o formulário desenvolvido permite realizar um controle do processo de mais alto nível. Não se questiona, aqui, a capacidade dos sensores de realizar medidas precisas, porque o objetivo deste trabalho está centrado na soldagem. Em paralelo, a tecnologia dos sensores óticos está em franco desenvolvimento.

Para se obter um controle de mais alto nível, dever-se-ia monitorar a geometria da solda e estes valores geométricos deveriam ser considerados na correção dos parâmetros de soldagem. Mostrar-se-á, a seguir, que o formulário desenvolvido

neste trabalho indica ser este propósito realizável. Até aqui se considerou apenas o uso de um sensor, colocado à frente do arco voltaico. Deve-se considerar, agora, o uso de dois sensores, com o arco intercalado entre eles e o caso de uso de um único sensor, colocado atrás do arco de soldagem.

Tabela 22 - Geometria em I_{max}

f	V	U	I _{max}	v _e	b ₂	r ₂	b ₁	r ₁	a
0,00	40	21,0	148	7,50	7,30	1,20	3,90	1,20	4,00
0,00	69	19,0	185	11,3	7,00	1,40	2,70	0,80	0,90
0,00	30	17,0	137	6,37	6,30	1,85	3,35	2,00	2,40
0,00	69	20,0	191	12,3	6,70	1,80	3,00	1,50	1,10
0,15	80	24,0	172	8,00	6,70	0,90	2,50	0,80	6,80
0,35	69	17,0	155	8,50	6,10	1,00	2,20	0,70	0,80
0,37	29	17,0	134	6,09	6,00	1,10	4,05	2,35	2,70
0,50	26	21,0	137	6,09	7,20	0,50	5,30	2,60	6,10
0,50	26	21,0	137	6,09	7,20	0,50	5,30	0,60	6,10
0,50	50	17,0	140	7,00	6,00	1,00	2,50	0,90	1,80
0,50	50	18,0	146	7,53	6,20	1,00	3,00	1,00	2,30
0,50	50	19,0	150	7,75	6,30	1,00	3,00	1,00	3,00
0,50	50	20,0	150	7,80	6,30	1,00	3,20	1,00	3,70
0,50	50	22,0	145	7,38	6,50	1,00	3,50	0,90	5,70
0,50	50	23,0	143	7,18	6,50	0,90	3,50	0,90	6,70
0,60	70	18,0	147	9,27	4,90	1,20	2,00	0,90	0,60
0,70	50	20,0	145	6,00	7,90	1,50	1,90	0,27	5,50
0,80	70	18,0	145	6,47	5,00	0,80	2,70	0,90	3,30
0,95	50	22,0	120	5,06	7,00	0,90	3,60	0,80	8,20
1,00	50	18,0	130	5,16	6,00	0,45	3,85	1,05	4,60
1,00	50	20,0	120	4,87	6,40	1,00	2,40	0,45	6,60
1,00	70	18,0	145	6,37	5,10	1,05	2,00	0,50	3,40
1,00	70	20,0	115	4,69	4,00	0,70	2,00	0,60	6,70
1,00	70	22,0	130	5,63	5,50	1,10	2,00	0,20	7,50
1,00	70	16,0	145	7,93	4,30	1,00	3,00	1,00	-
1,00	30	18,0	124	6,28	7,70	1,65	4,00	0,90	3,00
1,00	30	19,0	118	5,06	6,90	0,90	5,20	1,55	5,40
1,40	39	22,0	95	3,83	5,90	0,70	1,90	0,30	-
1,45	29	16,5	110	5,16	5,00	0,80	4,25	1,25	2,70
1,50	50	18,0	96	3,58	-	-	1,70	0,82	6,40
1,60	41	19,0	96	4,80	4,30	0,40	3,20	0,80	5,10
1,80	30	18,0	87	3,12	3,15	0,80	2,40	0,15	7,20
1,80	34	18,0	98	4,00	-	-	-	-	5,70
1,85	30	18,0	95	3,79	3,70	0,30	2,80	1,00	6,00

a) Uso de dois sensores.

Imagine-se que um sensor possa ler com precisão a folga

à frente do arco voltaico e que outro possa ler a largura e o reforço da solda resultante. Designa-se, por simplicidade, estes dois sensores como "sensor anterior" e "sensor posterior". Logo, pelas fórmulas 135 e 136, a penetração pode ser calculada em função de b_2 , r_2 , f , v_0 e V . Assim,

$$p = \eta \cdot \frac{\pi d^2 \cdot v_0}{4 \cdot f \cdot V} - \frac{2}{3} \cdot \frac{b_2 \cdot r_2}{f} \quad [165]$$

Confrontando com os dados experimentais, verifica-se que, tomando $\eta=0,95$, esta fórmula calcula a penetração com desvio padrão de 0,15 mm, quando $f > 0,4$ mm. Para folgas menores, o desvio padrão aumenta porque, nas duas parcelas da equação acima, f aparece no denominador. Para f muito próximo de zero a penetração é superestimada. Para $f = 0$, a penetração é indeterminada.

Com fórmula 165 calcula-se a penetração da junta com base em um critério de enchimento. Um outro critério, usado para a fórmula 145, é o que se baseia na fusão do material de base. Esta fórmula permite calcular muito bem a penetração no entorno de I_{min} , para o caso de folgas pequenas. Para folgas grandes ocorrem erros maiores. Assim, as fórmulas 165 e 145 são complementares.

Um processo inteligente, baseado na retroalimentação do resultado atual da soldagem, deve satisfazer os dois critérios citados acima em três etapas sucessivas:

- 1^o - atuar sobre a relação v_0/V , de modo a satisfazer o critério do enchimento (fórmula 165);
- 2^o - atuar sobre U , de modo a satisfazer o critério da penetração pela fusão do material de base (fórmula 145);
- 3^o - situar a corrente, pela fórmula 157, num ponto médio entre I_{min} e I_{max} .

A figura 69 ilustra o exposto.

b) Uso de sensor único.

Imagine-se, agora, uma soldagem com um único sensor, o posterior. É possível, como demonstrado a seguir, uma retroalimentação adequada. Pela combinação das fórmulas 145 e

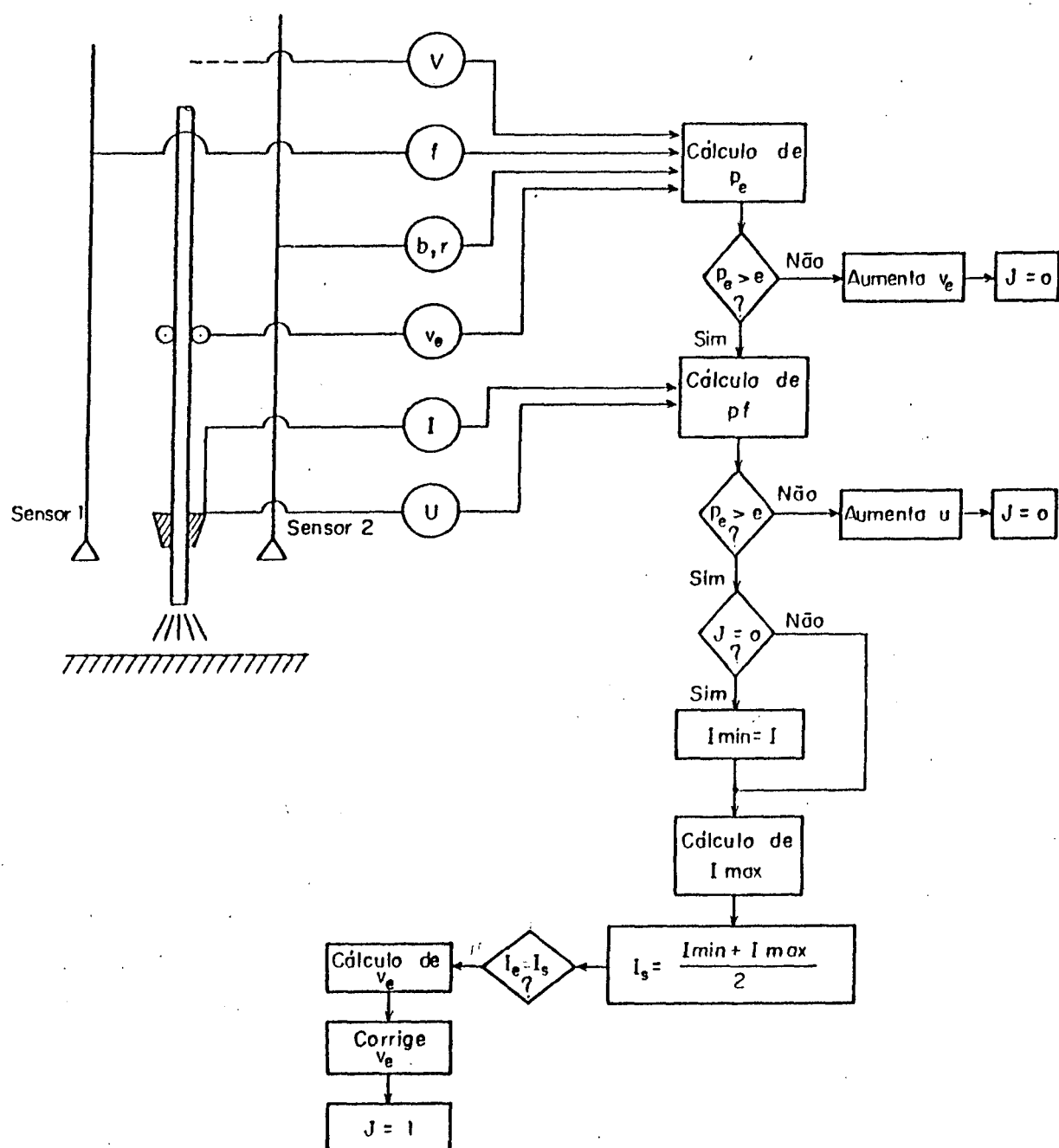


Fig 69 - Esquema de controle adaptativo de mais alto nível.

165, resulta

$$p_0 = - \frac{2}{3} \cdot rz + \frac{1}{bz} \cdot (0,68 \cdot S_{ad} + 0,11 \cdot \frac{I \cdot U}{V} + 5,44) \quad [166]$$

em que

$$S_{ad} = 0,95 \cdot \frac{\pi \cdot d^2}{4} \cdot \frac{V_e}{V}$$

A expressão 166 permite calcular a penetração prescindindo do valor da folga. Logo, o sensor anterior é dispensável. Confrontada com os dados experimentais da tabela 15, a referida expressão permite calcular a penetração com $\sigma = 0,14$ mm.

17.11 - O problema da reprodutibilidade e da transferibilidade dos algoritmos.

Pelas razões discutidas no capítulo 15, é de se esperar que os algoritmos determinados percam sua autenticidade ao longo do tempo. Além disso, conforme foi aqui comprovado, a simples mudança de bancada de trabalho já apresenta razões suficientes para que os algoritmos não funcionem como o esperado. Por isto, é preciso revalidá-los, quando da troca da bobina de arame-eletrodo, quando surge algum resultado imprevisto, ou quando alguma outra razão sugerir esta necessidade. A grande vantagem do uso de algoritmos na forma das equações 145, 157, 165 e 166 é o pequeno número de constantes a serem determinadas experimentalmente. Apenas 3 constantes para a fórmula 145 e quatro para a 157. O planejamento fatorial dos experimentos indicará o erro envolvido.

A grande vantagem em se trabalhar com o monitoramento da geometria da solda (largura e reforço) é o fato de ser possível detectar a necessidade de revalidação dos algoritmos antes que surja qualquer defeito. Assim, os dois sistemas de monitoramento, ou seja, da folga e da geometria da solda resultante, se apoiam mutuamente.

Outra vantagem é o descortínio de um caminho automático para a determinação de algoritmos baseados na folga, o que reduz muito o trabalho de experimentação.

CAPÍTULO 18

CONSIDERAÇÕES FINAIS

O exame da literatura internacional revela que o esforço para o desenvolvimento da soldagem a arco voltaico, atualmente, concentra-se na busca da automação dos processos. Por isto, os pesquisadores se preocupam com as possibilidades de desenvolvimento das modernas fontes de energia para soldagem [48, 175] e aprimoram as técnicas de controle de processo por meio de computador [139, 175, 176, 177, 178].

Ao mesmo tempo, um grande esforço é realizado no sentido de aprimorar o controle de primeiro nível do processo (controle de parâmetros). Neste nível as atenções se concentram no estudo do arco voltaico [143, 179, 180, 181] visando dar-lhe maior estabilidade e no uso da corrente pulsada para ampliar ainda mais as possibilidades de controle [165, 182, 183, 184].

Para passar a um nível mais elevado de controle é preciso dispor de sensores para monitorar as variáveis de entrada e/ou as variáveis de saída (resultados). Também neste nível o trabalho de pesquisa tem sido intenso, como indicam publicações recentes de autores como Drews [33], Juckenach [185], Kunz [186] e Dorn [187].

Resulta daí que a utilização de robôs de soldagem na indústria vem sendo intensificada nos chamados países desenvolvidos [188, 189].

É possível prever que somente os processos automáticos adaptativos que realizam soldagens de topo e com adição de material poderão dar uma contribuição significativa para o desenvolvimento da soldagem industrial de chapas finas.

Neste sentido, este trabalho contribui com as conclusões que se seguem e com as indicações de possibilidades de

continuidade do mesmo.

1. Conclusões.

1.1. Mantendo-se a qualidade do resultado dentro de limites e tolerância do nível AS de qualidade segundo a DIN 8563, o principal problema da soldagem de chapas finas está na dificuldade de manter os parâmetros dentro de um domínio muito estreito de tolerância, agravado pelo fato de ser a posição e tamanho deste domínio dependente da folga da junta, a qual varia ao longo da soldagem tanto em virtude das dificuldades das operações de preparação e fixação dos bordos como das deformações térmicas.

1.2. O desenvolvimento das fontes eletrônicas que podem ser associadas a computador e dos sistemas de monitoração do valor atual da folga da junta por meio de sensores óticos abrirá caminho para o desenvolvimento de sistemas inteligentes de soldagem MIG/MAG.

1.3. Para que um computador controle o processo de soldagem a partir da monitoração da folga da junta é preciso dispor de alguns algoritmos que forneçam parâmetros dentro do domínio de tolerância.

1.4. As tentativas anteriores de utilizar equações fenomenológicas para determinar parâmetros de soldagem em função das propriedades desejadas da solda revelaram a extrema complexidade dos fenômenos e ainda não resultaram válidas, mesmo com o grande esforço já dispendido. A introdução da folga da junta nestas equações ainda não foi tentada.

1.5. A solução do problema está no controle adaptativo baseado em algoritmos desenvolvidos experimentalmente.

1.6. Foi possível definir os domínios de soldabilidade para o processo MAG protegido por CO₂ puro ou com mistura de 18% de CO₂

com argônio, para chapas de aço SAE 1015 de 2,0 mm de espessura, na bancada com fonte tiristorizada (Bancada 1).

1.7. Para o processo protegido por CO₂ puro, determinou-se o domínio tetradimensional formado pelos parâmetros de soldagem (corrente, tensão e velocidade) e pela folga da junta, no qual não é de se esperar a ocorrência de defeitos. Verificou-se que os defeitos que estabelecem os limites do referido domínio são: (a) perfuração da chapa (vazamento) e excesso de reforço da solda como limites superiores; (b) falta de penetração e falta de material de adição como limites inferiores.

1.8. Dentro do referido domínio de soldagem permitida, determinaram-se três algoritmos de comando, sendo cada um deles formado por equações da forma $I = f_1(f)$, $U = f_2(f)$ e $V = f_3(f)$. Cada algoritmo teve base em critérios diferentes. O primeiro teve por objetivo garantir máxima segurança contra perfuração (vazamento) e falta de penetração, o segundo garantir a soldagem sob máxima velocidade e o terceiro a máxima simplicidade do algoritmo.

1.9. À medida que a folga aumenta deve-se reduzir a energia por unidade de comprimento da solda, diminuindo a corrente, a tensão e a velocidade recomendadas. A frequência de curtos-circuitos deve aumentar. Nestas condições a fusão do material de base diminui e a área adicionada da solda mantém-se suficiente.

1.10. Nas experiências de simulação de soldagens com folgas variáveis verificadas por sensor ótico, foram constatados problemas nos transientes de início da operação de soldagem, junto aos pontos de fixação e no final das soldas, associados à inércia do sistema de regulação dos parâmetros de soldagem. Descartados os problemas nos transientes, os algoritmos se mostraram eficientes. As folgas máximas que se deixaram soldar foram de 1,2 mm para o primeiro algoritmo, 1,3 mm para o segundo, e 1,4 mm para o terceiro.

1.11. Confirmou-se que devido ao efeito de erraticidade apontado por Killing [60] e também verificado por Allemand [155], o arco de CO₂ é mais instável e isto resulta num domínio de soldagem muito restrito.

1.12. Sob o mesmo procedimento experimental e as mesmas condições, para o processo MAG regado com uma mistura de argônio com 18% CO₂ constatou-se uma maior estabilidade de arco e um nível menor de salpicagem, sendo ainda possível uma soldagem com tensões mais baixas.

1.13. Para a mistura Ar+18%CO₂ os defeitos que delimitam o domínio de tolerância são os mesmos identificados para o CO₂, porém o domínio determinado é mais amplo e permite soldar juntas com folgas variando de zero até 1,8 mm.

1.14. Para este gás, permanece válida a conclusão número 9, acima, e os limites de tolerância são maiores que aqueles do gás CO₂.

1.15. Determinaram-se três algoritmos de comando, cada um fornecendo valores para I, U e V em função da folga, conforme três critérios: (a) máxima tolerância quanto à corrente (evitando tanto perfuração quanto falta de penetração); (b) máxima tolerância quanto à folga, e (c) máxima velocidade de soldagem, garantida uma tolerância mínima de 15 A na corrente e de 0,4 mm na folga.

1.16. Nas experiências de simulação de soldagens sob folgas variáveis, os problemas associados aos efeitos transientes são menos graves do que no caso da proteção sob CO₂. As folgas máximas que se deixaram soldar foram de 1,8 mm para o primeiro algoritmo, 1,7 mm, para o segundo, e 1,5 mm, para o terceiro.

1.17. As vantagens que a proteção por mistura gasosa (argônio com CO₂) apresenta compensam em muito a desvantagem de ser mais cara que o CO₂ puro. Na soldagem adaptativa de chapas finas este gás

deve ser preferido.

1.18. Na substituição do equipamento (Bancada 1) por outro dotado de fonte transistorizada, mantida a mesma mistura de gás protetor (Ar + 18% CO₂), há uma estabilidade de arco ainda maior.

1.19. Nesta nova bancada os defeitos que delimitaram os limites de tolerância foram os mesmos, porém o domínio determinado é ainda mais amplo, por serem mais altas as correntes máximas.

1.20. Para os três tipos de algoritmos de comando determinados, os limites de tolerância são mais abertos, especialmente para folgas maiores.

1.21. Nas experiências de soldagem sob folgas variáveis, as folgas máximas que se deixaram soldar foram as mesmas obtidas na bancada 1, enquanto que na bancada 2 as mínimas foram levemente maiores.

1.22. Na substituição (na bancada 2) da chapa de 2,0 mm de espessura por outra mais fina, de 1,6 mm, o domínio de soldabilidade se reduz, embora os defeitos que determinam os limites de tolerância sejam os mesmos. A principal retração do referido domínio se dá na superfície representativa da corrente máxima referente à perfuração da chapa (vazamento). A soldagem é bem mais crítica.

1.23. A estabilidade da poça de fusão nas grandes folgas parece ser consideravelmente dependente da característica dinâmica da fonte e esta seria a principal causa do domínio de soldagem estender-se na direção das mais altas correntes quando se trabalha com a fonte transistorizada. Isto significa que, na mudança de equipamento, os algoritmos precisam ser novamente determinados.

1.24. Diversas fórmulas foram testadas para representar I_{max} e I_{min} . As equações que apresentaram melhores resultados foram as dos seguintes tipos:

$$\frac{(I - K_1)V}{U} = K_2 + K_3.f + K_4.f^2$$

e

$$I = K_1 + K_2.f + K_3.V + K_4.U + K_5.f/V + K_6.f/U + \\ + K_7.f.V + K_8.f + K_9.V + K_{10}.U.$$

A segunda equação apresenta coeficientes de correlação levemente maiores e desvios padrão mais baixos. No entanto, a primeira equação é significativamente mais simples. Estas equações se revelaram mais apropriadas que as logarítmicas sugeridas na literatura.

1.25. Experiências realizadas com diferentes alturas de tomada de corrente sugerem que a posição do domínio de soldagem varia com este parâmetro, havendo um valor ótimo para cada folga. No entanto, os dados experimentais não foram suficientes para servir de base para um controle adaptativo, pois se limitaram a uma única velocidade de soldagem.

1.26. As relações teóricas entre o comprimento do eletrodo, corrente e velocidade de alimentação do eletrodo foram determinadas e confirmam as equações de outros pesquisadores [159, 161]. A velocidade de alimentação do arame pode ser obtida em função da corrente e do comprimento do eletrodo com um erro padrão de 0,40 m/min.

1.27. A validade da expressão de Cobine [168] para determinar a tensão de trabalho, verificada a partir de dados experimentais, apresentou um desvio padrão de 0,67 volts e mostrou que a parcela exponencial pode ser desconsiderada. Neste trabalho foi proposto um desenvolvimento teórico bem mais simples que o de Cobine, chegando-se à equação

$$V = 10,3 + 4 \times 10^{-9}.l.I + 0,0106.a.I,$$

com um desvio padrão de 0,8 volts, considerado também satisfatório.

1.28. Demonstrou-se que a largura da solda pode ser obtida com um

desvio padrão de 0,51 mm a partir do conhecimento do comprimento do eletrodo e das velocidades de soldagem e de alimentação do arame-eletrodo.

1.29. A seção do reforço da solda vale $2/3$ do produto entre a largura e o reforço e o ângulo de incidência da solda sobre a chapa tem uma tangente que vale quatro vezes a relação entre o reforço e a largura.

1.30. Demonstrou-se que I_{min} pode ser determinado a partir de V , U , b_z , e , f e r_z com um coeficiente de correlação múltipla de 0,95 e um desvio padrão de 7,0 A, o que permite realizar um laço de controle a partir dos resultados da soldagem.

1.31. É possível prever o reforço da solda a partir dos parâmetros de soldagem e do valor da largura da solda com um desvio padrão de 0,12 mm e um coeficiente de correlação múltipla de 0,99.

1.32. A energia que determina a perfuração da chapa (vazamento) pode ser prevista a partir da área adicionada e da seção reta da solda com um coeficiente de correlação múltipla de 0,98 e um desvio padrão de 3,9 A.volt.min/cm. Assim, também a corrente máxima (corrente de perfuração ou vazamento) pode ser determinada em função da área adicionada da solda, com uma correlação múltipla de 0,957 e um desvio padrão de 7,2 A.

1.33. O formulário proposto permite afirmar que, sendo possível monitorar a largura e o reforço da solda por meio de sensores adequados, é possível também um controle de mais alto nível do processo de soldagem, capaz de prever a condição de iminência de surgimento de defeitos.

1.34. É possível o controle adaptativo de mais alto nível, tanto pelo monitoramento da folga (sensor avante), como pelo monitoramento do reforço e largura (sensor atrás), ou de ambos simultaneamente. Os diversos modos de controle podem se apoiar

mutuamente.

2. Indicações de continuidade.

2.1. Considerando que o limite superior do domínio de soldabilidade parece ser fortemente dependente da intensidade dos picos de corrente próprios da característica dinâmica do arco, recomenda-se estudar detalhadamente esta dependência. É possível que se consiga adaptar os algoritmos à fonte de corrente por meio de algum parâmetro relativo à característica dinâmica da mesma.

2.2. Uma vez que este trabalho levantou dados sobre a influência da altura da tomada de corrente somente para a velocidade de 50 cm/min, sugere-se prosseguir o levantamento de dados para outras velocidades, com o objetivo de definir um domínio pentadimensional de soldabilidade e incluir esta nova variável nos algoritmos de controle.

2.3. É recomendável a construção de bancadas de trabalho dotadas de sensores à frente e também atrás do arco voltaico com a finalidade de testar as novas possibilidades de controle adaptativo sugeridas neste trabalho.

BIBLIOGRAFIA

- [1] DREWS, Paul; O estado do desenvolvimento tecnológico no campo da soldagem. Encontro Nacional de Atualização em Engenharia Mecânica; Conferência 3, parte B, Florianópolis, Brasil, 29/9 a 01/10/1982.
- [2] SPUR, G.; Die informationstechnische Herausforderung an die Produktionstechnik. Produktionstechnischen Kolloquium. Berlin, 1986.
- [3] DREWS, P.; FRASSEK, B. und WILMS, K.; Fugengeometrieerfassung mit optischen Sensoren. DWS-Bericht 94, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, 1985.
- [4] VESA M., "Roboterschweißen von Schiffschotten. Schweißen mit Robotern. Aachener Kolloquium. März, 1987.
- [5] DREWS, P.; FRASSEK, B.: Qualitätssicherung in der automatisierten schweisstechnischen Fertigung. Schweizer Maschinenmarkt, Goldach nr. 44/1983.
- [6] BIESSMANN, F.; et al.; Stand und Entwicklung schweißtechnischer Verfahren. DVS, Düsseldorf (1979).
- [7] DE VICENT S. M.; DEVLETIAN J. H. and GEDEON S.A.: Weld Properties of the Newly Developed 2519-T87 Aluminium Armor Alloy. Annual AWS Convention, New Orleans, April, 1988.
- [8] BANIA P. J.: An Advanced Alloy for Elevated Temperatures. Journal of Metals. Vol. 40, No. 3. March, 1988
- [9] Mc CLELLAN R. W.: One-Sided Welding of High-Yielded Steels. Welding Journal/25. July, 1988.
- [10] PUSCHNER P.; "Entwicklungstendenzen bei elektronischen Schweißstromquellen"; Schweißen und Schneiden 38 ,Heft 2, 1986.
- [11] BECKER, H.; "Entwurf und Realisierung digitaler Regler mit Mikroprozessoren"; Elektronik, Heft 5, 1984.
- [12] Trautmann, E, Netphen: Wirtschaftlichkeit beim Einsatz von Schweißrobotern in der Praxis. Schweißen mit Robotern. Aachener Kolloquium. März, 1987.
- [13] IMHOFF, R., BEHLER K. BEYER E.: Der Laser im Karroseriebau:

- Substitution oder Ergänzung herkömmlicher Schweißverfahren? Schweißen und Schneiden 40, Heft 9, 1988.
- [14] FOITH, J. P.: Sensoren für das vollmechanische Lichtbogenschweißen - Sensorsysteme. Schweißen und Schneiden, H. 3, S. 89-93, 1980.
- [15] CZESANY G.: Wirtschaftliches MAG-Schweißen unter Mischgas. Zeitschrift für Schweißtechnik, Nr. 1, 1976.
- [16] KRINNINGER K-D.: Zur Frage des Metall-Aktivgasschweißen unter Kohlendioxid und Mischgas. Schweißen und Schneiden. Heft 8, 29, 1977.
- [17] BERGER H.: Mechanisiertes MAG.-Schweißen von Feinblechen im Blechdickenbereich von 0,6 bis 1,0 mm. ZIS-Mitteilungen June, 1983.
- [18] MAZEL A.G. and GOBAREV L. A.: Tolerance limits on electrode stickout heating in mechanised welding. Svar. Proiz., no. 3, 1970.
- [19] PARSKIN V. A., SELIVERSTOV A. K., PARFENOVA A.V., SHAKHANOV S. B. and SHAKVATOV V. I.: Algorithm for the control of the dimensions of welded joints in thin sheets of high strength steel. Welding Production (USSR), 28(10), 1981.
- [20] AMIN, M., Pulse Current Parameters for Arc Stability and Controlled Metal Transfer in Arc Welding, Metal Construction, May, 1983.
- [21] ALLUM, J., Using Synergic MIG Successfully, Metal Construction, March, 1985.
- [22] RICHARDSON R. W.: Robotic Weld Joint Tracking Systems: Theory and Implementation Methods. Welding Journal. November 1986.
- [23] SALLBONE, C. Past, Present and Future Developments in Welding Processes, 1st International Symposium Johannesburg, South Africa, 18-19/November 1985.
- [24] Welding Update: Europe, Manufacturing Engineering, p. 25, August 1986.
- [25] PUSCHNER, P., Stein H. V., Roboter geeignete Stromquellen mit ihren Anforderungen und praxisgerechten Schnittstellen. DVS - Bericht 94, S. 36/38. Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf, 1985.

- [26] DORN und P. RIPPL.; Anforderungen an Stromquellen für das mechanische bzw automatische Lichtbogenschweißen. DVS - 94, 1985.
- [27] AMIN, M. Synergic Pulse Arc Welding, Metal Construction, June, 1981.
- [28] AMIN, M., Microcomputer Control of Synergic MIG Welding, Welding Institute Research Reser 166, December, 1981.
- [29] LOPES A.A., CRUZ, J. M., FREITAS J. A, SANTOS J.F.O. and Z QUINTINO L.: Eletronic Arc Welding power source for DC/AC/ (AC + DC). International Conference Birmingham, England. Pape 30. 15-19, September, 1983.
- [30] WARNECKE H. J., GZIK H.: Trends in robot development with special reference to welding technology. Welding and Cutting. April, 1987.
- [31] LUCAS, E.; Computers in Arc Welding - The New Industrial Revolution. Metal Construction, July, 1985.
- [32] EICHORN, F.; Aspects of the Mechanisation, Automation and Utilisation of Robots in Welding. The 1985 Portevin Lecture, I.I.W.. Strasbourg, 1985.
- [33] DREWS P., WAGNER R., WILMS K. : Sind in der Sensortechnik wesentliche Fortschritte zu erwarten? - Schweißen und Schneiden. DVS. April, 1987.
- [34] GRUBE H.H.: Schweiß- und Schneidtechnik im Jahre 1987 / Bundesrepublik Deutschland. Schweißen und Schneiden 40, Heft 9, 1988.
- [35] WEBER, M.: Die neuzeitliche Karosseriefertigung mit Robotern. Schweißen und Schneiden 40, Heft 9, 1988.
- [36] HUANG S.- S., LI S. -B., WANG Z. -Q., WU Y. -H.: Zur Klassifizierung von Stromquellen zum Lichtbogenschweißen. Schweißen und Schneiden 41, Heft 3, S. 127/131. März, 1989.
- [37] SCHEIBNER, P.; Stromquelle und Nahtqualität beim MAG-Schweißen, ZIS-Mitt. 20. H.G.S. 572/582, 1978.
- [38] KNOCH, R. e WELZ, W., Metal Aktivgas- Impulslichtbogenschweißen mit Transistorisierten Stromquellen. Schweißen und Schneiden, pag. 67 a 71, Februar, 1986.
- [39] WEINSCHENK, H. E., und G. Hesse: Beurteilung der

Zündeigenschaften von Schweißstromquellen für das CO_2 -Schweißen. ZIS-Mitt. 19, H. 12, S.1384/94, 1977.

- [40] HESSE, G., u. D. Rückert: Der Schweißgleichrichter KC400VC/ZIS 465 - eine neue Mehrtechnologie - Stromquelle. ZIS/Mitt. 10, H.3, s 353/372, 1968.
- [41] SCHILLHASE, M.: Untersuchungen Zur Stabilität des EB-Kehlnaht-Schweißen von Baustahl durch Anwendung verschiedener Stromquellen. ZIS-Mitt. 13, H. 2, s.218/232, 1971.
- [42] SCHULZE-FRIELINGHAUS, W.: MIG-Impulslichtbogenschweißen von Baustahl in Zwangspositionen mit mechanischer Brennerpendelung und magnetischer Lichtbogenauslenkung. Techn.-Wissenschaftl. Bericht der Abteilung für Prozesssteuerung in der Schweißtechnik der RWTH Aachen, Nr. 5, Sept., 1980.
- [43] STARKE, G.: Nahtführungssensor zur adaptiven Steuerung von Handhabungsgeräten zum Lichtbogenschweißen, Techn. Wissenschaftl. Bericht der Abteilung Prozesssteuerung in der Schweißtechnik der RWTH Aachen, Nr. 8, Dez., 1983.
- [44] SCHULZE, R. K.: Sensoren für Schweißroboter, Schweißtechnik 32, H. 7, S. 312 - 316, 1982.
- [45] ESSERS, W. G., Arc Control With Pulsed GMA Welding Welding Journal, June 1984.
- [46] KILLING, R., Beitrag zum Metall-Schutzgasschweißen von Aluminium mit Zwei getrennten, konzentrisch angeordneten Schutzgasströmen, Schweißen und Schneiden, Heft 9, 1984.
- [47] PUSCHNER P., STEIN H. U.; Hat bei Schweißstromquellen für die automatische Fertigung die Zukunft bereits begonnen ? Schweißen und Schneiden, DVS, April, 1987.
- [48] PUSCHNER, P.: Entwicklungstendenzen bei Elektronischen Schweißstromquelle, Schweißen und Schneiden, Heft 2/86.
- [49] ROSENTHAL, D.: Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting. Welding Journal, vol. 20, pp. 220s-234s, 1941.
- [50] RYKALIN, N. N.: Berechnung de Wärmeevorgänge beim Schweißen. Belin, VEB Verlag Technik, 1957.
- [51] CHRISTENSEN N., DAVIES V. DE L. and GJERMUNDSEN, K.:

Distribution of Temperatures in Arc Welding. British Welding Journal. Vol. 1, no. 2. February, 1965.

- [52] BLODGETT D. W.: Calculating cooling Rates by computer Programming. Welding Journal. March, 1984.
- [53] KOU S., KAMEVSKY T. and FYFITCH S., Welding Thin Plates of Aluminium Alloys - A Quantitative Heat-Flow Analysis. Welding Research Supplement. 175-s., June, 1982.
- [54] SAVAGE W.F., NIPPES E.F. and AGUSA K.: Effect of Arc Force on Defect Formation in GTA Welding. Welding Research Supplement. 212-s. July, 1979.
- [55] TEKRIWAL P., MAZUMDER J.; Finite Element Analysis of Three-Dimensional Transient Heat Transfer in GMA Welding. Welding Journal 67(7): 150s to 156s, July, 1988.
- [56] De ALMEIDA S.M., HINDS B.K.: Finite-difference solution to the problem of temperature distribution under a moving heat source, using the concept of a quasi-stationary state. Numerical Heat Transfer, vol. 6, pp 17-27, 1983.
- [57] ORNSTEIN, L.S., BRINKMANN H.: Der thermische Mechanismus in der Säule des Lichtbogens. Physica 1.H.2, s.119/36, 1934.
- [58] TSAO, K. C.; PAVELIC, V.: Spectroscopic Studies of a Constricted Argon plasma Arc. Arc Physics and Weld Pool Behaviour. International Conference Proceedings. London. 8-10 May, 1979.
- [59] SEEGER G., TILLER W.: Laser diagnostics on the TIG arc. Physics and Weld Pool Behaviour. International Conference Proceedings. London 8-10. May, 1979.
- [60] KOBAYASHI M. and SUGA T.: A method for the spectral temperature measurement of a welding arc. Arc Physics and Weld Pool Behaviour. International Conference Proceedings. London. 8-10 May, 1979.
- [61] OKADA, T; YAMAMOTO H.; HARADA S. : Observation of the shielding gas flow pattern during arcing by the use of a laser light source. Arc Physics and Weld Pool Behavior. International Conference Proceedings. London. 8-10 May, 1979.
- [62] PAVELIC V., TSAO K. C.: Weld puddle shape and size

- correlation in a metal plate welded by the gas-tungsten-arc (GTA) process. Arc Physics and Weld Pool Behaviour. International Conference. London. 8-10 May, 1979.
- [63] MILLS G.S.: Fundamental Mechanisms of Penetration in GTA Welding. Welding Research Supplement. January, 1979.
- [64] HADDAD G. N. and FARNMER A.J.D.; Temperature Measurements in Gas Tungsten Arcs. Welding Research Supplement. December, 1985.
- [65] ESSERS W. G. and WALTER R.: Heat Transfer and Penetration Mechanisms with GMA and Plasma-GMA Welding. Welding Research Supplement 43s. February, 1981.
- [66] SCHWEMMER D.D., OLSON D. L. and WILLIAMSON D. L.: The Relationship of Weld Penetration to the Welding Flux. Welding Research Supplement. 153-s. May, 1979.
- [67] WASZINK J. H. and PIENA M. J.; Thermal Processes in Covered Electrodes. Welding Research Supplement. February, 1985.
- [68] WATANABE I., SUZUKI M., KOJIMA T.: The arc phenomenon in large current MIG arc welding. Arc Physics and Weld Pool Behaviour. London. 8-10 May, 1979.
- [69] HILTUNEN V., PIETIKAINEN J.: Investigations and Observations on Material Transfer in Metal-Inert-Gas Welding. Arc Physics and Weld Pool Behaviour: an International Conference. London. 8-10 May, 1979.
- [70] SCHELLHASE and WEINSCHENDK H. E.: Dynamic behavior of consumable metal arc. International Conference Proceedings on Arc Physics and Weld Pool Behavior. The Welding Institute, 1980.
- [71] LESNEWICH, A. : Control of Melting Rate and Metal Transfer in gas Shielded-Arc welding; British welding Journal, 7 (5), 297 - 305, 1960.
- [72] QUITES, A. e DUTRA J.; Tecnologia da Soldagem a Arco Voltaico. EDEME, 1979.
- [73] FOLKHARD E., KELLER H.: Beitrag zur Kenntnis der Vorgänge beim Kurzlichtbogenschweißen von Stahl. Fachbuchreihe Schweißtechnik GmbH. Dusseldorf, 1980.
- [74] WASZINK J. H. and GRAAT L.H.J.: Experimental Investigation of

- the Forces Acting on a Drop of Weld Metal. Welding Journal 108-s. April, 1983.
- [75] NIEFER, W. : Notwendigkeiten und Möglichkeiten der Automatisierung in der Schweißtechnik, DVS-Berichte Bd. 73, S. 1 - 4, 1982.
- [76] BURGARDT P., HEIPLE C.R.: Interaction between Impurities and Welding Variables in Determining GTA Weld Shape. Welding Journal, vol. 65, no. 6, 150s-155s. June, 1986.
- [77] SALTER G.R, DOHERT J.: Procedure selection for arc welding. Metal Construction. September, 1981.
- [78] AUERKARI PERTTI: A tolerance box for MIG fillet welding Process parameters. Metals Laboratory. Report 16. Espoo, July, 1977.
- [79] DORN L., MAJUMDER S.: Expertensysteme für die Schweißtechnik — WELDEX - System zur computergestützten Optimierung der Schweißtechnologie. Schweißen und Schneiden 41 Heft 3, S. 124/127. März, 1989.
- [80] BUCHMAYR B., : WEZ-Kalkulator - ein Softwarepaket zum Berechnen schweißtechnischer Kennwerte. Schweißen und Schneiden 41, Heft 2, S. 69/75. Februar, 1989.
- [81] KOSCHNITZKI, K.: Entwicklungsstand und Tendenzen in der Schweißtechnik. Maschinenmarkt, 82. H. 75. s1345/50. 1976.
- [82] RICHTER, E.; MATTHES, K. J.; RENATUS, WERNER ; Fertigungstoleranzen beim Schmelzschweißen; Schweißtechnik, Berlin 33, 3. 1983.
- [83] DREWS P., QUITES A. M., WILLMS, K.: Schweißparametersteuerung beim automatisierten Schutzgasschweißen. Der Betriebsleiter: Verbindungstechnik. Heft 6. Jun., 1987.
- [84] DREWS P., FRASSEK B., FUCHS K., KUHNE A. und WILLMS K.: Automatisches Schweißsystem ASTRA. VDI-Z Bd. 128 - Februar, 1986.
- [85] ZHIMING O., AL-ERHAYEM O.: Feedbacksteuerung zum Metall-Schutzgasschweißen mit Impulslichtbogen. Schweißen und Schneiden 41, Heft 3, S. 131/133. März, 1989.
- [86] DORN, L., SCHULTZE, F., Gas metal-arc welding under carbon dioxide with pulsed arc and transition power supply.

Welding and Cutting. DVS. July, 1988.

- [87] WILLGOSS, R. A., The integration of welding into CIM. Second International Conference on Developments in automated and Robotic Welding (Preprints) The Welding Institute. London, 17-19 November, 1987.
- [88] TAYLOR, W. A., Expert Systems to generate Arc Welding Procedures. Metal Construction 426-431. July, 1986.
- [89] WIDFELDT, M., Off-line programming of robots for welding and plasma arc cutting. Second International Conference on Developments in Automated and Robotic Welding. (Preprints-paper). The Welding Institute. London. Nov., 1989.
- [90] DREWS, P., FUCHS, C., WAGNER, R. and WILLIMS, K., A process computer to co-ordinate different robots by means of sensor information. Second International Conference of Developments in automated and robotic welding. Preprint Supplement. Paper 44. The Welding Institute. London, 17-19 November, 1987.
- [91] DREWS, P., FUCHS, K.: Flexibles sensorunterstütztes Roboter-schweißsystem nutzt CAD-Informationen. Schweißen mit Robotern. Aachner Kolloquium, März, 1987.
- [92] WEBER, J. CULLISON, A., Special Report: 1988 AWS Welding Show - New Orleans, Louisiana. Welding Journal. Vol. 67, n. 7, July, 1988.
- [93] CHIN B.A., MADSEN N.H. and GOODLING J.S.: Infrared Thermography for Sensing the Arc Welding Process. Welding Journal. September, 1983.
- [94] BOILLOT J. P., CIELO P., BEGIN G., MICHEL C., LESSARD M., FAFARD P. and VILLERMURE D.: Adaptive Welding by Fiber Optic Thermographic Sensing: An Analysis of Thermal and Instrumental Considerations. Welding Research Supplement, July, 1985.
- [95] RICHARDSON R. W.: Vision-based adaptive GTA Welding System. Robots X Conference. Paper 9. 1987.
- [96] BEGIN G., BOILLOT J. P., BERANEK B.: Using Laser Range Finding Technique for Successful Adaptive Control of Arc Welding Robot. Vision '87 Conference. Detroit, Michigan/June

8-11, 1987.

- [97] FIHEY J.L., HAZEL B., TINKLER M.J. and Mc NABB S.C.; A prototype track based compact robotic system for situ weld repair of hydraulic turbine runners. Second International Conference of Developments in Automated and robotic welding. Preprint Supplement. The Welding Institute. Paper 25. London, 17-19 November, 1987.
- [98] TINKLER M.J., Mc NABB S.C., POON G.C., FIHEY J-L. and HAZEL B.: Development of self-programming and adaptive control for welding, gouging and grinding with a compact robotic system. Second International Conference of Developments in automated and robotic welding. Preprint Supplement. The Welding Institute. Paper 26. London, 17-19 November, 1987.
- [99] GORDON S.S, FLANIGAN L.A. and DYER G.E.: Development of a CCTV System for Welding Training and Monitoring of Space Shuttle Main Engine Welds. Welding Journal. March, 1987.
- [100] DOHERTY I. and HOLDE S.: Adaptive control of the welding process. Second International Conference on Developments in automated and robotic Welding (Paper 30-preprints) The Welding Institute. London, 17-19 November, 1987.
- [101] INONE K., SAKAI M.: Recognition method for monitoring weld result - fundamental study on automation of inspection. Proceedings of the International Conference on Automation and Robotization of Welding and Allied Process: 151-160. Annual Assembly of the International Institute of Welding, Straßburg, France. 1985.
- [102] AGAPAKIS J. E. KATZ J. M., EPSTEIN, G.N. and FRIEDMAN J. M.: Vision sensing of weld joint geometry for adaptive robotic welding. Proceedings of the Intelligent Robots and Computer Vision Conference. SPIE Cambridge Symposium on Optical and Optoelectronic Engineering, Cambridge, March, 1986.
- [103] AGAPAKIS, J. E.: Vision - Aided Remote Robotics Welding. PhD Dissertation, MIT Cambridge, March, 1985.
- [104] AGAPAKIS J.E.: Visual sensing and Knowledge-based processing for automated robotic welding fabrication. Proceedings of the International Computers in Engineering Conference, Vol,

- 1:225-231. ASME. Boston, 1985.
- [105] ROGOS, J.: Sensoren in der Fertigungstechnik. Spezial Sensoren 86/87, S. 66-73, VDI - Verlag GmbH, Duesseldorf, 1986
- [106] SCHMALL K. H.: Einsatzmoeglichkeiten von Kapazitiven und induktiven Sensoren beim Schweißen mit Robotern. Schweißen mit Robotern. Aachener Kolloquium. März, 1987.
- [107] KOLBE W., MORGAN C. G.: Schweißen, Roboter und Sensoren Sensoren. Schweißen mit Robotern. Aachener. März, 1987.
- [108] LAUER P.: Sensorik-Schnittstellen bei modern Industrierobotersteuerungen. Schweißen mit Robotern. Aachener Kolloquium. März, 1987.
- [109] COOK, G. E., SHEPARD M. E., YIZHANG and RANDALL M. D.; Through-the-arc sensing for submerged-arc control. Second International Conference on Developments in Automated and robotic Welding. Preprints-paper 7. The Welding Institute. London, 17-19, November, 1987.
- [110] EICHHORN F. and BOROWKA J.: Adaptive through-the-arc seam tracking system for the narrow-gap welding process. Second International Conference on Developments in Automated and Robotic Welding. Paper 10-preprints. The Welding Institute. London 17-19. November, 1987.
- [111] LAING, B. HEID, r. and POLLACK, A., Narrow gap welding of HY-100 plate using closed loop, adaptative feedback through-the-arc tracking technology. Welding Journal 64(11) 38-42, 1985.
- [112] BAXTER C.F.G., BIRD J. and LEY R. J.: A solution to pre-programming and off-line programming of MIG Welding: Synchronous Welding. Second International Conference on Developments in Automated and Robotic Welding. Preprints. Paper 5. The Welding Institute. London, 17-19 November, 1987.
- [113] VERBEEK W.J.P.A., BECKMANN L.J.H.F. and OOMEN G.L.: Control Strategy for an Arc-Welding Robot Under Sensory Controls. Amsterdam/ The Netherlands. 29-31. October, 1985.
- [114] AGAPAKIS J. E., KATZ J. M. KOIFMAN M., EPSTEIN G. N., FRIEDMAN J. M., EYRING D. O. and RUTISCHAUSE. Joint

Tracking and Adaptive Robotic Welding Using Vision Sensing of the Weld Joint Geometry. Welding Journal. November, 1986.

- [115] STROUD, R.R. Seam tracking with ultrasound. Second International Conference on Developments in automated and robotic Welding. Preprints - paper 4. The Welding Institute. London, 17-19 November, 1987.
- [116] Patente concedida a Mannesmann (Ivisbeg) referente a rastreamento de juntas de soldagem. Republica Federal da Alemanha. 1977.
- [117] SIORES, E., EGHAREVBA F. and FENN R. Adaptive control in arc welding utilizing ultrasonic sensors. Second International Conference on Developments in automated and Robotic Welding (Paper 8, Pre-prints). The Welding Institute. London, 17-19, november, 1987.
- [118] STROUD, R.R., M. Tech. Thesis; Metallurgy Departament, Brunel University, UK, 1979.
- [119] STROUD R.R.. Ph D. Thesis, Metallurgy Departament, Brunel University, UK, 1983.
- [120] NOMURA, H.: Back Bead Width Control in One Side SAW using Flux Copper Backing. Transactions of the Japan Welding Society, vol. 18, no. 2, October, 1987.
- [121] SALTER R. J. and DEAM R. T.: A practical front face penetration control system for TIG Welding. Second International Conference of Devepolmensts in Automated and robotic Welding. Preprints Supplement. Paper 38. The Welding Institute. London, 17-19. November, 1987.
- [122] MIDDLE J. E. and GOH K. H.; WRAPS - Welding Robot Adaptive off-line Programming and expert controls Systems. Second International Conference on Developments in automated and robotic welding. Preprints - paper 11. The Welding Institute. London, 17-19 November, 1987.
- [123] RICHARDSON R.W.: Apparatus and Method for viewing molten pool in arc welding. United States Patent. Patent Number: 4,532,408. Jul. 30, 1985.
- [124] RICHARDSON R.W., GUTOW D.A., and RAO S.H.: A vision based

- system for arc weld pool size control. Proceedings Measurement and Control for Batch Manufacturing 65-75. New York. ASME. 1982.
- [125] RICHARDSON R.W. and ANDERSON R.A.: Weld butt joint tracking with a coaxial viewer based weld vision system. Control of Manufacturing Process and Robotic Systems. New York. ASME. 1982.
- [126] RICHARDSON R.W. GUTOW D.A., ANDERSON R.A. and FARSON D.F.: Coaxial Arc Weld Pool Viewing for Process Monitoring and Control. Welding Journal. March, 1984.
- [127] DORNEFELD D.A., TOMIZNKA M., LANGARI G.: Modelling and Adaptive Control of Arc Welding Processes. Measurement and Control for Batch Manufacturing Processes. ASME. New York, 1982.
- [128] DORNEFELD D.A.: Intelligent Sensors for Monitoring Untended Manufacturing Processes. Proceedings, Second International Machine Tool Research Forum, NMTBA, Chicago, IL. September, 1987.
- [129] RAUGWALA, S. and DORNEFELD D.A.: Integration of Sensors via Neural Networks for Detection of Tool Wear States. ASME Winter Annual Meeting, Boston, MA, December, 1987.
- [130] HINTON, G. and FAHLMAN, S.: Connectionist Architectures for Artificial Intelligence. IEEE Computer. January, 1987.
- [131] KUHNE A.H., CARY H. B. PRINZ F.: Expertensystem für das Metallschutzgasschweißen mit Robotern. Fertigungsstechnik. VDI-Z nr. 12 - December, 1987.
- [132] FUCHS K.: Flexible, sensorgesteuerte Roboterschweißsysteme. Technisch-wissenschaftlicher Bericht. Prozesssteuerung in der Schweißtechnik der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen. November, 1987.
- [133] Welding Handbook. Publ. by the American Welding Society, Miami, Florida, 7th edition, Vol. 5, chapter 5, 178. 1981.
- [134] MALIN V., Problems in design of integrated welding automation - Part I. Analysis of welding related operations as objects for welding automation. Welding Journal 65 (1153-60), 1986.

- [135] MALIN V.: Problems in design of integrated welding automation - Part II: Integrated welding automation. Welding Journal 66(1) 36-43, 1987.
- [136] MALIN, V., Designer's guide to effective welding automation - Part I: Analysis of welding operations as objects for automation. Welding Journal 64(11) 12-26, 1985.
- [137] MALIN, V., Designer's guide to effective welding automation - Part II: Flexibility and Economics. Welding Journal. 65 (6) 43-52, 1986.
- [138] MALIN, V., A new approach to the definition and classification of welding automation. Second International Conference on Developments in automated and Robotic Welding. Preprint supplement/Paper 31. The Welding Institute. London, 17- 19, November, 1987.
- [139] ARATA Y., INONE K., SHIBATA Y., TAMAOKI M. and AKASHI H.: Automatic Control of horizontal narrow gap welding (Report 1) - Algorithm for automatic selection of optimum welding conditions. Publ. by Welding Research Institute of Osaka University. 1-11 June, 1979.
- [140] KUHNE, A. H.: Ein Beitrag zur Steuerung und Regelung des automatisierten Schutzgasschweißprozesses und zur Anpassung der Schweißparameter an die jeweilige Fugengeometrie - Dissertation TH Aachen, 1985.
- [141] FRANK, Gerhard; Compensation calculations in Welding Engineering, using pocket calculators; Schweißen und Schneiden, 37, Heft 7, 1985.
- [142] LANCASTER J. F.: The physics of fusion welding Part 1: The electric arc in welding. IEE Proceedings. Vol 134. Pt. B. no. 5, September, 1987.
- [143] Linhas e Projetos de Pesquisa. Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. EMC - CTC - UFSC. 1987.
- [144] TIETZE V., SCHEN CH.; Halbleiterschaltungstechnik; Springer Verlag, 1980.
- [145] NEEDHAM J. C.; What do you mean by current?: The Welding Institute Research Bulletin, n 9, s. 273-316, 1985.
- [146] FRASSEK B., FUCHS K.; Effektivwertermittlung. Eletronik,

n.14, s.60-64, 1986.

- [147] KNOCH, R.: Schweißkennwerte für das MAG-Schweißen DVS, Düsseldorf, 1985.
- [148] HIRSCHFELD, G: Untersuchungen über den Zusammenhang von Schweiß- und Nahtparameter beim teilautomatischen SG(CO₂)-Schweißen, ZIS - Mitteilung, Halle, Heft 11, 1969.
- [149] JACKSON C.E, SCHRUBSALL A.E.: Control of Penetration and Melting Ratio with Welding Technique. Welding Research Supplement, April, 1953.
- [150] MASUMOTO I. SCHIMODA T., NATSUME T.: Determination of Welding Parameters by Computer. Proc. of 2nd International Symposium of the Japan Welding Society, 1975.
- [151] AICHELE G. SMITH A.: MAG-Schweißen. Fachbuchreihe Schweißtechnik Bc.65. DVS, Düsseldorf, 1975
- [152] KILLING R.: Handbuch der Schweißverfahren, Teil I. Lichtbogenschweißverfahren. DVS, Düsseldorf, 1984.
- [153] N.N; DIN Taschenbuch 191. Schweißtechnik 4 Beuth Verlag GmbH, Köln, 1983.
- [154] KILLING, R., Beitrag zur Klassifizierung des Werkstoffüberganges beim Metall-Schutzgasschweißen, Schweißen und Schneiden, Heft 12. Dezember, 1984.
- [155] ALLEMAND C.D., SCHOEDER R., RIES D. E. and EAGAR T. W.: A Method of Filming Metal Transfer in Welding Arcs. Welding Journal. January, 1985.
- [156] WEINSCHENK, H.-E und ULRICH, L.: Regelungstechnische Betrachtungen beim Lichtbogenschweißen. Schweißtechnik 15, H. 2, s.65 bis 70, 1965.
- [157] NEEDHAN, J.C und HULL W. G.: Selbstregelnde Schweißlichtbogen. Brit. Weld J. 1. H. 2, s71 bis 77. 1954.
- [158] METZKE, E. und WENDLER H.-D.: Das Verhalten von Schutzgasschweißlichtbögen bei plötzlichen Längenänderungen. Schweißtechnik 19. Heft 4. 1969.
- [159] LESNEWICH, A.: Control of Melting Rate and Metal Transfer in Gas-Shielded Metal-Arc Welding. Pt. 1: Control of Electrode Melting Rate. Weld Journal, 37-8. 343s -

53s, 1958.

- [160] HALMOY E.: Wire Melting Rate, Droplet Temperature and Effective Anode Melting Potential. Conference on Physics and Weld Pool Behavior. International Conference Proceedings. London. 8-10 May, 1979.
- [161] MARNO H. et al.: Wire Melting Rate in GMAW Process. JIW n^o 60. Technical Commission on Welding Processes. Jul., 1980.
- [162] MATSUDA F. et al.: JIW no. 90. Technical Commission of Welding Process, December, 1982.
- [163] OKADA A. et al.: Preprint of IIW no. 86. Technical Commission on Welding Processes. Feb, 1982.
- [164] FU,XIE-Sheng, USHIO, M. e MATSUDA, F. Melting Characteristics of Some Steel and Aluminium Alloy Wires in GMA Welding, Transactions of JWRI, Welding Research Institute of Osaka University, October, 1983.
- [165] AMIN, M.: Prediction of Pulse Parameter for MIG Welding, Welding Institute Research Bulletin, Vol. 24, February, 1983.
- [166] FUJIMURA H., IDE E., INONE, H.: Joint Tracking Control Sensor of GMAW: Development of Method and Equipment for Position Sensing in Welding with Electric Arc Signals. Transactions of the Japan Welding Society, Vol. 18,n^o 1,report 1, April, 1987.
- [167] DILTHEY U. KILLING R.: Contribution to calculating the heat input in pulsed arg gas-shielded metal-arc welding. Welding and Cutting. October, 1987.
- [168] COBINE, J. D.: Gaseous Conductors, Mc Graw Hill, New York, 1941.
- [169] OHSHIMA K. et al: Stability of Pulsed Current Consumable Electrode Transfer by Power Source with Periodically Varying Nonlinear Characteristic. Journal of JWS, 51-2, 1982.
- [170] ANDO K. et al: Welding Arc Phenomema, Sanpoh, 1962.
- [171] QUITES A. M., SILVA. J. C. R, MIRA, F. M.: Penetração total em soldagem de chapas finas (a ser publicado em 1989).
- [172] RICHTER, E.; GEORGI G.: Nahtquerschnitt und Schrumpfung.

ZIS Mitteilungen, Heft 2, 1970).

- [173] PROBST R. HARTUNG F.: Betrachtungen der Metalurgie des MAG-Schweißung; ZIS/Mitteilung, Juni, 1982.
- [174] PAN J. L., ZHANG R.H., OU Z.M., WU Z.Q., CHEN Q.: Adaptive Control GMA Welding - A New Technique for Quality Control. Welding Journal. Vol. 68, n^o 3. March, 1989.
- [175] KUHNE, A. H., FRASSEK, B. and STARKE, G., Components for the Automated GMAW Process, Welding Journal, January, 1984.
- [176] LUCAS, W., An Evaluation of Minicomputer Techniques for Data Acquisition and Analysis in Arc Welding Process Research, The Welding Institute, February, 1981.
- [177] KUHNE A. H., CARY, H. B. and PRINZ F. B.: An Expert System for Robotic Arc Welding. Welding Journal. November, 1987.
- [178] LUCAS W.: Microcomputer Systems, Software and Expert Systems for Welding Engineering. 67 th. Annual AWS Meeting, April 13-18, 1986, in Atlanta, Ga. Welding Journal, Vol. 66, number 4. April, 1987.
- [179] PAN, J. L.: Welding Arc Control, The Fourth Internacional Symposium of the Japan Welding Society, November, 1982.
- [180] ICALAND W.F.: Controlling Arc Length in Plasma Welding. NASA Tech. Briefs. Vol. 10 no. 2. April, 1986.
- [181] GLISCKSTEIN S.S.: Arc Modelling for Welding Analysis. Arc Physics and Weld Pool Behaviour: International Conference Proceedings. London; 8-10 May, 1979.
- [182] PAN, J. L.: Metal-Inertgas-Impulslichtbogenschweißen mit Feedbacksteuerung, Schweißen und Schneiden, Heft 4, 1985.
- [183] AMIN, M., Prediction of Square Wave Pulse Current Parameters for Control of Metal Transfer in MIG Welding, Welding Institute Research Report 83, 1978.
- [184] VEGURI, S., Study of Metal Transfer in Pulsed GMA Welding, Welding Research Supplement of the Welding Journal, August, 1985.
- [185] JUCKENACH D.: Konferenzbericht: Sensoren und ihre Anwendungen. Technisches Messen Heft. Februar, 1986.
- [186] KUNZ W. und WALCHER H.: Busfähiger intelligenter Sensor für Winkel und Wege. Technisches Messen (Jahrgang) Heft 6. 1986

- [187] DORN L., MAJUMDER S.: Expertensysteme für die Schweißtechnik - Grundlagen und Anwendungsmöglichkeiten. Schweißen und Schneiden, 41, Heft 2, S. 75/78. Februar, 1989.
- [188] EICHORN, F. und BOROWKA, J.; Jahresuebersicht Schweißen und Schneiden. VDI - Z Bd. 128. Nr. 20, s. 801-812. 1986.
- [189] GRUBE H.: Schweiß und Schneidtechnik im Jahre 1987 - Bundesrepublik Deutschland. Schweißen und Schneiden. 40 Heft 9, 1988.
- [190] GLOWICKI, G., MAGCI-Verfahren - ein neues Schutzgas-schweißen, Deutsche Verlag für Schweißtechnik Bericht 74, 1983.