

**TESE DE DOUTORADO**

**MODELAGEM E CONTROLE DA SOLDAGEM ORBITAL ATRAVÉS DO  
PROCESSO GMAW-S**

**Eber Huanca Cayo**

**Brasília, 2013**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**

FACULDADE DE TECNOLOGIA

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

Faculdade De Tecnologia

TESE DE DOUTORADO

**MODELAGEM E CONTROLE DA SOLDAGEM ORBITAL ATRAVÉS DO  
PROCESSO GMAW-S**

**Eber Huanca Cayo**

*Relatório submetido ao Departamento de Engenharia  
Mecatrônica como requisito parcial para obtenção  
do grau de Doutor em Sistemas Mecatrônicos*

**Banca Examinadora**

Prof. Sadek C. Absi Alfaro, ENM/UnB  
*Orientador*

---

Prof. Paulo J. Modenesi, UFMG  
*Examinador externo*

---

Prof. Liu Hsu, Coppe/UFRJ  
*Examinador externo*

---

Prof. Guilherme Caribe de Carvalho, ENM/UnB  
*Examinador interno*

---

Prof. José M. Santos Torres da Motta, ENM/UnB  
*Examinador interno*

---

## FICHA CATALOGRÁFICA

CAYO, EBER HUANCA.

Modelagem e Controle da Soldagem Orbital Através do Processo GMAW-S [Distrito Federal] 2013.

xxii, 127p. 210 x 297 mm (ENM/FT/UnB, Doutor, Sistemas Mecatrônicos, 2013).

Tese de Doutorado – Universidade de Brasília, Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Mecânica.

- |                     |                       |
|---------------------|-----------------------|
| 1. Soldagem Orbital | 2. Modelagem          |
| 3. Controle         | 4. Oscilações da poça |
| 5. Simulação        | 6. GMAW-S             |
| I. ENM/FT/UnB       | II. Título (série)    |

## REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

Cayo, E. H. (2013). Modelagem e Controle da Soldagem Orbital Através do Processo GMAW-S

Tese de Doutorado em Sistemas Mecatrônicos, Publicação ENM.TD-04/13, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 127p.

## CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Eber Huanca Cayo

TÍTULO: Modelagem e Controle da Soldagem Orbital Através do Processo GMAW-S

GRAU: Doutor

ANO: 2013

É concedida à Universidade de Brasília permissão para reproduzir cópias deste documento de tese de doutorado e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte dessa tese de doutorado pode ser reproduzida sem autorização por escrito do autor.

---

Eber Huanca Cayo  
CLN 407 Bloco C, sala 103s.  
70855-530 Brasília – DF – Brasil.

## **Dedicatória**

*Aos pesquisadores infatigáveis de todas as ciências que com suas perspectivas e métodos contribuem à construção das estruturas do conhecimento*

*Eber Huanca Cayo*



## **Agradecimentos**

*Agradeço à CAPES/CNPq, pelo apoio financeiro do presente projeto; aos meus pais Getrudes e Roger e a minha irmã Nadia por serem uma fonte inesgotável de carinho e amor; à Adriana de Fátima Freitas e família por tudo o seu apreço, apoio, carinho e grande amor enquanto durou, ao Professor Sadek, por sua orientação, profissionalismo, conselhos e constante apoio; aos professores, colegas e amigos do GRACO, Carlos Llanos, Giuliano, Guilherme Caribé, Jesús, João, Lissy e Marrocos pelos inúmeros momentos de assistência e convívio; a todas as pessoas que de alguma forma contribuíram com esta pesquisa e finalmente agradeço à inteligência infinita, Deus, por tudo.*

*Eber Huanca Cayo*

# Resumo

## MODELAGEM E CONTROLE DA SOLDAGEM ORBITAL ATRAVÉS DO PROCESSO GMAW-S

A soldagem orbital é um processo de fabricação que consiste da união de tubos metálicos e que tem diversas aplicações, tais como na indústria alimentar, farmacêutica, petroquímica e aeroespacial. Estas aplicações, em sua maioria, limitam-se à união de dutos de pequeno porte e de espessura fina, nos quais os efeitos gravitacionais sobre a transferência de calor e massa são ínfimos. Quando se pretende unir dutos de maior espessura, entretanto, é comum utilizar processos de soldagem com adição de material, o que incrementa as dimensões da poça de fusão. Em consequência, o efeito gravitacional altera a transferência de calor e massa, podendo acarretar escoamentos e deformações da solda se os parâmetros de soldagem são inadequados.

O objetivo do presente trabalho é desenvolver um regulador de parâmetros de soldagem em função da posição de soldagem, objetivando obter soldas uniformes através do processo GMAW-S. Estudos iniciais mostraram que as oscilações da poça de fusão têm relação direta na formação da solda. Estas oscilações estão governadas pelo balanço das forças, eletromagnética, tensão superficial e gravitacional sobre a massa da poça. Considerando que em soldagem orbital há uma constante mudança de posição, o escoamento da poça causado pelo efeito gravitacional é inevitável, portanto é preciso regular adequadamente os parâmetros de soldagem em função da posição de soldagem  $\varphi$ . Para isto, em primeiro lugar, desenvolveu-se o modelo de transferência de massa a fim de estimar a quantidade de massa e a força com que esta massa é transferida do eletrodo arame à poça segundo a posição  $\varphi$ . Em segundo lugar desenvolveu-se o modelo de oscilações da poça a fim de estimar o valor final da oscilação em função da posição  $\varphi$ , o que permitiu estimar a localização do escoamento da poça assim como a localização da deformação do cordão de solda. Finalmente foi desenvolvido o modelo de regulação dos parâmetros de soldagem em função da posição  $\varphi$ , considerando a uniformidade das forças

sobre a massa transferida, bem como a uniformidade da resistência do circuito de soldagem, do aporte térmico e da taxa de deposição. A partir da simulação de este conjunto de modelo foi possível prever o conjunto de parâmetros visando à uniformidade do valor final das oscilações da poça, o que implica na redução do escoamento da poça e consequentemente a relativa uniformidade do cordão de solda. Por meio de experimentos conseguiu-se verificar a uniformidade relativa das soldas a partir da regulação dos parâmetros de soldagem em função da posição  $\varphi$  utilizando os modelos propostos.

Concluiu-se que o escoamento da poça é inevitável, porém, é possível reduzir seus efeitos através do controle do valor final das oscilações através da regulação dos parâmetros de soldagem em função da posição  $\varphi$ .

# Abstract

## MODELING AND CONTROL OF ORBITAL WELDING THROUGH GMAW-S PROCESS

Orbital welding is a manufacturing process that composes the union of metallic pipes which is largely applied in various industries such as food, pharmaceutical, petrochemical and aerospace industry. These applications are mostly limited to the union of small and thin ducts, on which the gravitational effects over heat and mass transference are minimal. When union of larger pipes is intended, however, welding processes with material addition are commonly applied, leading to an increased welding pool dimension. In consequence, gravitational effect alters heat and mass transference, what can cause outflows and deformations of the welding if welding parameters are inadequate.

The aim of this work is to develop a regulator welding parameters according to the welding position, aiming to obtain uniform welds through the GMAW-S. Initial studies showed that the oscillations of the weld pool have a direct relation in the formation of the weld. These oscillations are governed by the balance of forces, electromagnetic, surface tension and gravity on the mass of the pool. Whereas that in orbital welding there is a constant change of position, the pool outflow caused by the gravitational effect is inevitable; therefore, it is necessary to regulate properly the welding parameters according to the welding position  $\phi$ . For this, in first place it was developed the modeling of the mass transference to estimate the amount of mass and force with which this mass is transferred from the wire electrode to the welding pool according to position  $\phi$ . In second place, it was developed the model of the welding pool oscillations in order to estimate the final value of the oscillation depending on the position  $\phi$ , which allowed estimating the location of the pool outflow as well as the location of weld deformation. Finally the model of regulating of welding parameters according to the position  $\phi$  was developed, considering the uniformity of forces on the mass transfer, as well as the uniformity of the welding loop resistance and the uniformity of the heat input and deposition rate. From the simulation of

these set of models, was possible to estimate the welding parameter set aiming to reach the uniformity of the final value of the pool oscillations, which implies the reduction of the pool outflow and consequently the relative uniformity of the weld bead. Through experimentation it was possible to verify the relative uniformity of welds from the adjustment of the welding parameters according to the position  $\varphi$  by using the proposed models.

The obtained conclusion is that the outflow of the pool is unavoidable; however, their effects can be reduced by controlling the final value of the oscillations by regulating the welding parameters according to welding position  $\varphi$ .

# SUMÁRIO

Capítulo 1 .....	1
1 Introdução.....	1
1.1 OBJETIVO GERAL.....	3
1.2 OBJETIVOS ESPECIFICOS .....	3
1.3 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO .....	4
Capítulo 2 .....	5
2 Fundamentos Teóricos e Tecnológicos .....	5
2.1 PROCESSOS DE SOLDAGEM POR FUSÃO .....	5
2.1.1 Elementos do Processo GMAW .....	6
2.1.2 Parâmetros de Entrada e Saída da Soldagem .....	7
2.1.3 Transferência de Calor e Massa no Processo GMAW-S.....	8
2.2 O PROCESSO DE SOLDAGEM ORBITAL .....	10
2.3 MODELAGEM E CONTROLE DE SISTEMAS.....	12
2.3.1 Modelagem .....	12
2.3.2 Controle .....	13
Capítulo 3 .....	15
3 Estado da Arte .....	15
3.1 PESQUISAS EM AVALIAÇÃO DA QUALIDADE DE SOLDAGEM .....	15
3.1.1 Pesquisas em Avaliação Direta de Qualidade .....	16

3.1.2	Pesquisas em Avaliação Indireta de Qualidade .....	17
3.2	PESQUISAS EM MODELAGEM DO PROCESSO DE SOLDAGEM .....	21
3.3	PESQUISAS EM CONTROLE DO PROCESSO DE SOLDAGEM.....	23
3.4	PESQUISAS EM SOLDAGEM ORBITAL .....	28
3.5	SUMÁRIO.....	31
Capítulo 4	.....	32
4	Equipamentos Atuadores E Sensores .....	32
4.1	PLANTA DE SOLDAGEM.....	33
4.2	ATUADORES .....	33
4.3	SENSORES .....	35
4.4	SISTEMA DE AQUISIÇÃO DE DADOS E CONTROLE.....	41
4.5	MATERIAIS E INSUMOS UTILIZADOS .....	45
Capítulo 5	.....	46
5	Desenvolvimento da Modelagem e Controle .....	46
5.1	MODELAGEM DO PROCESSO GMAW-S PARA A SOLDAGEM ORBITAL	46
5.1.1	Modelagem da Transferência de massa: Fase de Arco.....	47
5.1.2	Modelagem da Transferência de massa: Fase de Curto-circuito.....	53
5.1.3	Modelagem da Transferência de massa: Modelo Híbrido.....	59
5.1.4	Validação do Modelo de Transferência de massa .....	60
5.2	MODELAGEM DA OSCILAÇÃO DA POÇA DE FUSÃO.....	67
5.2.1	Simulação do Modelo da Oscilação da poça de Fusão.....	73
5.2.1.1	Parâmetros $F_a$ , $m_p$ e $\varphi$ .....	73
5.2.1.2	Parâmetros $\alpha$ , $g$ , $p_e$ e $\gamma$ .....	74
5.2.1.3	Parâmetros $R_p$ , $k$ e $d$ .....	74
5.3	MODELAGEM DA REGRA DE REGULAÇÃO DE PARÂMETROS DO	
	PROCESSO GMAW-S EM SOLDAGEM ORBITAL.....	83
5.3.1	Critério de uniformidade das forças sobre a massa transferida.....	84
5.3.2	Critério de uniformidade da resistência do circuito de soldagem $R_w$ .....	85
5.3.3	Critério de uniformidade do aporte térmico $H$ .....	85
5.3.4	Critério de uniformidade da taxa de deposição $D$ .....	86
5.3.5	Simulação da Regulação de Parâmetros de Soldagem .....	86

5.4	CONTROLE DO VALOR MÉDIO DAS OSCILAÇÕES DA POÇA EM SOLDAGEM ORBITAL.....	89
5.5	EXPERIMENTOS.....	94
5.5.1	Experimentos exploratórios.....	94
5.5.2	Experimentos sem regulação de parâmetros .....	95
5.5.3	Experimentos com regulação de parâmetros .....	97
5.5.4	Mensuração dos parâmetros geométricos das soldas realizadas .....	97
Capítulo 6	.....	105
6	Discussão dos Resultados.....	105
Capítulo 7	.....	112
7	Conclusões.....	112
7.1	Trabalhos Futuros .....	113
Referências Bibliográficas	.....	114



# LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1:	Principais processos de soldagem por Arco .....	5
Figura 2.2:	Elementos básicos da soldagem GMAW .....	6
Figura 2.3:	Desenho Esquemático de Processo de Soldagem.....	6
Figura 2.4:	Parâmetros de Soldagem .....	7
Figura 2.5:	Parâmetros geométricos da solda .....	7
Figura 2.6:	Esquemático de modo de transferência por curto-circuito .....	9
Figura 2.7:	Soldagem Orbital: (a) Manual, (b) Mecanizado.....	10
Figura 2.8:	Posições de Soldagem Orbital .....	11
Figura 2.9:	Nomenclatura de localização em Soldagem Orbital [1].....	11
Figura 2.10:	Abordagem de Modelagem de Sistemas. ....	12
Figura 2.11:	Sistemas de controle (a) Malha Aberta, (b) Malha Fechada. ....	13
Figura 2.12:	Funções do controlador, (a) Regulador, (b) Seguidor. ....	14
Figura 3.1:	Modos de avaliação de qualidade.....	16
Figura 3.2:	Níveis de Avaliação Indireta de Qualidade. ....	18
Figura 3.3:	Distribuição Percentual de Fontes Consultadas (por área de pesquisa) .....	31
Figura 4.1:	Esquema de monitoramento e controle assistido por computador. ....	33
Figura 4.2:	Planta Experimental (a) De Trajetória Plana, (b) De Trajetória Circular....	34
Figura 4.3:	Atuadores: (a) Fonte de Energia, (b) Motor de Passo, (c) Motor Trifásico.	34
Figura 4.4:	Tempos de arco e curto-circuito .....	37
Figura 4.5:	Sistema de medição <i>on-line</i> da frequência de curto-circuito e ciclo de transferência.....	38

Figura 4.6:	Escâner Tridimensional, (a) Para soldas em posição plana, (b) Para soldas em posição orbital.....	39
Figura 4.7:	Sistema de Triangulação, (a) Localização de Planos, (b) Localização de pixels característicos.....	41
Figura 4.8:	Reconstrução tridimensional, (a) Cordão de solda, (b) Reconstrução da solda.....	41
Figura 4.9:	Distribuição de equipamentos para experimentos de soldagem em posição plana .....	43
Figura 4.10:	Distribuição de equipamentos para experimentos de soldagem orbital. ....	44
Figura 4.11:	Corpos de prova utilizados (a) para experimentos de soldagem em posição plana, (b) para experimentos de soldagem orbital.....	45
Figura 5.1:	Fase de Arco .....	47
Figura 5.2:	Força gravitacional (a) Visão geral, (b) Sentido da força segundo a posição de soldagem $\varphi$ .....	48
Figura 5.3:	Sentido da força eletromagnética segundo o ângulo de condução .....	49
Figura 5.4:	Variação de $fz$ em função do ângulo de condução $\theta$ .....	50
Figura 5.5:	Força de Tensão Superficial $F\gamma$ .....	50
Figura 5.6:	Circuito Elétrico equivalente na Fase de Arco .....	51
Figura 5.7:	Detalhe da evolução da fusão do arame .....	52
Figura 5.8:	Fase de Curto-circuito .....	54
Figura 5.9:	Sequencia da evolução de modelo da transferência de massa.....	54
Figura 5.10:	Circuito Elétrico equivalente na Fase de Curto-circuito .....	55
Figura 5.11:	Rádios governantes $R1$ e $R2$ responsáveis da transferência de massa.....	56
Figura 5.12:	Velocidades de fluxo no pescoço da gota ( $R1$ ) e na área de contato devido a pressão média. ....	57
Figura 5.13:	Forças sobre a área de contato.....	58
Figura 5.14:	Maquina de estado que representa a intercalação de modelos .....	59
Figura 5.15:	Variação de tensão e corrente de soldagem para cada modo de transferência do processo GMAW (obtido experimentalmente).....	61
Figura 5.16:	Metodologia interativa de identificação de parâmetros do modelo proposto.	62
Figura 5.17:	Valor médio da frequência de curto-circuito, resultados experimentais e do modelo: (a) VAA = 4.0 m/min, (b) VAA = 5.0 m/min, (c) VAA = 6.0 m/min.....	63

Figura 5.18:	Valor médio de corrente, resultados experimentais e do modelo: (a) VAA = 4.0 m/min, (b) VAA = 5.0 m/min, (c) VAA = 6.0 m/min.....	64
Figura 5.19:	Modelo de transferência de massa para o processo GMAW-S ( $X_1$ , $X_2$ , $X_3$ , $X_4$ e $X_5$ ) .....	65
Figura 5.20:	Resposta dos estados do modelo proposto .....	66
Figura 5.21:	Ângulo de ataque $\alpha$ e ângulo de posição de soldagem $\varphi$ .....	67
Figura 5.22:	Sinais resultantes da modelagem da transferência de massa para o processo GMAW-S, (a) Corrente de soldagem, (b) Massa transferida à poça durante o curto-circuito, (c) Força de aplicação $F_a$ .....	68
Figura 5.23:	Características geométricas da poça (a) modo de oscilação 1, (b) formato da cratera [124].....	68
Figura 5.24:	Sistema massa mola amortecedor.....	69
Figura 5.25:	Sistema massa mola amortecedor.....	70
Figura 5.26:	Sistema massa mola amortecedor no cenário da soldagem orbital .....	71
Figura 5.27:	Diagrama de corpo livre para as oscilações radiais.....	72
Figura 5.28:	Diagrama de corpo livre para as oscilações tangenciais.....	73
Figura 5.29:	Modelo de transferência de massa para o processo GMAW-S (Posição de soldagem, Massa e Força de aplicação).....	74
Figura 5.30:	Diagrama de corpo livre para as oscilações tangenciais.....	75
Figura 5.31:	Influencia do fator de amortecimento $\xi$ , (a) Força de aplicação (entrada) $F_a$ , (b) Oscilações Radiais (saída), (c) Oscilações Tangenciais (saída). .....	78
Figura 5.32:	Diagrama de blocos do modelo de oscilações da poça.....	79
Figura 5.33:	Evolução das componentes da força de aplicação $F_a$ (radiais e tangenciais) segundo $\varphi$ .....	81
Figura 5.34:	Oscilações radiais e tangenciais para diversos ângulos de ataque, (a) $0^\circ$ , (b) $5^\circ$ , (c) $10^\circ$ , (d) $15^\circ$ , (simulação) .....	82
Figura 5.35:	Diagrama de blocos do regulador de parâmetros de soldagem de referência	87
Figura 5.36:	Parâmetros referenciais de entrada para soldagem orbital (simulação) .....	88
Figura 5.37:	Diagrama de blocos do regulador de parâmetros de soldagem interagindo com o modelo de transferência de massa .....	89
Figura 5.38:	Simulação do modelo de oscilação da poça .....	90
Figura 5.39:	Oscilações Radiais da poça considerando a regulação dos parâmetros de entrada .....	92

Figura 5.40:	Oscilações Tangenciais da poça considerando a regulação dos parâmetros de entrada.....	93
Figura 5.41:	Experimento exploratório sem regulação de parâmetros ( $\varphi: 0^\circ - 360^\circ$ )....	94
Figura 5.42:	Experimentos exploratórios sem regulação de parâmetros ( $\varphi: 0^\circ - 180^\circ$ ).	95
Figura 5.43:	Experimentos sem regulação de parâmetros ( $\varphi: 0^\circ - 180^\circ$ ).....	96
Figura 5.44:	Parâmetros referenciais de soldagem com regulação utilizados nos experimentos.....	98
Figura 5.45:	Experimentos com regulação de parâmetros ( $A: 25\%$ ).....	99
Figura 5.46:	Experimentos com regulação de parâmetros ( $A: 22.5\%$ ).....	100
Figura 5.47:	Experimentos com regulação de parâmetros ( $A: 20\%$ ).....	101
Figura 5.48:	Mensuração da largura média do cordão de solda segundo a posição $\varphi$ ...	102
Figura 5.49:	Mensuração do reforço médio do cordão de solda segundo a posição $\varphi$ ..	103
Figura 5.50:	Mensuração da área da seção transversal média do cordão de solda segundo a posição $\varphi$ .....	104

# LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1:	Finalidade dos experimentos .....	32
Tabela 4.2:	Sensores e transdutores utilizados .....	35
Tabela 5.1:	Parâmetros de soldagem utilizados nos experimentos de validação do modelo .....	61
Tabela 5.2:	Parâmetros obtidos para o modelo de transferência de massa.....	62
Tabela 5.3:	Parâmetros ótimos de soldagem para posição plana .....	65
Tabela 5.4:	Parâmetros de soldagem utilizados no modelo de oscilação da poça.....	74
Tabela 5.5:	Parâmetros do modelo de oscilação da poça .....	79
Tabela 5.6:	Parâmetros para a simulação dos modelos 1 e 2 .....	90
Tabela 5.7:	Parâmetros utilizados nos experimentos .....	97

# LISTA DE SÍMBOLOS

<b>Abreviatura</b>	<b>Significado</b>
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
CANopen	<i>Controller Area Network</i>
CCD	<i>Charge-Coupled Device</i>
DBCP	<i>Distância Bico De Contato/Peça</i>
FCAW	<i>Flux-Cored Arc Welding</i>
FIR	<i>Finite Impulse Response</i>
FW	<i>Friction Welding</i>
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
GMAW-P	<i>Gas Metal Arc Welding – Pulsed mode</i>
GMAW-S	<i>Gas Metal Arc Welding – Short Circuit Mode</i>
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding</i>
LAN	<i>Local Area Network</i>
LASER	<i>Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation</i>
MIMO	<i>Multi-Input-Multi-Output</i>
MPC	<i>Model Predictive Control</i>
OFW	<i>Oxyfuel Gas Welding</i>
PAW	<i>Plasma Arc Welding</i>

PID	<i>Proportional-Integral-Derivative</i>
PI	<i>Proportional-Integral</i>
RAM	<i>Random Access Memory</i>
SAW	<i>Submerged Arc Welding</i>
SISO	<i>Single-Input-Single-Output</i>
SMAW	<i>Shielded Metal Arc Welding</i>
TCP	<i>Transmission Control Protocol</i>
TV	<i>Television</i>
VPPAW	<i>Variable Polarity Plasma Arc Welding</i>

<b>Símbolo</b>	<b>Descrição</b>	<b>Unidade</b>
$\alpha$	Ângulo de ataque	°
$\beta$	Ângulo de triangulação	°
$\gamma$	Módulo de tensão superficial da poça	$N/m$
$\gamma_p$	Módulo de tensão superficial da poça	$N/m$
$\eta$	Eficiência da transferência de calor	%
$\theta$	Ângulo de condução de corrente no eletrodo	°
$\theta_{lim}$	Ângulo de condução limite	°
$\mu_0$	Constante de permeabilidade magnética	$NA^2$
$\rho$	Resistividade do <i>stick out</i>	$\Omega/mm$
$\rho_e$	Densidade do eletrodo	$Kg/m^3$
$\varphi$	Posição de soldagem	°
$\omega_n$	Frequência natural	$rad/s$
$d$	Constante de amortecimento	$Ns/m$
$f_{op}$	Frequência de oscilação da poça	$Hz$
$h$	Fração do radio da gota $r_d$	$m$
$k$	Constante de rigidez	$N/m$
$l_s$	Largura da solda	$mm$
$l$	Comprimento do <i>stick out</i>	$m$
$m_g$	Massa da gota	$kg$
$m_p$	Massa da poça	$kg$

$\hat{m}_p$	Massa média transferida	$kg$
$p$	Penetração da solda	$mm$
$r$	Reforço da solda	$mm$
$r_d$	Raio da gota	$m$
$r_e$	Raio do eletrodo	$m$
$t_{fcc}$	Tempo no final da fase de curto-circuito	$s$
$A$	Fator de atenuação de amplitude	$\%$
$AT$	Tempo de arco	$s$
$\vec{B}$	Campo magnético	$A/m$
$C_1$	Constante de aquecimento por arco	$m^3/As$
$C_2$	Constante de aquecimento pelo efeito <i>Joule</i>	$m^3/VAs$
$E_a$	Fator do comprimento de arco	$V/m$
$\vec{E}$	Campo elétrico	$N/C$
$F_g$	Força gravitacional	$N$
$F_{em}$	Força eletromagnética	$N$
$F_\gamma$	Tensão de superficial	$N$
$F_a$	Força de aplicação	$N$
$F_{gp}$	Força gravitacional sobre a poça	$N$
$F_{\gamma p}$	Força de tensão superficial da poça	$N$
$F_k$	Força de rigidez	$N$
$F_d$	Força de amortecimento	$N$
$F_{aX}$	Componentes horizontais da força de aplicação	$N$
$F_{aY}$	Componentes verticais da força de aplicação	$N$
$F_{aR}$	Componentes radiais da força de aplicação	$N$
$F_{aT}$	Componentes tangenciais da força de aplicação	$N$
$\hat{F}_a$ ,	força média de aplicação sobre a poça	$N$
$G$	Taxa de deposição	$kg/m$
$H$	Aporte térmico	$J/mm$
$I$	Corrente de soldagem	$A$
$\hat{I}$	Corrente média de soldagem	$A$
$I_{ref}$	Corrente de soldagem de referência	$A$



$I_o$	Corrente inicial	A
$\vec{J}$	Densidade de corrente	A/m <sup>2</sup>
$L$	Indutância do circuito	H
$L_{arco}$	Comprimento de arco	m
$L_{ef}$	Comprimento efetivo ( <i>stick out</i> )	m
$MR$	Taxa de fusão do arame	kg/s
$P_{avg}$	Pressão média sobre a massa na fase de curto circuito	N/m <sup>2</sup>
$P_c$	Potência fornecida pela fonte de energia	W
$P_{pinch}$	Pressão causada pelo efeito <i>Pinch</i>	N/m <sup>2</sup>
$P_\gamma$	Pressão causada pela tensão superficial	N/m <sup>2</sup>
$R$	Deslocamento radial da poça	m
$R_a$	Resistência do arco	$\Omega$
$R_p$	Raio da cratera da poça	m
$R_s$	Resistência dos condutores elétricos	$\Omega$
$R_1$	Raio menor do volume da massa transferida	m
$R_2$	Raio maior do volume da massa transferida	m
$\hat{R}_1$	Raio médio menor do volume da massa transferida	m
$\hat{R}_2$	Raio médio maior do volume da massa transferida	m
$R_w$	Resistência do circuito	$\Omega$
$ScT$	Tempo de curto	s
$ScF$	Frequência de curto-circuitos	Hz
$T$	Deslocamento tangencial da poça	m
$TC$	Ciclo de transferência metálica	%
$TP$	Período total de transferência	s
$U_o$	Constante de tensão de arco	V
$V_{AA}$	Velocidade de alimentação de arame	m/min
$V_{AC}$	Velocidade do fluxo na área de contato	m/s
$V_a$	Tensão do arco	V
$V_{oc}$	Tensão de soldagem	V
$V_{so}$	Tensão do <i>stick out</i>	V
$V_s$	Velocidade de soldagem	mm/s
$V_{aa_{ref}}$	Velocidade de alimentação de arame referencial	m/min

$V_{aa_0}$	Velocidade de alimentação de arame inicial	$m/min$
$V_0$	Tensão inicial	$V$
$V_{ref}$	Tensão de soldagem de referência	$V$
$V_{S_{ref}}$	Velocidade de soldagem referencial	$mm/s$
$V_{S_0}$	Velocidade de soldagem inicial	$mm/s$
$X_1$	Deslocamento da gota na ponta do eletrodo	$m$
$X_2$	Estado da velocidade de deslocamento da gota	$m/s$
$X_3$	Estado da corrente de soldagem	$A$
$X_4$	Estado do comprimento de eletrodo em estado sólido	$m$
$X_5$	Estado da massa da gota	$kg$

# Capítulo 1

## 1 Introdução

Oleodutos e gasodutos são, respectivamente, estruturas de transporte de petróleo e gás a larga escala, cujas estruturas são constituídas pela união sequencial de dutos de aço carbono de pequeno, médio e grande porte. A união destes dutos é realizada convencionalmente através de processos de soldagem a arco. Por causa das limitações do terreno e do porte dos dutos, a soldagem destas tubulações demanda movimentar a tocha de soldagem ao redor da junta. Este procedimento de soldagem será denominado doravante soldagem orbital.

A mudança constante de posição de soldagem inevitavelmente acarreta numa perda da qualidade da soldagem das tubulações quando os parâmetros de soldagem são inadequados. Tradicionalmente, a soldagem orbital tem sido realizada de modo manual, levando a baixas produtividades e a um padrão de qualidade limitado à experiência e habilidade dos soldadores. Esta prática ainda é usual em projetos pequenos, porém, em projetos de grande envergadura, eleva os custos do projeto. Com o objetivo de suprir esta deficiência na união de dutos de grande porte por soldagem têm sido desenvolvidos diversos sistemas mecanizados para o suporte, deslocamento e orientação do ângulo de ataque da tocha de soldagem. Estes sistemas mecanizados de soldagem orbital podem ser

controlados remotamente e substituem parcialmente a mão de obra dos soldadores, já que as operações de controle tanto do sistema mecanizado como da fonte de energia ainda são manuais, o que por vezes resulta numa tarefa ainda mais complexa devido à carência de profissionais para operar estes sistemas híbridos.

Na atual concepção, a automação destes sistemas visa programar previamente uma sequência de parâmetros que são ativados durante a soldagem, seja em função do tempo transcorrido ou em função da distância da circunferência da tubulação percorrida, limitando a tarefa do soldador apenas a monitorar o processo e ajustar algum parâmetro quando necessário. A escolha dos parâmetros de soldagem e a eventual intervenção do soldador no processo, porém, tornam o processo mecanizado. Ademais, o controle a malha aberta destes sistemas é suscetível a erros de estado estacionário uma vez que o processo de soldagem é um sistema altamente não linear e variante no tempo. É necessário, portanto, um estudo rigoroso acerca de metodologias e tecnologias que levem à automação completa do processo de soldagem orbital.

Inúmeras pesquisas foram desenvolvidas objetivando automatizar a soldagem orbital e ainda produzir elevadas taxas de produtividade e qualidade. Como consequência, diversos pesquisadores obtiveram resultados promissores para processos de soldagem sem adição de material (GTAW). Na união de dutos de médio e grande porte, contudo, os processos de soldagem orbital sem adição de material tornam-se ineficientes devido a ausência de adição de material, sendo, portanto recomendada a utilização dos processos de soldagem GMAW e FCAW). A adição de material na poça de fusão faz com que as dimensões desta se tornem maiores do que nos processos de soldagem sem adição de material.

O aumento das dimensões da poça de fusão - ainda em estado líquido - somado à constante mudança de posição de soldagem torna inevitável o desequilíbrio de forças que atuam sobre ela (principalmente as forças eletromagnética, gravitacional e tensão superficial). Este desequilíbrio é causado pelo efeito gravitacional que ocasiona o escoamento da poça quando são inadequados os parâmetros de soldagem, trazendo como consequência irregularidades da geometria do cordão e acarretando, com isso, a redução da qualidade de soldagem. As características geométricas e metalúrgicas do cordão de solda estão diretamente influenciadas pela dinâmica da transferência de calor e massa, manifestos no ciclo de fusão e solidificação da poça [1].

O controle de parâmetros de soldagem visando reduzir o efeito gravitacional sobre a poça de fusão, o que objetiva manter constante a geometria do cordão de solda, não é

banal, uma vez que estes parâmetros de soldagem não representam relações lineares com os resultados e são suscetíveis a perturbações. Devido às características complexas da união de tubulações por soldagem, explicitadas anteriormente, as pesquisas em automação da soldagem orbital com adição de material ainda estão em fase experimental.

## **1.1 OBJETIVO GERAL**

O presente trabalho propõe desenvolver a modelagem da transferência de massa, a modelagem da oscilação da poça de fusão e a modelagem da regulação dos parâmetros de soldagem em função da posição  $\varphi$ , para o processo GMAW no modo de transferência por curto-circuito (GMAW-S) visando obter soldas uniformes diante a mudança da posição de soldagem  $\varphi$ .

## **1.2 OBJETIVOS ESPECIFICOS**

Para atingir o objetivo principal do presente trabalho foi preciso atingir os seguintes objetivos específicos.

- Entrosamento do processo de soldagem orbital a fim de identificar os seus requisitos de desempenho.
- Escolher o tipo e quantidade de sensores e atuadores considerando a distancia de localização, proteção frente a respingos de soldagem, resposta frente a perturbações, fonte de alimentação, tipo de sinal de entrada e saída, tempo de resposta, etc.
- Construir a planta experimental de soldagem plana e orbital, considerando a instalação dos atuadores e sensores, assim como condicionamento com os sistemas de aquisição de dados e comando remoto da fonte de soldagem.
- Desenvolver um modelo simplificado da transferência de massa para soldagem orbital através do processo GMAW-S.
- Desenvolver um modelo simplificado das oscilações da poça de fusão para a soldagem orbital.
- Desenvolver o modelo de regulação de parâmetros de soldagem orbital.
- Simular computacionalmente e experimentalmente os modelos propostos visando estabelecer os intervalos de variação dos parâmetros de soldagem para manter a uniformidade da solda.

### **1.3 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO**

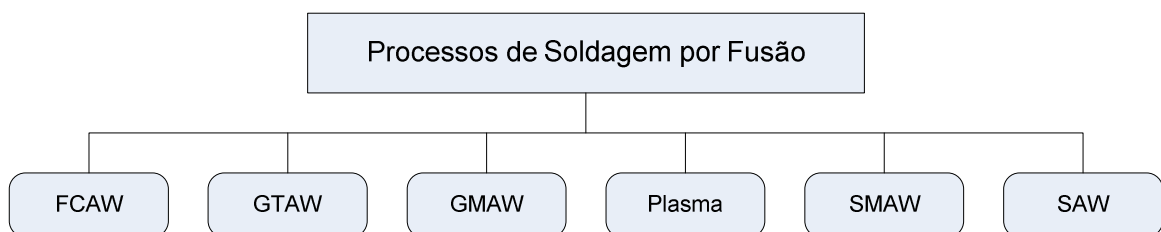
Este trabalho foi dividido em seis capítulos. No segundo capítulo abordam-se os fundamentos teóricos básicos para a compreensão do presente trabalho. No terceiro capítulo tratam-se dos estudos e pesquisas relacionadas com a avaliação de qualidade, modelagem da soldagem, monitoramento e controle da soldagem, bem como dos avanços em soldagem orbital. No quarto capítulo detalha-se o desenvolvimento teórico e experimental dos modelos propostos. Ainda neste capítulo serão apresentados os resultados simulados e experimentais em soldagem orbital com a regulação contínua dos parâmetros de soldagem para diversos conjuntos de parâmetros regulados. No quinto capítulo (considerações finais) serão expostas as vantagens e limitações do modelo proposto, assim como da regra de regulação de parâmetros. O sexto capítulo aborda, finalmente, as conclusões da presente pesquisa e sugestões para pesquisas futuras.

## Capítulo 2

# 2 Fundamentos Teóricos e Tecnológicos

### 2.1 PROCESSOS DE SOLDAGEM POR FUSÃO

A soldagem por fusão é o processo de união de materiais cujo objetivo é obter a união localizada de metais e não metais, que se produz pelo aquecimento das peças até uma temperatura propícia para a fusão, com ou sem a utilização de pressão e material de adição. A forma como se dá o aquecimento das peças e a transferência do calor e do metal de adição à poça de fusão é que origina os diversos processos de soldagem [1]. Na figura 2.1 estão representados os principais processos de soldagem por arco. No presente trabalho utilizou-se apenas o processo GMAW.



**Figura 2.1: Principais processos de soldagem por Arco**

### 2.1.1 Elementos do Processo GMAW

Os principais elementos para executar a soldagem GMAW são os seguintes: a fonte de energia, condutores elétricos, tocha de soldagem GMAW, gás de proteção e o eletrodo-arama. Tais dispositivos estão distribuídos como ilustra a figura 2.2.

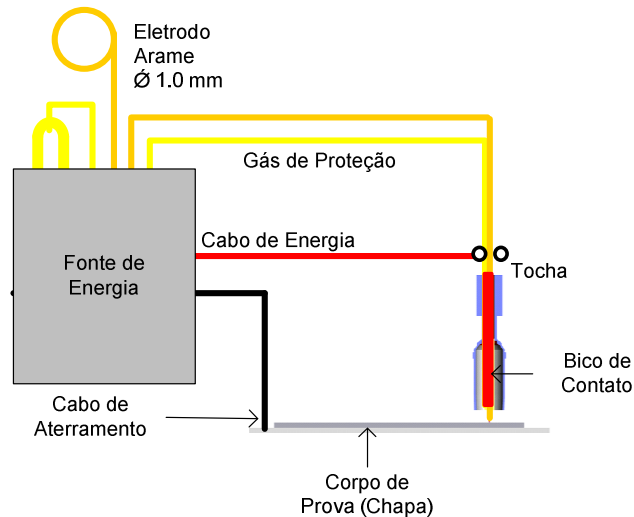


Figura 2.2: Elementos básicos da soldagem GMAW

Na figura 2.3 são mostrados parte da tocha da soldagem GMAW e um corpo de prova assinalando os principais elementos e distâncias características em torno da poça de fusão. Nesta figura identificam-se o bico de contato, o arame consumível e a poça de fusão, assim como a distância do bico de contato à peça (DBCP), comprimento energizado do arame (*Stick out*) e o comprimento do arco. As distâncias assinaladas, bem como as variáveis de soldagem, determinam os diferentes modos de transferência de metal na soldagem GMAW.

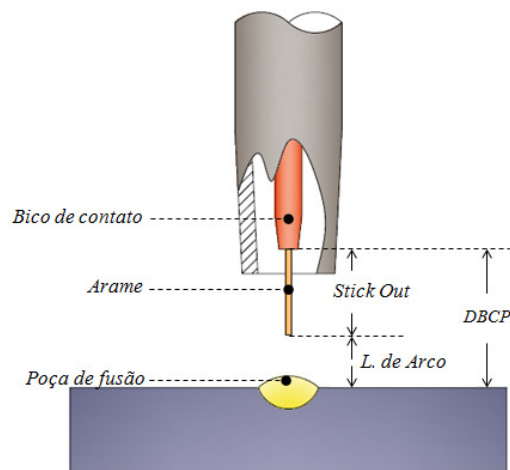


Figura 2.3: Desenho Esquemático de Processo de Soldagem



## 2.1.2 Parâmetros de Entrada e Saída da Soldagem

São denominados parâmetros de soldagem todas as variáveis envolvidas no processo de soldagem, cujas mudanças terão influências qualitativas e quantitativas sobre as características da transferência de calor e metal e finalmente sobre a geometria da solda. Uma adaptação da classificação feita pela AWS é mostrada na figura 2.4. Neste arranjo, os parâmetros de entrada são divididos em dois subgrupos: parâmetros fixos e parâmetros ajustáveis. Os parâmetros fixos são aqueles que só podem ser ajustados antes de iniciar a soldagem, já que estão constituídos por características mecânicas e metalúrgicas tais como a geometria do chanfro, composição do metal de adição, composição do gás de proteção, entre outros. Os parâmetros ajustáveis são aqueles que podem ser regulados antes e/ou durante a soldagem, o que possibilita controlar alguma variável no processo. Os parâmetros de saída foram divididos em dois subgrupos: parâmetros do cordão e os parâmetros do arco. Os parâmetros do cordão constituem-se de características geométricas externas tais como o reforço  $r$  e a largura  $l_s$  e internas como a penetração  $p$  (Fig. 2.5). Os parâmetros do arco estão constituídos por aqueles fenômenos produzidos pelo arco elétrico (emissões acústicas e eletromagnéticas).

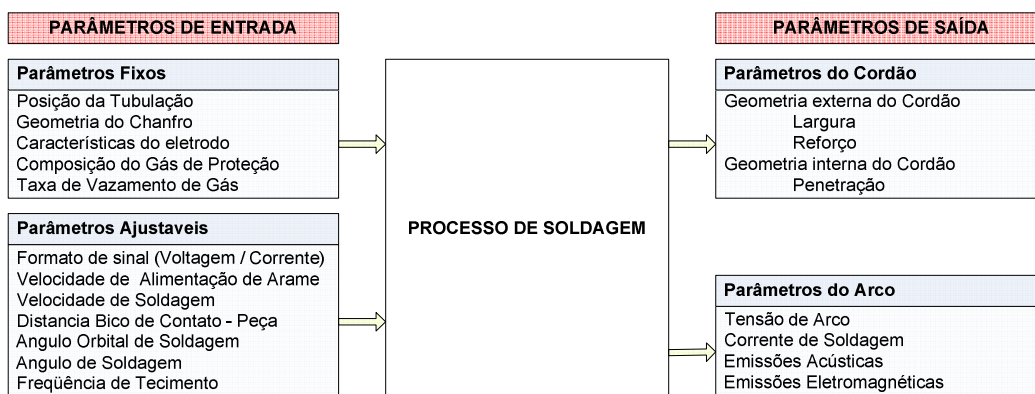


Figura 2.4: Parâmetros de Soldagem

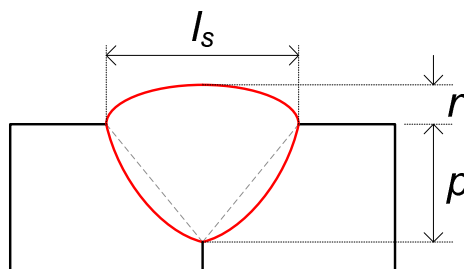


Figura 2.5: Parâmetros geométricos da solda

### 2.1.3 Transferência de Calor e Massa no Processo GMAW-S

A transferência de calor e massa no processo GMAW-S é regida pelas variações de tensão e corrente assim como da velocidade de alimentação de arame e a velocidade de soldagem. A relação destas variáveis de entrada determina o calor de entrada ou aporte térmico  $H$  [J/m], a taxa de deposição  $G$  [Kg/m], a resistência do arco  $R_a$  [ $\Omega$ ] e a taxa de fusão do arame  $MR$  [Kg/s]. O calor de entrada  $H$  que relaciona a energia aportada à poça por unidade de distancia fica definido pela equação 2.1; a taxa de deposição  $G$  que é a variação da taxa de fusão  $MR$  (*melting rate*) pela velocidade de soldagem  $V_s$ , está definida pela equação 2.2. A variação do comprimento do arco tem uma proporção direta com a resistência elétrico do arco  $R_a$  e é expressa pela equação 2.3.

$$H = \frac{\eta_H \cdot P_c}{V_s} = \frac{\eta \cdot I \cdot (V_{so} + V_a)}{V_s} \quad (2.1)$$

$$G = \frac{MR}{V_s} \quad (2.2)$$

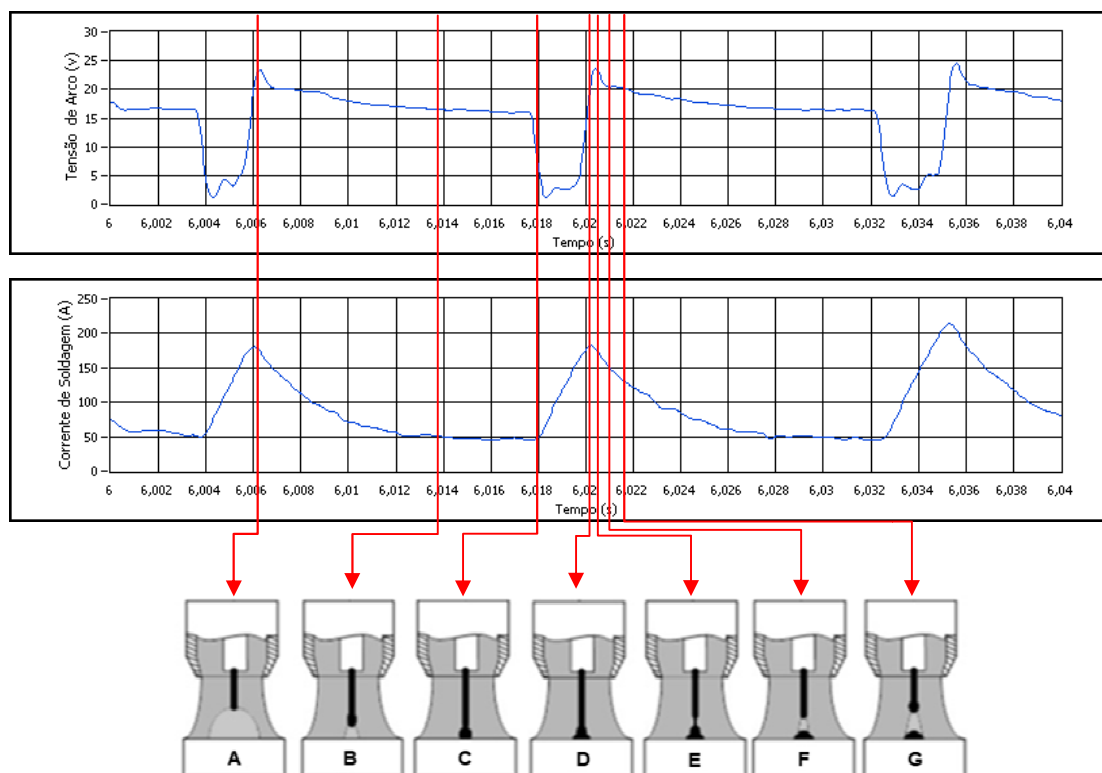
$$R_a = \frac{V_a}{I} \quad (2.3)$$

Na equação 2.1 o termo  $\eta$  representa a eficiência da transferência de calor,  $P_c$  a potência fornecida pela fonte de energia que é o produto da corrente de soldagem  $I$  pelo somatório da tensão do *stick out*  $V_{so}$  e a tensão do arco  $V_a$  e  $V_s$  é a velocidade de soldagem. A taxa de fusão do arame  $MR$  pode se expressar pela equação 2.4 considerando que a fonte de calor é gerada pela corrente de soldagem  $I$ ;  $l$ ,  $\rho$  e  $\rho_e$  representam o comprimento [m], a resistividade elétrica do *stick out* [ $\Omega/m$ ] e a densidade do eletrodo respectivamente [Kg/m<sup>3</sup>]. As constantes  $C_1$  [m<sup>3</sup>/As] e  $C_2$  [m<sup>3</sup>/VAs] estão associadas ao aquecimento da poça pelo arco elétrico e pelo efeito Joule respectivamente [2, 3]. Diversos pesquisadores assumem  $C_1 = 0$  durante o curto-circuito [4]; nesta situação a taxa de fusão fica expressa pela equação 2.5.

$$MR = (C_1 \cdot I + C_2 \cdot \rho \cdot l \cdot I^2) \rho_e \quad (2.4)$$

$$MR = (C_2 \cdot \rho \cdot l \cdot I^2) \rho_e \quad (2.5)$$

Na figura 2.6 ilustra-se o oscilograma da tensão de arco e corrente de soldagem junto à sequência de imagens (de A até G) de um ciclo transferência de calor e massa do processo GMAW-S. O processo inicia-se na sequência A e B; depois da ignição do arco, a tensão do arco é mais elevada e a corrente tende a diminuir, neste estado tanto a taxa de consumo como a taxa de alimentação de eletrodo se mantêm aproximadamente iguais, porém, em condições estáveis, a taxa de alimentação (velocidade de alimentação) é levemente maior. Com o decorrer do tempo, o eletrodo se aproxima do metal base, principalmente devido a taxa de alimentação ser maior que a de consumo. Quando o eletrodo toca na poça o arco se extingue, a tensão cai e a corrente aumenta com uma taxa de crescimento limitada pela indutância do circuito de soldagem (sequências C e D). Nesse momento eleva-se a taxa de formação de material fundido onde a taxa de consumo é maior do que a taxa de alimentação (sequência E). Nesse período forças magnéticas e a tensão superficial formam um gargalo. Devido à corrente estar elevada, o gargalo é vaporizado e ocorre uma explosão, que dissipa energia e restabelece o arco, reiniciando o processo (sequências E, F e G).



**Figura 2.6:** Esquemático de modo de transferência por curto-circuito

## 2.2 O PROCESSO DE SOLDAGEM ORBITAL

Tradicionalmente os processos de soldagem orbital foram executados manualmente utilizando o processo SMAW, o que levava a baixos níveis de eficiência (ver Fig. 2.7(a)). As taxas de produtividade e qualidade só se incrementaram com a mecanização da soldagem orbital (ver Fig. 2.7(b)). A mecanização da soldagem demanda a utilização de processos de soldagem automatizáveis, sendo mais adequados os processos GTAW, GMAW, FCAW, PAW e LASER. Porém, o ambiente de trabalho hostil da soldagem orbital e os elevados custos de operação e manutenção limitam a utilização de processos mais sofisticados, sendo assim os processos GTAW/GMAW os mais utilizados. Nas operações de soldagem orbital consideram-se mais de um passe quanto maior a espessura da tubulação; basicamente categorizam-se três tipos de passes: o passe de raiz, o passe de preenchimento e o passe de recobrimento [5].



(a)



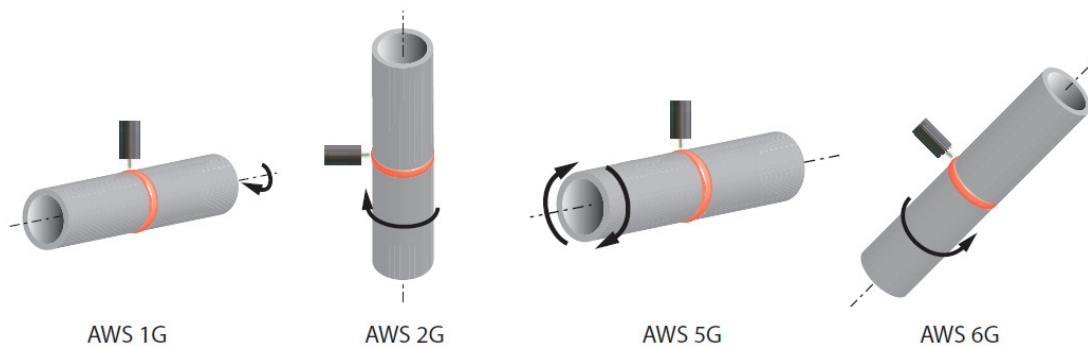
(b)

**Figura 2.7: Soldagem Orbital: (a) Manual, (b) Mecanizado.**

O principal desafio das operações de soldagem orbital consiste em manter a uniformidade geométrica da solda (largura, reforço, área da seção da solda) diante das variações de posição durante a soldagem. A uniformidade geométrica é um indicador primário de qualidade aceitável na inspeção visual da soldagem. As principais dificuldades para atingir este desafio são o balanço do aporte térmico, o balanço das forças sobre a massa de eletrodo transferido e o balanço das forças sobre a massa da poça de fusão em função da posição de soldagem. Estas dificuldades são enfrentadas e dominadas pelos soldadores regulando alguns parâmetros de soldagem segundo a sua habilidade e experiência, seja mediante operações manuais ou mecanizadas.

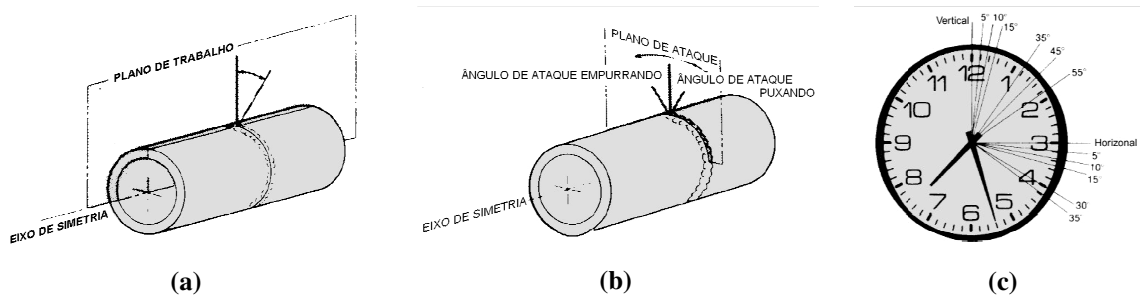
Em suma, as variáveis de entrada em soldagem orbital devem ser reguladas em função da posição de soldagem objetivando superar os desafios operacionais comentados anteriormente e considerando a uniformidade do balanço de calor e massa em função da posição de soldagem.

Considerando fixa a localização da união das tubulações a serem soldadas, a tocha de soldagem segue trajetórias orbitais mudando constantemente a posição de soldagem. A AWS contempla quatro posições de soldagem orbital (AWS-1G, AWS-2G, AWS-5G, AWS-6G,) [1] as quais são ilustradas na seguinte figura:



**Figura 2.8: Posições de Soldagem Orbital**

Nas posições AWS-5G e AWS-6G distinguem-se dois planos de referência para a localização e percurso da tocha: o plano de trabalho (figura 2.9 a) e o plano de ataque e/ou soldagem (figura 2.9 b).



**Figura 2.9: Nomenclatura de localização em Soldagem Orbital [1].**

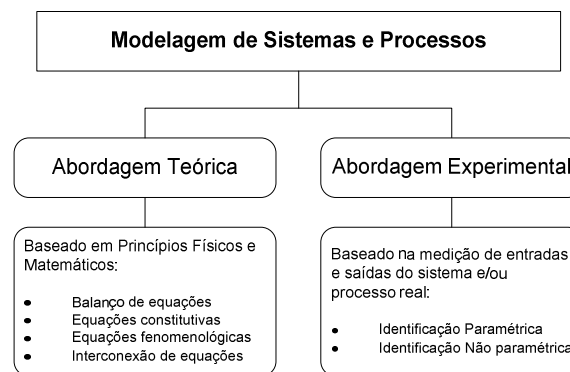
O ângulo da tocha relativo ao plano de ataque chama-se de ângulo de ataque  $\alpha$  e/ou ângulo de soldagem. O sentido da soldagem é designado empurrando quando o eletrodo

aponta para a trajetória seguida ( $\alpha < 0$ ). O sentido da soldagem é designado puxando quando o eletrodo aponta na direção oposta à trajetória seguida ( $\alpha > 0$ ). A posição orbital da tocha identifica-se tomando a posição das horas e minutos de um relógio clássico como referência (figura 2.9 c).

## 2.3 MODELAGEM E CONTROLE DE SISTEMAS

### 2.3.1 Modelagem

A modelagem de sistemas e ou processos é a representação abstrata, conceitual e simplificada da interação dos seus elementos componentes com o propósito de analisar, descrever, explicar, explorar, controlar e prever a resposta destes processos frente a variações e perturbações externas sem recorrer a métodos experimentais. Porém, a confiabilidade da resposta destes modelos está determinada pelo grau de complexidade das características estáticas e dinâmicas dos fenômenos envolvidos na interação dos elementos do sistema pelo que são contempladas duas abordagens de modelagem: a modelagem teórica e a modelagem experimental como se pode observar na figura 2.10 (Isermann *et al* [6]).



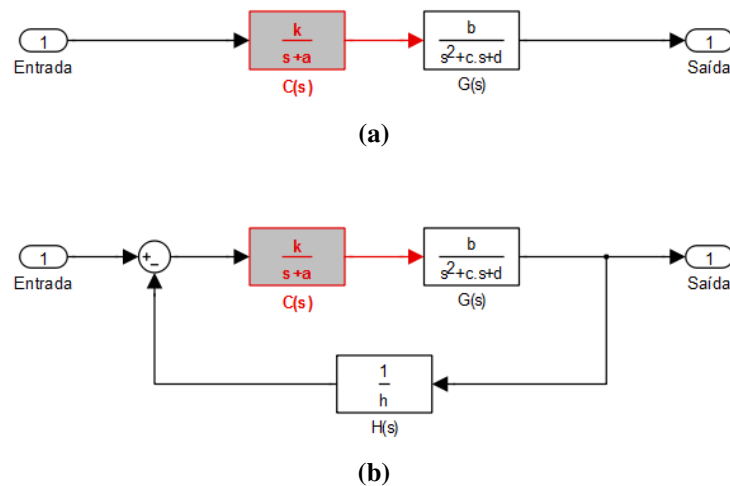
**Figura 2.10: Abordagem de Modelagem de Sistemas.**

Tanto a modelagem teórica como a modelagem experimental apresentam diversas características apropriadas segundo a sua aplicação. No presente trabalho foi necessário contar com um modelo da oscilação da poça de fusão em soldagem orbital com adição de material para o desenvolvimento e a avaliação do desempenho de um regulador de variáveis de entrada da soldagem em função da posição de soldagem. Dado que a soldagem é considerada um processo altamente não linear, multivariável, acoplado e

variante no tempo (Thomsen [7], e Yan *et al*, [8]), considerou-se a sua modelagem teórica linearizada baseado no balanço e interconexão de equações.

### 2.3.2 Controle

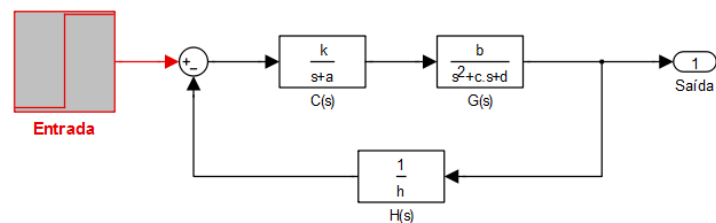
Controle é ação de regulação, ajuste e comando das saídas dos sistemas dinâmico e/ou processos  $G(s)$  a fim de alcançar algum valor desejado a partir da regulação de determinadas entradas do dito sistema (Fig. 2.11) [9]. Esta ação de controle é realizada por um dispositivo denominado compensador e/ou controlador  $C(s)$ ; convencionalmente, distinguem-se duas topologias de controle: controle a malha aberta (Fig. 2.11 (a)) e o controle a malha fechada (Fig. 2.11 (b)), onde se pode distinguir a presença do sensor  $H(s)$ . Ao mesmo tempo, distinguem-se duas funções elementares de um controlador: *regulação* e *seguimento*. Quando os valores desejados do sistema controlado (saídas) são constantes, a função do controlador é de *regulação* diante de perturbações na entrada (Fig. 2.12 (a)). E quando os valores desejados variam ao longo do tempo, a função do controlador é de *seguimento* da entrada de referência (Fig. 2.12 (b)).



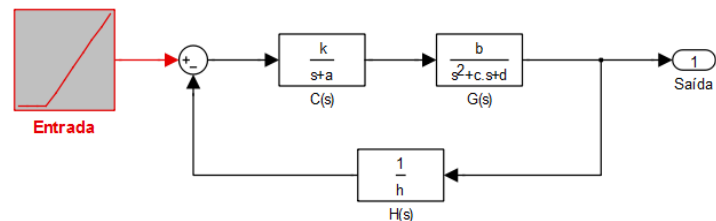
**Figura 2.11: Sistemas de controle (a) Malha Aberta, (b) Malha Fechada.**

Conforme será detalhado no próximo capítulo (estado da arte), em aplicações de soldagem automatizada existe uma tendência a utilizar manipuladores das peças a serem unidas (mesas rotatórias) a fim de solda-as em posição plana facilitando manter a qualidade de soldagem. A função do controlador no processo de soldagem em posição plana limita-se a regular as perturbações na saída do sistema sendo que os parâmetros de

entrada (referência do controlador ou *set point*) se mantêm constantes (i.e. tensão, de soldagem, velocidade de alimentação de arame, velocidade de soldagem, fluxo de gás, etc., constantes). Porém, em aplicações de soldagem como a união de tubulações (situações onde tecnicamente não é possível a posição de soldagem  $1G$ ), é preciso mudar os parâmetros de entrada conforme muda a posição de soldagem  $\varphi$ . Nesta situação o controlador do processo realizará a função de seguidor de referência (*tracking*). Portanto, prévio ao desenvolvimento do controlador, é necessário conhecer a regra de variação dos parâmetros de soldagem em função da posição de soldagem (entradas) a fim de manter uniformes os parâmetros geométricos do cordão de solda ao longo da união soldada. O desenvolvimento de esta regra de variação de parâmetros será mostrado no capítulo 5.



(a)



(b)

Figura 2.12: Funções do controlador, (a) Regulador, (b) Seguidor.



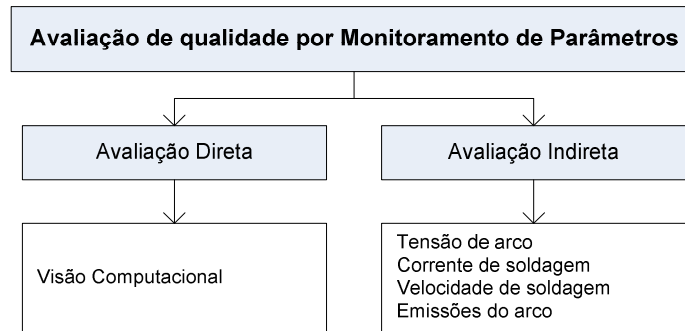
## **Capítulo 3**

### **3 Estado da Arte**

A abordagem do estado da arte no presente trabalho faz-se através de cinco subcapítulos. Trata-se, pois, em primeiro lugar, das pesquisas relacionadas à avaliação de qualidade automatizada em soldagem; em seguida, de estudos e pesquisas em modelagem da soldagem, comentando o desenvolvimento de sistemas de controle em soldagem e as pesquisas em automação da soldagem orbital. Finalmente, conclui-se o capítulo resumizando o escopo das pesquisas tratadas, com foco no alvo da pesquisa da presente tese.

#### **3.1 PESQUISAS EM AVALIAÇÃO DA QUALIDADE DE SOLDAGEM**

Para os propósitos deste subcapítulo foram analisados apenas os trabalhos orientados à automação da avaliação de qualidade. Para um acompanhamento adequado destas pesquisas, estabeleceram-se dois modos de avaliação: a direta e a indireta. (Fig. 3.1).



**Figura 3.1: Modos de avaliação de qualidade.**

Na avaliação direta estão contempladas as pesquisas focadas no monitoramento das características da formação geométrica da solda, tais como evolução da largura, reforço, penetração, rugosidade, etc. Nestes métodos de avaliação são utilizados diversos sistemas de visão computacional baseados em câmeras de TV e câmeras CCD. Diferentemente, na avaliação indireta são consideradas as pesquisas que abordam a medição de variáveis relacionadas com a dinâmica da transferência de calor e massa à poça de fusão durante a soldagem, tais como a tensão de arco, a corrente de soldagem, a velocidade de alimentação de arame, velocidade de soldagem, emissões eletromagnéticas e acústicas do arco, etc., parâmetros que de forma indireta podem indicar a evolução da qualidade da solda.

### 3.1.1 Pesquisas em Avaliação Direta de Qualidade

Sun *et al* [10] desenvolveram um sistema de detecção de defeitos em soldagem em tempo real baseado no monitoramento de imagens de raios X. A abordagem elaborada para o julgamento da presença de perturbações baseou-se no conceito heurístico de lógica nebulosa. Li *et al* [11] desenvolveram um sistema de medição, monitoramento, e detecção de defeitos *on-line* baseado num sistema de triangulação por varredura de feixe laser - câmera, mostrando resultados promissores, tendo como limitante a resolução da câmera e o tempo de processamento para processos de soldagem de alta velocidade. Tais autores destacam a necessidade de monitorar a qualidade da solda durante a soldagem para regular os parâmetros de controle diante da presença de desalinhamentos e/ou deformações no cordão de solda. Estas pesquisas mostram resultados promissores para a avaliação de qualidade durante a soldagem (*on-line*) baseada na captura de imagens da poça, do arco ou da solda. Os resultados apresentados, porém, dependem da subjetividade dos autores e, em grande parte, seus métodos estão limitados à soldagem em posição plana. Baskoro *et al*

[12] desenvolveram um sistema de monitoramento da poça de fusão para soldagem orbital utilizando uma câmera CCD no qual, a partir das imagens da poça, foram montados algoritmos de processamento de imagens e redes neurais; simulações e testes iniciais mostraram certa dificuldade na medição do reforço e largura do cordão de solda. Vale ressaltar também algumas pesquisas baseadas em imagens tomadas da solda (avaliação *off-line*). Cook *et al* [13] desenvolveram um sistema automatizado de detecção de variações anômalas na solda para processos de soldagem GTAW e GMAW baseado em imagens tomadas dos cordões de solda; este trabalho mostrou a potencialidade das técnicas de processamento de imagens para a avaliação de qualidade. Bzymek *et al* [14] trabalharam na detecção de perturbações baseado em imagens térmicas. Liao *et al* [15] desenvolveram um sistema robótico para a inspeção de soldas no interior de tubulações.

São poucas as pesquisas focadas na avaliação direta *on-line* da qualidade de soldagem, porém, monitoramentos visuais tanto da poça como do arco têm sido amplamente utilizados como ferramentas de medição para estudos da física do arco e da poça e para o controle e monitoramento da transferência de massa, sem levar em consideração explícita o conceito de avaliação de qualidade.

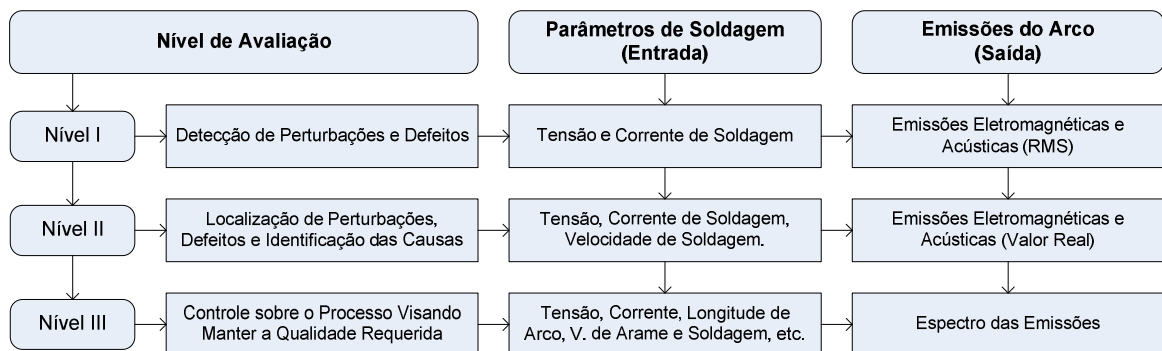
### **3.1.2 Pesquisas em Avaliação Indireta de Qualidade**

A avaliação indireta de qualidade consiste na medição de parâmetros relacionados com a dinâmica da transferência de calor e massa na poça de fusão durante a soldagem, tais como a tensão de arco, a corrente de soldagem, a velocidade de alimentação de arame, velocidade de soldagem, emissões eletromagnéticas e acústicas do arco, entre outros, ou seja, parâmetros que, de forma indireta, têm uma relação com a evolução das características geométricas da solda. A avaliação de qualidade neste grupo de pesquisas baseia-se na avaliação da “estabilidade” de alguns parâmetros de referência. A estabilidade, dentro da comunidade de pesquisadores em soldagem, é definida como o nível de estacionariedade de alguma variável da soldagem usada como indicador de qualidade. Já para a comunidade de pesquisadores em controle de sistemas, diferentemente, a estabilidade é definida como a condição de um sistema que determina se este pode ou não alcançar a estacionariedade.

Têm sido pesquisados diversos critérios e condições de estabilidade para a avaliação de qualidade em soldagem. Bingul e Cook [16] estabeleceram como condições para conseguir a estabilidade o balanço da velocidade de alimentação de arame e a taxa de fusão do

arame. Cook *et al* [17], Adolfsson *et al* [18], Wu *et al* [19] e Suban e Tušek [20] determinaram quatro condições para alcançar a máxima estabilidade, tais sejam o máximo número de curtos-circuitos por segundo, um desvio padrão mínimo dos tempos dos curtos-circuitos, a mínima transferência de massa durante o curto-circuito e o mínimo nível de respingos. Hermans e Den [21] concluíram que são três as causas da instabilidade: os curto-circuitos instantâneos sem transferência de metal, falha na re-ignição do arco e variações de velocidade de alimentação do arame. Os autores ainda concluem que a máxima estabilidade do arco acontece quando a oscilação da poça de soldagem e a frequência dos curto-circuitos são iguais. Suban e Tušek [20] fizeram um estudo comparativo de metodologias para a determinação do método mais adequado de avaliação da estabilidade do processo GMAW e concluíram que o método gráfico (oscilograma corrente versus tensão) é o mais didático e menos complexo quando comparado aos métodos analisados, como a distribuição probabilística de períodos de curto-circuito e arcos elétricos, distribuição probabilística de tensão e corrente e análise de frequência. Xiaoqing *et al* [22] abordam o estudo do nível dos respingos e sua relação com a estabilidade da soldagem a partir da análise do oscilograma corrente versus tensão.

Das pesquisas citadas é possível concluir que a estabilidade em soldagem é um quesito necessário, porém não determinante na avaliação da qualidade da solda, uma vez que na avaliação de qualidade são levados em consideração níveis de aceitabilidade que variam segundo a aplicação da soldagem. Na figura 3.2 ilustra-se a classificação dos níveis de avaliação indireta de qualidade segundo o monitoramento de parâmetros de soldagem (entrada) e o monitoramento de emissões do arco, adaptada de acordo com os critérios de Grad *et al* [23].



**Figura 3.2: Níveis de Avaliação Indireta de Qualidade.**

O primeiro nível de avaliação de qualidade tem por objetivo a detecção de perturbações sem considerar a sua localização. O objetivo do segundo nível é localização e identificação dos tipos possíveis de perturbação. E o terceiro nível tem por objetivo além de detectar, localizar e identificar perturbações anômalas, controlar os parâmetros de entrada da soldagem a fim de manter uniforme a qualidade da solda. Baseado nesta classificação distinguiram-se pesquisas e estudos orientados à avaliação indireta de qualidade a partir do monitoramento de parâmetros de soldagem e a partir do monitoramento de emissões do arco.

#### **a. Avaliação Indireta por Monitoramento de Parâmetros de Soldagem:**

Cook *et al* em 1997 [24] destacam a potencialidade dos sistemas de controle estatístico para a aplicação no monitoramento e análise da estabilidade do processo de soldagem GMAW. Tarnng *et al* em 1997 [25] desenvolveram um sistema de reconhecimento de padrões de qualidade para o processo GTAW baseado em sistemas nebulosos. Adolsson *et al* [26] desenvolveram um sistema de monitoramento de qualidade de tempo real do processo de GMAW-S baseado no sensoriamento das características temporais da frequência de curtos-circuitos e algoritmos estatísticos; sua conclusão foi de que a variância da tensão do arco é o parâmetro mais confiável para determinar mudanças na qualidade da solda. Estes mesmos autores também desenvolveram um conjunto de três algoritmos de detecção de mudanças para o processo GMAW no modo de transferência Spray, baseados no monitoramento da corrente de soldagem. Dilthey e Heidrich *et al* [27] fizeram um estudo da aplicação de algoritmos de inteligência artificial (redes neurais e algoritmos genéticos) ao monitoramento da qualidade da solda, aplicável também para o cálculo da geometria do cordão de solda nos processos GMAW-S e GMAW-P; os autores concluíram, porém, que o emprego destes algoritmos para o último processo é mais crítico. Quinn *et al* [28] desenvolveram um conjunto de algoritmos para a detecção de defeitos no processo GMAW baseado em métodos estatísticos. Barborak *et al* [29] publicaram um estudo acerca da técnica “through arc” para o monitoramento do processo GMAW cujas principais vantagens seriam o fato de ser uma técnica não intrusiva, de baixo custo e flexível para sistemas automatizados. Tais autores destacam, ainda, a necessidade de utilizar diversas técnicas de processamento de sinais a fim de extrair diversos parâmetros de estabilidade e/ou qualidade em soldagem a partir dos sinais monitorados. Di *et al* [30] desenvolveram um sistema de monitoramento on-line de defeitos em soldagem para o

processo GMAW baseado em técnicas de classificação por redes neurais a partir da caracterização dos histogramas da tensão e da corrente de soldagem. Em 2001 Wu *et al* [19] propuseram um método de avaliação de qualidade on-line para o processo GMAW-S a partir de técnicas baseadas em lógica nebulosa e monitoramento estatístico da tensão e corrente de soldagem com o qual foi possível avaliar a qualidade da solda. Simpson e Hughes [31] desenvolveram uma técnica batizada como *Signature Image Processing – SIP* baseada na padronização estatística da estacionariedade dos sinais de tensão e corrente do processo GMAW-S, cuja qualidade é catalogada como aceitável. A análise dos parâmetros de soldagem por esta técnica está baseada em métodos estatísticos e bases de dados de parâmetros de referência de qualidade com os quais se comparam quantitativamente os parâmetros monitorados. Este método tem apresentado resultados promissores pela utilização de algoritmos de baixo custo computacional, já que não leva em consideração o real entendimento do processo de soldagem, apenas a correlação estatística entre os parâmetros monitorados e os esperados, além do que apresenta uma dependência crucial do banco de dados referenciais. Chu *et al* [32] fizeram a avaliação da qualidade para o processo GMAW-S fundamentados na análise de tempo e frequência para a tensão do arco. Em tal avaliação identificaram-se as frequências para quando o processo apresenta continuidade na estabilidade do arco (estacionariedade). Luksa [33] realizou um estudo estatístico da estabilidade a partir do monitoramento da tensão, corrente, potência e resistência do arco. Wu *et al* [34] desenvolveram um sistema para sensoriamento e monitoramento em tempo real da tensão e corrente no processo GMAW com base em sistemas de controle estatístico. Koleva *et al* [35] fizeram um estudo comparativo de avaliação da qualidade de soldagem orbital baseado em sistemas estatísticos e redes neurais aplicados à análise da corrente de soldagem.

#### **b. Avaliação Indireta por Monitoramento de Emissões do Arco:**

Durante a soldagem a arco elétrico são gerados fenômenos físicos que se manifestam como emissões eletromagnéticas e mecânicas expressos como luz e som, respectivamente. Algumas destas emissões são percebidas pelos soldadores experientes e são utilizadas como indicadores de estabilidade do processo de soldagem. De acordo com isto eles fazem diversas operações de controle visando manter um nível de qualidade constante. Fundamentados em tais emissões diversos pesquisadores propuseram o estudo das emissões do arco com a finalidade de avaliar a qualidade em soldagem. As emissões

eletromagnéticas foram estudadas a partir da análise de imagens obtidas utilizando-se de câmeras termográficas, nos trabalhos de Chen *et al* [36], Bicknell *et al* [37], Al-Habaibeh *et al* [38]; através do monitoramento da poça por pirômetros de sensoriamento infravermelho nas publicações de Nagarajan *et al* [39], Szymansky *et al* [40], Wikle III *et al* [41], Fan *et al* [42]; também com base no monitoramento do arco utilizando espectrômetros nos estudos de Lacroix *et al* [43], Li *et al* [44], Sforza *et al* [45], Mirapeix *et al* [46]. As emissões acústicas para o monitoramento da soldagem foram abordadas nos artigos elaborados por Arata *et al* [47, 48], Drouet *et al* [49, 50], Lin *et al* [51]. Mansoor *et al* [52], Tam *et al* [53]. Poopat *et al* [54], Čudina *et al* [55], Cayo *et al* [56]. Alfaro e Cayo, em 2012 [57], publicaram um estudo acerca da fusão sensorial de emissões acústicas e eletromagnéticas do arco elétrico para a avaliação de qualidade do processo GMAW-S.

Embora os métodos de avaliação de qualidade empreguem sistemas avançados sensoriais e computacionais, certamente enquanto as operações de soldagem e o balanço dos parâmetros de soldagem não forem adequados, não há maneira de garantir a qualidade da solda. Portanto, é necessário entender a sinergia dos elementos envolvidos na soldagem para um apropriado balanço das variáveis de entrada e saída da soldagem, a fim de garantir uma adequada qualidade da solda. Hardt *et al*, em 1954 [58], realizaram um estudo de modelagem e controle de processos de manufatura e concluíram que nos processos de soldagem é importante não apenas pesquisar os requisitos de qualidade em soldagem mas também é fundamental a pesquisa das estratégias de controle do processo de soldagem para sua adequada automação. A seguir detalham-se diversas pesquisas abordando a modelagem da soldagem.

### **3.2 PESQUISAS EM MODELAGEM DO PROCESSO DE SOLDAGEM**

A soldagem é considerada um sistema altamente não linear, multivariável, acoplado e variante no tempo (Thomsen [7], e Yan *et al*, [8]). Por isso sua modelagem matemática não é banal e nem de todo confiável, levando os pesquisadores a seguir diversas alternativas de modelagem, desde sistemas linearizados até sistemas híbridos baseados em inteligência artificial e identificação de sistemas. A seguir relataram-se algumas das pesquisas que abordam a modelagem matemática da soldagem GMAW.

As primeiras pesquisas remontam ao estudo das relações causais entre as variáveis de entrada e a taxa de fusão do eletrodo na formação da solda (Lesnewich, [2, 3]). Além da

modelagem das relações entre as variáveis da soldagem, outros estudos abordaram também a modelagem das oscilações da poça de fusão e a sua relação com a penetração da solda (Sorensen *et al*, [59]). No ano de 1997 foi desenvolvido por Jones *et al* [60] um estudo do comportamento da dinâmica da transferência de calor e massa assim como o comportamento da poça de fusão em que se concluiu que a sinergia do fluxo de material a partir do eletrodo até a poça de fusão, assim como fenômenos próprios dos fluidos (efeito *Marangoni*), determinam a qualidade do cordão de solda. Bingul e Cook [16] desenvolveram um modelo dinâmico da taxa de fusão baseado no balanço da entrada e saída de calor e massa obtendo resultados semelhantes aos da pesquisa de Lesnewich. Choi *et al* [61] desenvolveram a modelagem e simulação das variáveis do arco elétrico mostrando relativa acurácia com os resultados experimentais, porém, os autores ressaltaram as limitações do modelo proposto. Terasaki *et al* [4] desenvolveram a modelagem dos sinais de tensão de arco e corrente de soldagem para o processo GMAW-S fundamentada na linearização das relações físicas do circuito elétrico formado pela fonte de energia, tocha, arco elétrico e metal base, obtendo resultados semelhantes aos resultados experimentais; aqui também os autores ressaltaram as limitações deste modelo. Em 2007, Planckaert *et al* [62] desenvolveram um modelo matemático para prever a formação e transferência da massa no processo GMAW-S; este modelo apresentou resultados próximos aos resultados experimentais e os autores destacaram a importância deste modelo para a avaliação de qualidade da solda. No mesmo ano Modenesi *et al* [63] desenvolveram um modelo numérico para calcular a temperatura ao longo do eletrodo durante a soldagem GMAW. Após os experimentos os autores ressaltaram a acurácia do modelo. Alireza, em 2010, apresentou três trabalhos [64-66] relacionados à modelagem dos parâmetros elétricos do arco do processo GMAW aplicado à soldagem orbital; foram abordados nestas publicações o estudo da transferência de massa e a influência da gravidade para o modo de transferência spray e curto-circuito, ressaltando que este último [66] apresentou características mais aplicáveis à soldagem orbital e foi de suma importância para o presente trabalho. Houve também um estudo das diretrizes a serem tomadas para compensar a influência gravitacional sobre as variáveis elétricas do processo. Planckaert *et al* em 2010 [67] apresentaram um trabalho propondo um modelo da formação e transferência de massa para o processo GMAW-S no qual os autores ressaltam a necessidade de utilizar modelos diferentes tanto para a fase do curto-circuito como para a fase do arco no ciclo de transferência metálica. Modenesi *et al* e Zuo *et al*, em 2011 [63, 68 e 69], apresentaram um modelo matemático capaz de simular os aspectos elétricos e da



soldagem GMAW. Modenesi *et al* em 2012 [70], disponibilizaram uma ferramenta computacional para a simulação de algumas variáveis do processo GMAW.

Grande parte das pesquisas em modelagem da soldagem teve por objetivo otimizar as variáveis de entrada do processo a fim de melhorar a qualidade da solda. Estes modelos de soldagem não deixam de ser métodos indiretos de avaliação de qualidade. Kim em 1995 [71] desenvolveu uma análise numérica e experimental da geometria da solda no processo GMAW. Kim *et al*, em 1999 [72], publicaram um estudo da predição das características geométricas do cordão de solda baseado em redes neurais. Palani *et al* [73] chegaram a outro modelo de predição da geometria da solda para o processo FCAW baseado no método da regressão linear. Ates [74] apresentou um modelo baseado em redes neurais para predizer as propriedades mecânicas da solda. Ganjigatti *et al*, em 2008 [75], desenvolveram o modelo dos parâmetros geométricos da solda com base na abordagem da lógica nebulosa e algoritmos genéticos; os autores ressaltaram as vantagens deste modelo quando comparado ao clássico modelo por regressão linear, porém, indicam que a não linearidade da soldagem acarreta na necessidade da constante atualização das regras e parâmetros do motor de inferência do sistema nebuloso. Kolahan *et al* [76] e Thao *et al* [77], ambos em 2009, apresentaram um método de predição e otimização da geometria da solda para o processo GMAW. Apesar de ser um método clássico, os autores reforçaram a capacidade de o modelo gerar variáveis adequadas de entrada, produzindo soldas geometricamente uniformes.

Contudo, a modelagem das características geométricas da solda é de suma importância para o desenvolvimento e avaliação de desempenho no desenvolvimento de controladores, devido à complexidade das características da soldagem. A identificação de sistemas resulta num método apropriado para a modelagem da soldagem. Este método de modelagem, porém, não é abordado com frequência em pesquisas em soldagem e algumas pesquisas citando este método apenas para o controle da soldagem foram encontradas na literatura. A seguir são expostas diversas pesquisas focadas no controle da soldagem.

### **3.3 PESQUISAS EM CONTROLE DO PROCESSO DE SOLDAGEM**

Bentley *et al* [78] desenvolveram um controlador digital realimentado para o controle da tensão de arco no processo GTAW fundamentado no controle do comprimento do arco e tendo como atuador um servomecanismo que regula o deslocamento vertical da tocha. Neste estudo fez-se uma análise comparativa do desempenho do controlador PID digital e

de um regulador linear, sendo este último o que apresentou melhor resposta dinâmica (sobrepasse, tempo de subida, pico e assentamento). Neste trabalho, porém, não foram abordados o controle da corrente ou da velocidade de soldagem. Cook, em 1981 [79], destacou a aplicação de microcomputadores para o controle e a automação de processos de soldagem, apresentando uma aplicação do seguimento automático de chanfro. Suzuki *et al*, em 1987 [80], desenvolveram uma aplicação de controle adaptativo para regular a geometria da solda no processo GMAW; apesar dos resultados positivos, os autores ressalvaram as limitações do controlador devido às perturbações próprias da soldagem. Um trabalho semelhante foi desenvolvido por Koseeyaporn *et al* [81]. Diferentemente dos primeiros, entretanto, nesta pesquisa, utilizou-se de um controlador adaptativo, obtendo melhores resultados diante das perturbações do processo. Baheti, em 1985 [82], desenvolveu um sistema de controle da geometria da poça de fusão do processo GTAW baseado no monitoramento por visão computacional, concluindo que a combinação entre a medição da geometria da poça e a regulação da corrente é suficiente para reduzir a influência das perturbações na soldagem. Hardt *et al* [58] propuseram um modelo de penetração para o processo GTAW. Os autores deixam claro, porém, que uma vez que não se tenha um adequado controle realimentado do processo, não se pode garantir uma qualidade adequada; eles afirmam também que a geometria da solda é um indicador básico de qualidade. O modelo que propõem considera a corrente, a velocidade de soldagem, e a temperatura de pré-aquecimento e aclaram que este modelo - representado por um sistema de primeira ordem - embora tenha desconsiderado certos parâmetros, mostra-se causal, podendo ser utilizado por um sistema de controle de penetração. Sugere-se fortemente a utilização de sistemas de controle adaptativo já que as constantes do modelo proposto variaram com a temperatura de pré-aquecimento, assim como com as perturbações do processo. Schiano *et al* [83] realizaram um estudo da modelagem e controle da geometria da poça no processo GMAW. Através do monitoramento visual da poça, da corrente, da velocidade de soldagem e a utilização da identificação de sistemas *off-line*, foram obtidos os modelos do processo (SISO e MIMO). Estes autores desenvolveram um controlador linear quadrático ótimo para cada modelo. A estratégia de controle da largura da poça no modelo SISO visou controlar as oscilações da poça enquanto o controle das oscilações foi desconsiderado para o modelo MIMO devido ao alto custo computacional. Concluíram, a partir do exposto, que o controle da geometria da poça a partir do controle das oscilações apresenta resultados vantajosos, porém, as características oscilatórias da poça variam com o ponto de operação; a sua desconsideração, portanto, não influenciaria fortemente na

medição da geometria da poça. Os experimentos desenvolvidos nesta pesquisa consideraram apenas a posição de soldagem plana e assim a conclusão a respeito da relação entre a geometria da poça e as suas oscilações é discutível. Oshima *et al* [84] desenvolveram um controlador da largura e área da secção transversal da solda para o processo GMAW-P. O monitoramento e medição em tempo real destas características geométricas foram delegados a um sistema composto por uma câmera CCD e um computador e a variável controlada foi o formato da amplitude da corrente. Os resultados mostram que o controlador mantém relativamente constante a largura do cordão diante das variações da espessura do corpo de prova sofrendo pequenas variações, porém, na área da secção transversal do cordão.

Dada a forte interligação não linear entre as variáveis de entrada e saída do processo de soldagem, foram reportadas pesquisas que propuseram controladores adaptativos desacoplados com vistas à uniformidade geométrica do cordão de solda (Zhang *et al*, [85]; Hardt *et al*, [86]; Song *et al*, [87]). Cook *et al* [88], realizaram uma pesquisa em modelagem e controle do processo VPPAW visando otimizar a fabricação de tanques do ônibus espacial da NASA mediante a automação da soldagem. Nesta pesquisa abordou-se o conceito de inteligência artificial aplicada à automação da soldagem. Diversas topologias de redes neurais foram montadas tanto para a modelagem do processo como para o controle do mesmo. Após a etapa de treinamento das redes neurais, os autores verificaram que os modelos desenvolvidos apresentaram baixas porcentagens de erro e concluíram que o sistema proposto poderia ser utilizado para sistemas de avaliação de qualidade, destacando a relativa simplicidade na modelagem relativa ao método físico-matemático. O trabalho anterior mostra a factibilidade do uso de sistemas heurísticos para a modelagem e controle de processos de soldagem. Nishar *et al* [89] apresentaram um estudo do controle da temperatura nos processos de soldagem por arco. Para tal efeito desenvolveram um sensor de temperatura baseado numa câmera CCD e um controlador PI adaptativo. Nesta pesquisa destaca-se que a distribuição espacial da temperatura ao longo da solda influi na qualidade da mesma.

Huissoon *et al*, em 1994 [90], desenvolveram um controlador multivariável. Inicialmente os autores consideraram um modelo estatístico baseado em regressão linear, porém foram observados elevados níveis de erro, motivo pelo qual se optou pelo uso de um modelo MIMO de primeira ordem; as constantes do modelo foram obtidas pelo método de identificação de sistemas. O modelo contempla como variáveis de entrada a tensão,

velocidade de soldagem e velocidade de alimentação de arame e como variáveis de saída a largura e penetração da solda. O compensador integral desenvolvido consegue acompanhar a entrada de referências e mostra-se robusto diante de perturbações externas. Moore *et al* e Abdelrahman *et al*, ambos em 1998 [91, 92], consideraram que a qualidade da solda no processo GMAW estava intimamente ligada ao controle da transferência de calor e massa. Nos trabalhos desenvolvidos por estes autores, porém, mostraram-se apenas o controle dos parâmetros de entrada do processo de soldagem e os parâmetros produzidos pelo arco (tensão e corrente de arco) sem considerar a geometria do cordão e/ou as características dinâmicas da transferência de calor e massa. Ozcelik *et al* [93] também ressaltaram a importância do controle da transferência de calor e massa. Nesta pesquisa desenvolveu-se um sistema de controle adaptativo MIMO por modelo de referência. O modelo de referência de dito sistema considerou o aporte térmico (*heat input*) e o reforço de soldagem (*weld reinforcement*) que é a variação da taxa de fusão (*melting rate*) segundo a velocidade de soldagem. Após uma etapa experimental, os autores mostraram que o sistema de controle proposto se mantém estável apesar das perturbações nos parâmetros do sistema.

Wikle III *et al* [94] desenvolveram um sistema de medição e controle da temperatura da poça de fusão para o processo GTAW e, depois de um estudo detalhado, recomendaram a localização adequada do sensor de temperatura; desenvolveram também um controlador PI para manter constante a temperatura da poça de fusão diante de perturbações externas. Neste trabalho se inferiu que a temperatura constante da poça produziria também soldas com características geométricas e metalúrgicas constante. Não foi mostrada, entretanto, uma correlação gráfica ou numérica entre estas variáveis. Suga *et al* [95] desenvolveram um sistema de controle das características geométricas do cordão de solda para o processo GTAW baseado em redes neurais a partir do monitoramento de características geométricas da poça de fusão e parâmetros de soldagem como a corrente e velocidade de soldagem. Apesar dos resultados positivos observou-se que não foi levada em consideração a transferência de massa e calor para o controle do processo, pelo os resultados podem ser discutíveis. Nas pesquisas de Santos *et al* [96] e Doumanidis *et al* [97] foram desenvolvidos sistemas de controle para o processo GMAW baseados no monitoramento *on-line* das características geométricas e térmicas do cordão de solda. Em ambos os trabalhos destaca-se a identificação dinâmica de parâmetros como método efetivo para reduzir a influência das perturbações no sistema de controle. Ressalta-se também a

utilização do monitoramento visual *on-line* da solda fundamentado no sistema de triangulação varredura de feixe laser – câmera.

Thomsen [98] apresentou um método de controle da corrente de soldagem baseado no controle do comprimento de arco. Apesar dos resultados positivos, no estudo não se levam em consideração fatores térmicos e geométricos do cordão de solda. Sayyaadi *et al* [99] reportaram diversos sistemas de controle do processo de soldagem assim como o controle de diversos sistemas robóticos para soldagem; destaca-se o desempenho elevado dos sistemas de controle baseados em inteligência artificial (lógica nebulosa, redes neurais e algoritmos genéticos). Bazargan-Lari *et al* [100] desenvolveram um modelo físico matemático do processo e um controlador linear para o processo GMAW-P. Este estudo denota a análise de estabilidade do controlador, mencionando também a importância da transferência de calor e massa, conceitos que, porém, não são envolvidos no modelo proposto. Chen *et al*, em 2008 [101], e Shi *et al*, em 2009 [102], propuseram um sistema de controle de transferência de massa para o processo GTAW e GMAW, respectivamente, baseado em sistemas adaptativos, nebulosos e visão computacional. Ambos os pesquisadores atingem resultados experimentais positivos, mas se notou também a falta de abordagem das características térmicas e geométricas da solda resultante. Pang [103] desenvolveu um sistema computacional de lógica nebulosa embarcado em FPGA, destinado ao controle do processo GMAW-P, através da regulação das características de transição entre o tempo de pico e tempo de base em combinação com um controlador PI. Os resultados mostraram o alto desempenho do controlador embarcado. Fan *et al* [104] utilizaram técnicas de visão computacional, identificação de sistemas e lógica nebulosa para a sintonização dos parâmetros do controlador PID utilizado para regular as variáveis de entrada do processo de soldagem GMAW. Os resultados experimentais mostraram novamente o alto desempenho da lógica nebulosa como ferramenta para o controle de processos. Anzehae *et al*, em 2010 [105], desenvolveram um controlador MPC para o processo GMAW e um estimador de parâmetros (baseado no filtro de *Kalman*) para a realimentação do controlador. Através de simulações os autores demonstraram o elevado desempenho do controlador proposto. Zhihong *et al* [106] propuseram um conjunto de algoritmos baseados em visão computacional, lógica nebulosa e redes neurais para o controle do processo GMAW-P. Mediante simulações e experimentos foi demonstrado que os algoritmos propostos guardam estreita similitude. Anzehae *et al* [107] apresentaram um controlador MPC para o processo GMAW, trabalho no qual mostra-se uma exaustiva

análise do desenvolvimento do controlador proposto. Destaca-se a importância da transferência de calor e massa, porém, este tema não é abordado com clareza no dito trabalho. Zhijiang *et al* [106] abordaram a identificação paramétrica do processo de soldagem GMAW-P mediante uma estrutura FIR, assim como o desenvolvimento de um controlador adaptativo. Anzehae *et al* [107] desenvolveram um método de controle do processo GMAW no modo de transferência spray, fundamentado nos controladores híbridos PI e MPC. Os autores ainda mostraram que o sistema de controle poderia ser utilizado para operações fora da posição plana – soldagem orbital, por exemplo – com elevado desempenho do controlador proposto através de um conjunto de simulações.

### **3.4 PESQUISAS EM SOLDAGEM ORBITAL**

Os primeiros registros da utilização da soldagem orbital datam do ano de 1911 em que foi utilizado o processo de soldagem a gás (OFW). Posteriormente, o processo de soldagem por eletrodo revestido (SMAW) passou a ser o mais empregado. As operações de soldagem orbital eram até então completamente manuais, mas no ano de 1931 foi desenvolvido o processo mecanizado de soldagem orbital por arco submerso (SAW). No ano de 1941 utilizou-se a soldagem mecanizada por centelhamento (FW). Com os progressos da tecnologia eletrônica, o processo GMAW e principalmente GTAW passaram a ser altamente utilizados e a partir da década de 1960 foram desenvolvidos diversos sistemas mecanizados de soldagem orbital para estes processos [108]. Em 1985, Palla *et al* [109] desenvolveram um sistema mecanizado assistido por computador para soldagem de tubulações marinhas através do processo GTAW. Apesar do alto desempenho descrito pelos autores, nota-se que o controle do processo de soldagem consiste numa sequência predefinida de parâmetros a serem ajustados antes do início da operação de soldagem. Assim como na automação de processos de soldagem em posição plana, uma das primeiras operações de automação em soldagem orbital visa o adequado seguimento da trajetória de soldagem e a adequada escolha de parâmetros de entrada. Bingzhe *et al* [110] realizaram uma pesquisa visando a aplicação de redes neurais para o controle do processo GTAW na união de tubulações seguindo a trajetória semicircular descendente. Neste trabalho foi considerada a uniformidade da velocidade de resfriamento como a variável a ser controlada com vistas a obter soldas com características geométricas e metalúrgicas uniformes ao longo do percurso semicircular. Para isto, montou-se uma rede neural de duas camadas, cujas entradas são a velocidade e corrente de soldagem e saídas, a largura do cordão e a

taxa de resfriamento. Simulações da técnica proposta mostram que o controlador neural em malha aberta consegue manter uniformes as características geométricas e metalúrgicas da solda. Neste trabalho recomenda-se fortemente o uso da técnica de soldagem semicircular descendente e a utilização simultânea de duas tochas para reduzir o efeito do pré-aquecimento repetitivo. Bae *et al* [111] desenvolveram um sistema de seguimento de chanfro e controle do processo GMAW-S a partir do monitoramento visual da poça e técnicas de controle baseado em lógica nebulosa. Para evitar a saturação da resposta da câmera pelo excesso de brilho produzido pelo arco elétrico, adquiriram-se imagens apenas durante os curtos-circuitos, e, após uma etapa de processamento, obtiveram-se as dimensões da largura tanto da poça como do chanfro. Com estas informações o sistema de controle nebuloso regula os parâmetros de entrada do processo de saída segundo as variações de alinhamento e dimensões do chanfro. Nota-se que neste trabalho não se detalham as variações das dimensões de poça de fusão devido ao efeito gravitacional, nem se considera o efeito das variações do calor de entrada. Dada a complexidade da escolha da combinação adequada dos parâmetros de soldagem para soldagem orbital, no ano de 2003, Kim *et al* [112] desenvolveram um sistema de predição de parâmetros de soldagem baseado em redes neurais; fizeram-se diversas simulações de processo de soldagem GMAW num software baseado em elementos finitos (*Sysweld*), cujos resultados foram utilizados para o treinamento da rede neural proposta. Os autores destacaram os resultados experimentais positivos, porém não foram mostrados os detalhes da regulação dos parâmetros de entrada frente a variações de posição. Lima II *et al* [113] apresentaram o desenvolvimento de um protótipo de robô para soldagem orbital. Aspectos mecânicos do sistema foram exaustivamente detalhados, porém não foram encontradas informações acerca do sistema de controle e principalmente da interação entre o robô e o processo de soldagem. Bracarense *et al* [114] publicaram os resultados de uma pesquisa consistente na identificação empírica de parâmetros adequados de soldagem segundo a posição de soldagem para o processo FCAW. Tais autores ressaltaram as dificuldades encontradas no emprego do robô antropomórfico aplicado à soldagem orbital e sugeriram o desenvolvimento de sistemas robóticos dedicados. Cunha *et al* e Carvalho *et al*, no ano de 2007 [115, 116], apresentaram o desenvolvimento de protótipos robóticos para processos de soldagem GTAW e GMAW, respectivamente. Nestes trabalhos notam-se em detalhes o desenvolvimento tecnológico dos sistemas mecânico e eletrônico, porém, percebe-se a falta da interação entre o sistema robótico e o processo de soldagem visando à automação da soldagem orbital. Meijuan *et al* [117] apresentaram um sistema de controle do ângulo de

ataque da tocha para soldagem orbital. A medição e controle deste ângulo estão baseados no monitoramento de sinais provenientes de um giroscópio micro-mecânico, processados por um microprocessador ARM e um servomecanismo para o controle do ângulo. Os autores destacaram a potencialidade deste sistema para aplicação em diversos processos de soldagem orbital. No ano de 2008, Wengang *et al* [118] desenvolveram um conjunto de sistemas robóticos para soldagem orbital automatizada, interconectados com uma estação mestra cuja comunicação era baseada nos protocolos padrões CANopen, Modbus-TCP e Ethernet/Lan. Os autores destacaram a potencialidade de interconectar até 125 estações robóticas de soldagem e a flexibilidade no ajuste de parâmetros, controle e monitoramento do processo de soldagem. Apesar das características destacadas, notou-se que a regulação dos parâmetros de soldagem segue o critério empírico, desconsiderando fatores térmicos e geométricos da solda, uma vez que não é considerada a evolução da poça de fusão segundo a posição de soldagem para regular os parâmetros de entrada do processo.

Wan *et al* (2008) [119] e Liao *et al* (2009) [120] desenvolveram sistemas robóticos móveis para inspeção da qualidade da solda no interior de tubulações. No primeiro trabalho utilizou-se um sistema de navegação, inspeção (ultrassom) e indicação do defeito encontrado (marcador magnético). No segundo trabalho desenvolveu-se um sistema de detecção e monitoramento de soldas em tubulações baseado na combinação de sensores de ultrassom e visão (câmera CCD). Os autores comentaram acerca da utilização de diversas técnicas de processamento de sinais e imagens, porém apenas mostraram-se resultados do trabalho e não detalhes dos algoritmos computacionais. No ano de 2010, Yao *et al* [121] projetaram um sistema robótico antropomórfico-móvel para soldagem orbital. Após simulações, os autores destacaram a potencialidade de utilizar o robô em ambientes hostis. Alireza [64-66], também no ano de 2010, apresentou um conjunto de pesquisas visando à simulação dos processos de soldagem GMAW nos modos de transferência por curto-circuito e globular; a análise no domínio do tempo e da frequência dos sinais envolvidos mostra a complexidade da regulação dos parâmetros objetivando manter uniformes as características elétricas do processo de soldagem diante de variações de posição. Ainda que tenha sido fornecida uma análise detalhada dos modelos propostos, não se consideram as características geométricas da evolução da poça de fusão relacionadas às mudanças de posição. Baskoro *et al*, em 2011 [12], desenvolveram um sistema de monitoramento da poça de fusão para soldagem orbital GMAW utilizando uma câmera CCD no qual, a partir das imagens da poça de fusão, foram montados algoritmos de processamento de imagens e

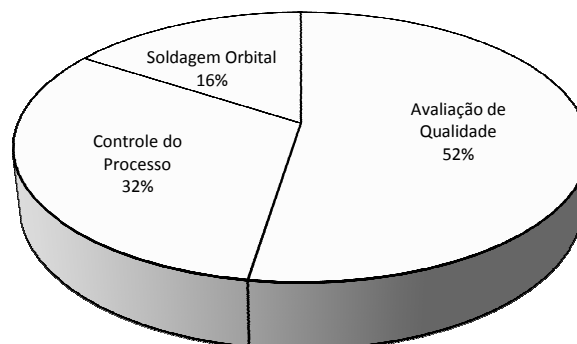


redes neurais; simulações e testes iniciais mostraram certa dificuldade na medição do reforço e largura do cordão de solda, porém não de destacaram as características de regulação dos parâmetros de soldagem.

### 3.5 SUMÁRIO

A revisão bibliográfica apresentada nos subitens anteriores teve como objetivo apresentar as pesquisas desenvolvidas no intuito de automatizar a avaliação de qualidade, controlar a soldagem e automatizar a soldagem orbital. Os estudos neste último conjunto de pesquisas, como se percebe, são incipientes em comparação às pesquisas em avaliação de qualidade e controle da soldagem, nos quais as análises, simulações e experimentos foram realizados desconsiderando a mudança de posição de soldagem. As pesquisas avançadas em soldagem orbital visam apenas o processo GTAW para dutos de pequeno porte e as recentes pesquisas em soldagem orbital através do processo GMAW mostram soluções parciais, experimentais e empíricas. No entanto existe uma necessidade crescente de aplicações de soldagem orbital em diversas áreas como, por exemplo, a indústria farmacêutica, petroquímica e aeroespacial. Foi justamente esta demanda crescente por aperfeiçoar a soldagem orbital com material de adição o que motivou o desenvolvimento do presente trabalho.

As fontes de informação consultadas vão desde livros e jornais impressos, até fontes eletrônicas como jornais e portais de internet. Foram consultadas 127 fontes envolvendo as três áreas pesquisadas, A figura 3.3 mostra a distribuição percentual dos trabalhos e pesquisas abordados segundo as áreas pesquisadas.



**Figura 3.3: Distribuição Percentual de Fontes Consultadas (por área de pesquisa)**

## Capítulo 4

# 4 Equipamentos Atuadores E Sensores

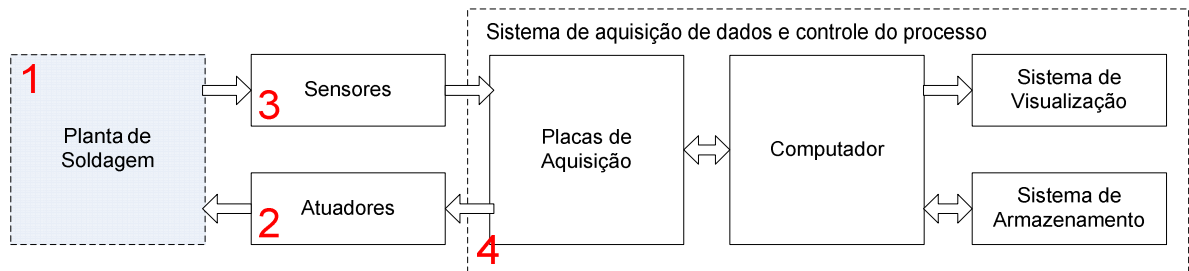
A escolha dos equipamentos, atuadores e sensores envolvidos no presente trabalho foi definida em função da necessidade de estudo de determinadas relações entre os parâmetros de entrada e saída do processo de soldagem GMAW-S e o seu comportamento diante das variações de posição. Na tabela 4.1 detalham-se as finalidades dos experimentos que se realizaram na presente pesquisa.

**Tabela 4.1: Finalidade dos experimentos**

	<b>Finalidade</b>
1	Identificar o intervalo de variação dos parâmetros de entrada do processo de soldagem (ajuste da fonte de energia) para operar no modo de transferência por curto-circuito em posição plana.
2	Correlacionar a variação dos parâmetros de entrada e a resposta dos parâmetros geométricos de saída frente à mudança de posição de soldagem.
3	Identificar o intervalo de variação dos parâmetros de entrada do processo de soldagem (ajuste da fonte de energia) para operar no modo de transferência por curto-circuito em soldagem orbital.

A partir das finalidades de experimentação apresentados anteriormente (Tabela 4.1), foram identificados quatro grupos de elementos laboratoriais necessários para levar a cabo

o estudo experimental: a planta de soldagem, os atuadores, os sensores e, por fim, o sistema de aquisição de dados e controle do sistema. A interligação entre estes grupos de elementos fica ilustrada na figura 4.1. No presente capítulo serão abordados os detalhes dos dispositivos correspondentes a cada grupo e na parte final se detalhará as características dos materiais utilizados nos experimentos.



**Figura 4.1: Esquema de monitoramento e controle assistido por computador.**

## 4.1 PLANTA DE SOLDAGEM

A planta experimental de soldagem consistiu de um sistema mecânico de sujeição do corpo de prova e de deslocamento da tocha tanto em trajetória linear em posição plana (Fig. 4.2 (a)) e outro sistema mecânico semelhante para a trajetória circular (Fig. 4.2 (b)). Nestas estruturas instalaram-se os diversos sistemas atuadores e sensores, interconectados a diversos computadores para o comando dos experimentos.

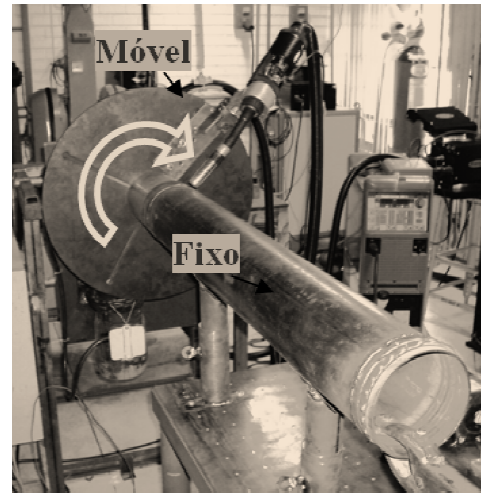
## 4.2 ATUADORES

Os principais atuadores deste estudo experimental estão constituídos pela fonte de soldagem e pelos motores que deslocam o corpo de prova no caso da planta experimental de trajetória linear e a tocha no caso da planta experimental de trajetória circular (Fig. 4.3).

A fonte de soldagem utilizada é a *Fronius TransPuls Synergic 5000* (Fig. 4.3 (a)). Esta fonte conta com uma interface de acesso remoto (*ROB5000*) que, através de canais de entrada e saída analógicos e digitais, permite configurar o modo de operação, regular os parâmetros da fonte de energia (velocidade de alimentação de arame, tensão e indutância) e a leitura analógica de valores médios de parâmetros como a corrente, tensão e velocidade de alimentação de arame. Os sinais analógicos variam de 0 a 10 V e os digitais de 0 V para o zero lógico e 24 V para o um lógico.



(a)



(b)

**Figura 4.2:** Planta Experimental (a) De Trajetória Plana, (b) De Trajetória Circular.

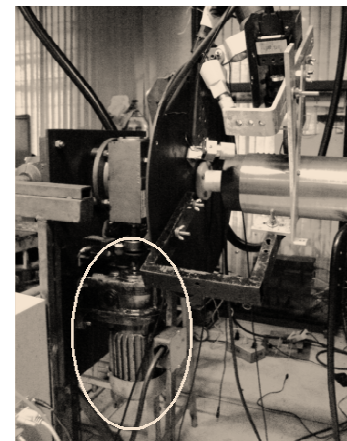
O motor que aciona o movimento da mesa onde se instala o corpo de prova para experimentos em soldagem na posição plana se constitui de um motor de passo. Este motor é controlado remotamente através de um gerador de pulsos que possui uma entrada analógica (0 a 10 V) a controlar a velocidade de soldagem (0 a 20 mm/s) e duas entradas digitais (0 e 5 V) que controlam o sentido de avanço da mesa linear e o início/parada do deslocamento respectivamente. A variação da velocidade deste motor se traduz como a regulação da velocidade de soldagem em posição plana (Fig. 4.3(b)).



(a)



(b)



(c)

**Figura 4.3:** Atuadores: (a) Fonte de Energia, (b) Motor de Passo, (c) Motor Trifásico.

A rotação do suporte da tocha da planta experimental de soldagem orbital é acionada por um motor trifásico acoplado a uma caixa redutora de velocidade. Este motor é controlado remotamente através do inversor de frequência *CFW-08* que possui uma entrada analógica e três entradas digitais. A entrada analógica que regula a velocidade de giro do motor varia de 0 a 10 V o que equivale a uma frequência de 0 a 200 Hz. Nos sinais digitais o zero lógico fica representado por uma tensão de 10 V e o um lógico por 0 V. A variação da velocidade deste motor se traduz como a regulação da velocidade de soldagem em posição orbital (Fig. 4.3(c)).

### 4.3 SENSORES

A análise de dados no presente estudo tem por objetivo entender o comportamento dos parâmetros de soldagem (entrada e saída) durante a formação da poça de fusão assim como também a evolução destes parâmetros durante a formação do cordão de solda. Portanto, consideraram-se dois grupos de sensores, referidos como sensores de resposta a alta frequência (para o caso do monitoramento de parâmetros relacionados à poça de fusão) e sensores de resposta à baixa frequência (para o caso do monitoramento de parâmetros relacionados à formação do cordão de solda). Na tabela 4.2 listam-se os parâmetros monitorados, os sensores/transdutores correspondentes e a sua aplicação final no presente projeto.

**Tabela 4.2: Sensores e transdutores utilizados**

Parâmetros Monitorados	Sensores / Transdutores		Aplicação Final
	Baixa Frequência	Alta Frequência	
Corrente de soldagem	<i>ROB 5000</i>	Amperímetro	Controle/Avaliação
Tensão de arco	<i>ROB 5000</i>	Voltímetro	Controle/Avaliação
Velocidade de alimentação de arame	<i>ROB 5000</i>		Controle/Avaliação
Velocidade de soldagem	<i>Encoders</i>		Controle/Avaliação
Posição orbital de soldagem	Acelerômetro/Inclinômetro		Controle/Avaliação
Frequência de curto-circuito	Frequencímetro óptico		Avaliação
Fator de curto-circuito	Frequencímetro óptico		Avaliação

Além dos sensores e transdutores listados anteriormente, também foram utilizados dois digitalizadores tridimensionais: um para soldas em trajetória linear (plana) e outro para

soldas em trajetória circular (orbital); os ambos desenvolvidos para a medição de parâmetros geométricos externos dos cordões de solda (largura, reforço e área da seção transversal do cordão). A seguir serão descritas as características básicas dos sensores citados na tabela 4.2.

#### **a. Sensores e Transdutores de Baixa Frequência**

##### **i. ROB 5000**

A interface ROB5000 fornece cinco saídas analógicas que variam de 0 a 10 V e representam valores médios da corrente de soldagem, a tensão de soldagem, a velocidade alimentação de arame, o comprimento de arco e a corrente que consome o motor que puxa o arame. No presente trabalho utilizaram-se apenas as três primeiras saídas analógicas.

##### **ii. Encoders**

Os encoders tiveram a função de medir a velocidade de soldagem nas plantas experimentais de soldagem, tanto de posição plana como orbital. Estes sensores optoeletrônicos fornecem apenas um trem de impulsos frente à excitação do encoder, portanto, teve-se de utilizar um circuito condicionador de tal forma que a informação binária fornecida pelo encoder representasse a velocidade de soldagem mediante um sinal analógico que variasse apenas no intervalo de 0 a 5 V, objetivando torná-lo que compatível com a placa de aquisição de dados. O circuito condicionador se constituía de um microcontrolador interagindo com um conversor digital-analógico.

##### **iii. Acelerômetro e Inclinômetro**

Estes transdutores foram utilizados apenas para medir a posição da tocha na análise de dados e controle do processo de soldagem orbital. Para isto em primeiro lugar utilizou-se o acelerômetro de estado sólido tri-axial MMA7260Q. Este transdutor possui três canais analógicos de saída que variam de 0 a 5 V. Cada canal fornece sinais de variação de posição referentes às coordenadas X, Y e Z. Este transdutor precisa ser calibrado constantemente já que as constantes de calibração sofrem variações frente às perturbações tanto transitórias como de estado estacionário tendo como consequência não linearidades na medição da posição de soldagem. Para suprir esta limitação desenvolveu-se um inclinômetro baseado num sensor potenciométrico cuja resposta (intervalo de variação de 0

a 5 V) apresentou uma alta linearidade em comparação com o acelerômetro; foi finalmente este transdutor o utilizado para a análise e controle do processo de soldagem orbital.

#### iv. Frequencímetro Óptico

As características da dinâmica de transferência de calor e massa são indicadores de qualidade no processo de soldagem. Com o objetivo de determinar tais características, desenvolveu-se um transdutor (baseado no sensor óptico de OPT 101) para a medição da frequência de curto-circuitos  $ScF$  e o ciclo de transferência metálica  $TC$ , que mede a regularidade do tempo de transferência do metal durante os curto-circuitos. Na figura 4.4 mostra-se a resposta do sensor óptico em comparação com a tensão do arco. Note-se que o atraso entre ambos os sinais é ínfimo para fins da medição de parâmetros referentes à frequência de curto-circuitos. A medição dos parâmetros  $ScF$  e  $TC$  foi possível a partir da medição e computação dos tempos de arco  $AT$  e curto  $ScT$ , seguindo as equações 4.1 e 4.2, onde  $TP$  é o período total de transferência  $AT + ScT$ .

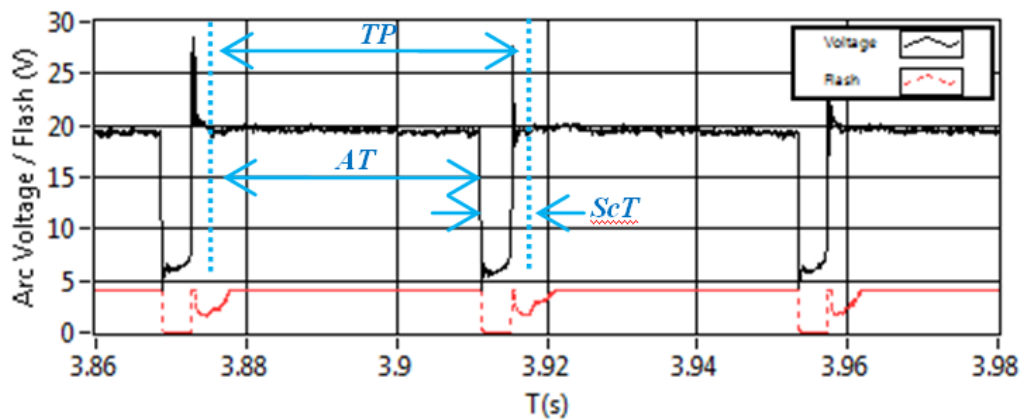


Figura 4.4: Tempos de arco e curto-circuito

$$ScF = \frac{1}{(AT + ScT)} \quad (4.1)$$

$$TC = \frac{ScT}{(AT + ScT)} * 100F \quad (4.2)$$

O cálculo destes parâmetros foi realizado em tempo real pelo microcontrolador 18F452 interagindo com o sensor óptico e o conversor digital-analógico a partir do início da

soldagem (Cayo *et al*, [122]); a figura 4.5 mostra a organização dos dispositivos utilizados para a medição dos parâmetros ScF e TC que variam no intervalo de 0 a 5 V. A principal vantagem de este transdutor é que ambos os parâmetros ScF e TC são medidos durante a soldagem e pelo fato de utilizar um sensor óptico não se precisa utilizar uma etapa de condicionamento e adaptação de impedâncias comumente utilizado quando ScF e TC são medidos a partir da tensão de soldagem.

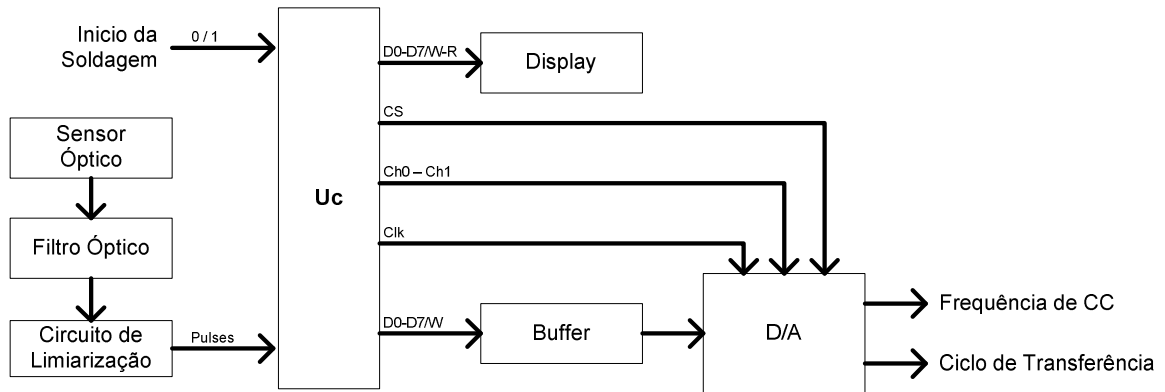


Figura 4.5: Sistema de medição *on-line* da frequência de curto-circuito e ciclo de transferência

## b. Sensores e Transdutores de Alta Frequência

Os sensores de alta frequência foram utilizados apenas para a análise dos dados experimentais e para a compreensão do comportamento da solda diante de variações dos diversos parâmetros de soldagem, bem como da posição de soldagem. Para a medição da tensão de arco, utilizou-se como transdutor um divisor de resistências com uma relação de 10 a 1, isolado opticamente; adicionalmente utilizou-se um filtro *anti-aliasing* de quinta ordem para limitar a largura de banda de frequências até 1 kHz. O intervalo de variação deste sinal analógico é de 0 a 5 V. Para a medição da corrente de soldagem utilizou-se um transdutor de corrente de efeito *Hall* com uma resolução de saída de 1 mV/A; a resposta em frequência deste transdutor também foi limitado a 1 kHz através de um outro filtro *anti-aliasing* de quinta ordem.

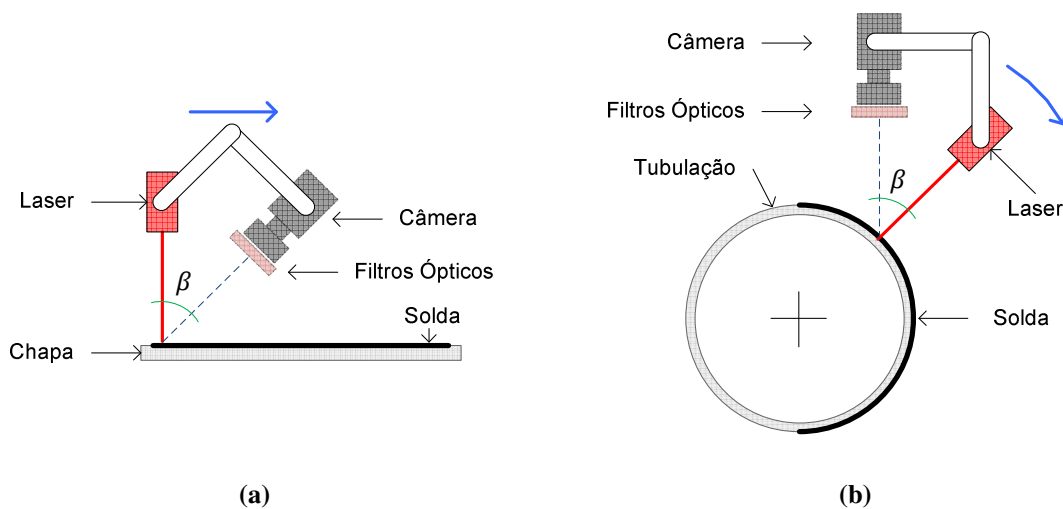
## c. Digitalizador Tridimensional

Para relacionar os parâmetros geométricos externos do cordão da solda (parâmetros de saída) e os parâmetros de entrada do processo de soldagem foi necessário medir cada um estes parâmetros geométricos (i.e. largura, reforço e área transversal da solda) com o



auxílio de um escâner tridimensional baseado no sistema de triangulação câmera, feixe laser e objeto a ser reconstruído (no caso, o corpo de prova com a solda depositada). Com este fim, foram desenvolvidos dois escâneres: um, para a medição de parâmetros geométricos de soldas em posição plana (Fig. 4.6 (a)), e outro, para a medição de parâmetros geométricos de soldas em posição orbital (Fig. 4.6 (b)). Cada escâner se constitui de um feixe Laser e uma câmera digital (*webcam*). Ambos os dispositivos foram fixados numa estrutura móvel formando um ângulo de triangulação  $\beta = 45^\circ$ . O escâner para soldas de posição plana dispõe de uma estrutura dedicada ao deslocamento do sistema Laser-câmera sobre a chapa, enquanto o escâner para soldas de posição orbital utiliza a mesma estrutura da planta experimental de soldagem orbital. Ambos os escâneres são operados a partir de um computador e gerenciados por um software desenvolvido em *MatLab* para a aquisição e processamento de vídeo com o objetivo final de medir os parâmetros geométricos da solda.

Para a medição e calibração dos parâmetros geométricos seguiu-se como referência o método apresentado por Li *et al*, [123]. Como se observa no esquemático da figura 4.7 (a), a reta *AB* (formado pelo feixe laser projetado sobre o corpo e deformado pela curvatura da solda depositada) é resultante da interseção dos planos do feixe laser *ALB* e o plano *ACB* com um ângulo  $\beta = 45^\circ$  entre ambos. Quando iniciada a operação de varredura do escâner, a imagem da projeção do feixe sobre a chapa soldada é capturada pela câmera e armazenada no computador em formato de vídeo; o deslocamento do sistema Laser-câmera avança a uma velocidade constante de 1.0 mm/s e 25 quadros/s de taxa de aquisição de imagens.



**Figura 4.6:** Escâner Tridimensional, (a) Para soldas em posição plana, (b) Para soldas em posição orbital.

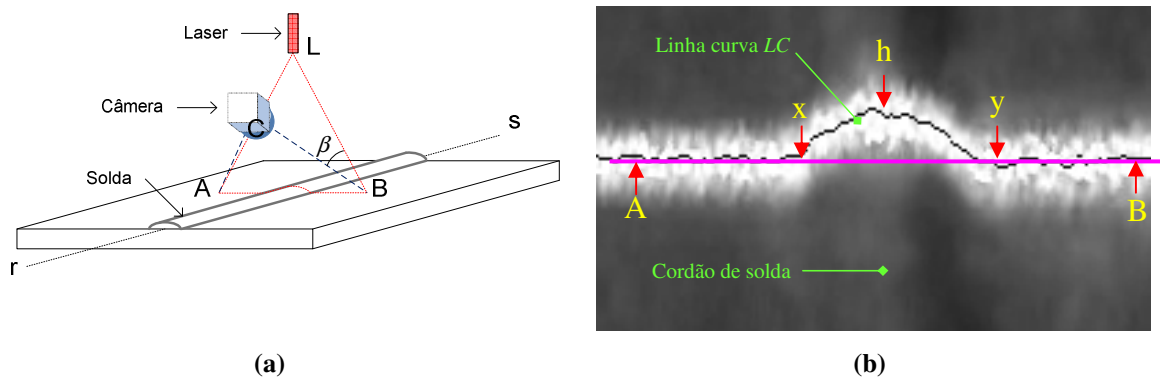
O processo de reconstrução tridimensional da solda foi desenvolvido a partir do processamento das imagens armazenadas durante a etapa de varredura. Cada imagem é binarizada e a partir dela é obtida a linha  $LC$  (ver Fig. 4.7 (b)). Tomando como referência esta linha projeta-se a reta  $AB$  e a posição dos pixels característicos  $h$ ,  $x$  e  $y$ . A reta  $AB$  representa a linha de referência (superfície da chapa) a partir de onde se mede o reforço. A posição  $h$  representa o reforço do cordão e é localizada a partir da obtenção do máximo valor da linha  $LC$ . As posições dos pixels  $x$  e  $y$  são obtidas a partir da primeira derivada da linha  $LC$ . A seguir calculam-se as medidas dos parâmetros geométricos.

Desde que a reta da trajetória da solda  $rs$  (plano de ataque) seja perpendicular à reta  $AB$  e o plano frontal de visão coincida com o plano de ataque (Fig. 4.7 (a)), a medida do comprimento da largura  $L_{CS}$  pode-se obter pela diferença entre a posição dos *pixels*  $y - x$  (Fig. 4.7 (b)) multiplicado por um fator de proporcionalidade  $k_u$  expressado em *mm/pixel*. A calibração de este fator foi feita a partir da medição direta de padrões referenciais (papel milimétrico). O comprimento do reforço  $R_{CS}$  é obtida multiplicando o valor máximo  $h$  da linha  $LC$  pelo fator de correção de perspectiva  $k_v$ . Dado que a medida da largura é conhecida, e o ângulo entre o plano do feixe laser e o plano  $ACB$  é constante ( $\beta = 45^\circ$ ), o fator de correção de perspectiva  $k_v$  é igual  $\text{cosec}(45)$ . A área da seção transversal do cordão de solda  $A_{CS}$  é obtida mediante um algoritmo de calculo de área entre a linha curva  $LC$  e a reta  $AB$  apenas entre os intervalos  $x$  e  $y$ . Note-se que o valor resultante desta área  $A'_{CS}$  ainda precisa ser multiplicado pelo fator de correção de perspectiva  $k_v$ . As equações 4.3, 4.4 e 4.5 expressam o calculo dos parâmetros geométricos da solda. A figura 4.8 mostra o cordão de solda depositado na chapa e a sua respectiva digitalização.

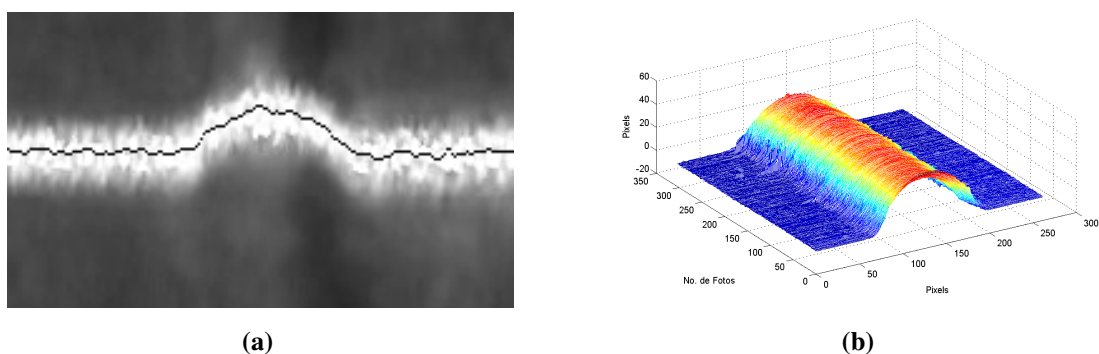
$$L_{CS} = k_u(y - x) \quad (4.3)$$

$$R_{CS} = k_v h \quad (4.4)$$

$$A_{CS} = k_v A'_{CS} \quad (4.5)$$



**Figura 4.7:** Sistema de Triangulação, (a) Localização de Planos, (b) Localização de pixels característicos.



**Figura 4.8:** Reconstrução tridimensional, (a) Cordão de solda, (b) Reconstrução da solda.

#### 4.4 SISTEMA DE AQUISIÇÃO DE DADOS E CONTROLE

O sistema de monitoramento e controle está constituído por três módulos de aquisição de dados (USB6009) destinados ao monitoramento de sinais provenientes dos sensores/transdutores de baixa frequência e uma placa de aquisição de dados (Eagle705s) para os sinais provenientes dos sensores/transdutores de alta frequência.

Os módulos de aquisição de baixa frequência além de monitorar parâmetros do processo de soldagem, também estão encarregados de gerar sinais analógicos para o controle do processo de soldagem orbital. Cada modulo possui dois canais analógicos de saída de tensão com intervalos de 0 a 5 V. Devido a que o intervalo de tensão de entrada na interface *ROB 5000* para a regulação dos parâmetros da fonte de energia varia entre 0 e 10 V, foi necessário desenvolver um circuito condicionador/amplificador para interconectá-lo com o modulo USB6009. Este módulo também possui canais digitais tanto de entrada como de saída e cujo nível lógico alto esta representado por 5 V e o nível lógico baixo por 0 V. Estes canais digitais foram utilizados para comandar a fonte de energia (iniciar/parar o

processo de soldagem) e os motores para acionar o deslocamento da tocha; para o comando de estes atuadores, foi preciso desenvolver um circuito de comando de relés.

O sistema computacional que gerencia os três módulos de aquisição de dados de baixa frequência esteve constituído de um computador de 2.4 GHz de velocidade de processamento, 4GB de memória RAM e sistema operacional *Windows Vista*. O sistema computacional que gerencia a placa de aquisição de dados de alta frequência esteve constituído de um computador de 1.2 GHz de velocidade de processamento, 1GB de memória RAM e sistema operacional *Windows XP*. O software de gerenciamentos destes módulos e da placa de aquisição de dados foi desenvolvido através do *Labview 2010*. O software para a análise dos dados adquiridos tanto em baixa como em alta frequência foi desenvolvido através do *MatLab*. O software destinado ao controle do processo e avaliação de qualidade em soldagem orbital foi desenvolvido a partir do *Labview 2010*.

Durante a elaboração do presente trabalho realizaram-se diversos experimentos nos quais foi necessário alterar as configurações e conexões dos diversos equipamentos, sensores e atuadores. Basicamente montaram-se três cenários de experimentação. O primeiro cenário mostrado na figura 4.9 serviu para aquisição de sinais de alta e baixa frequência para experimentos de soldagem em posição plana. O segundo cenário, mostrado na figura 4.10, serviu para aquisição de sinais de alta e baixa frequência para experimentos de soldagem orbital.

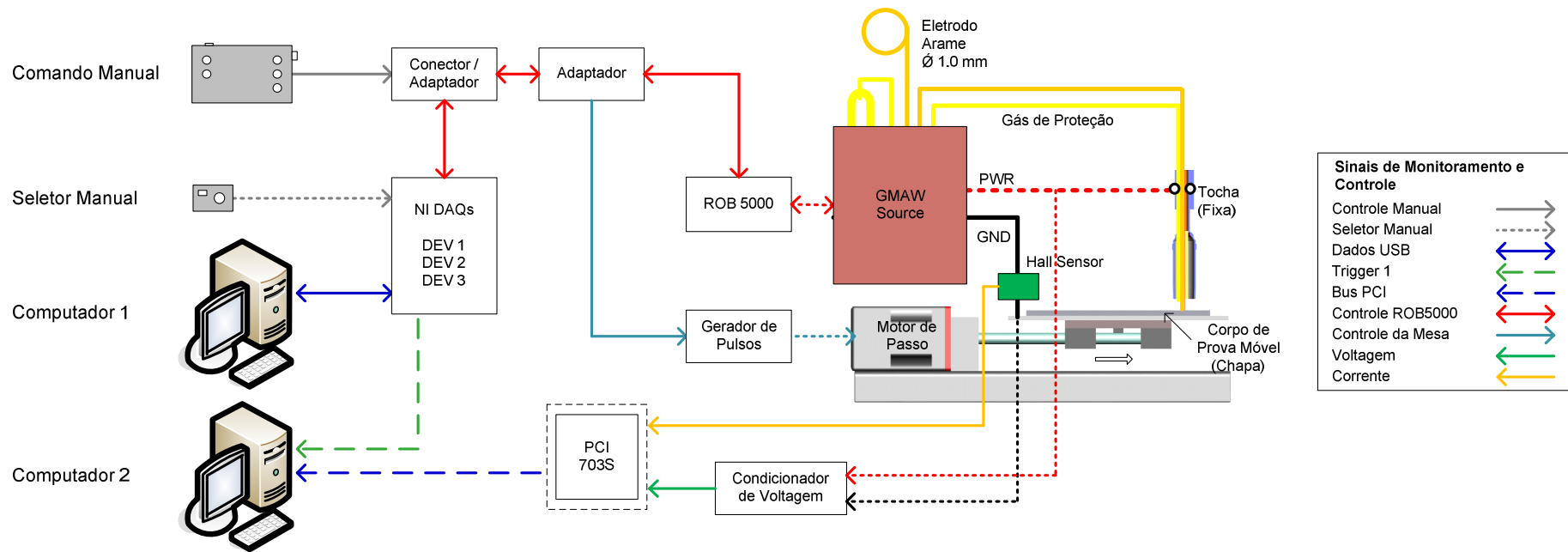


Figura 4.9: Distribuição de equipamentos para experimentos de soldagem em posição plana

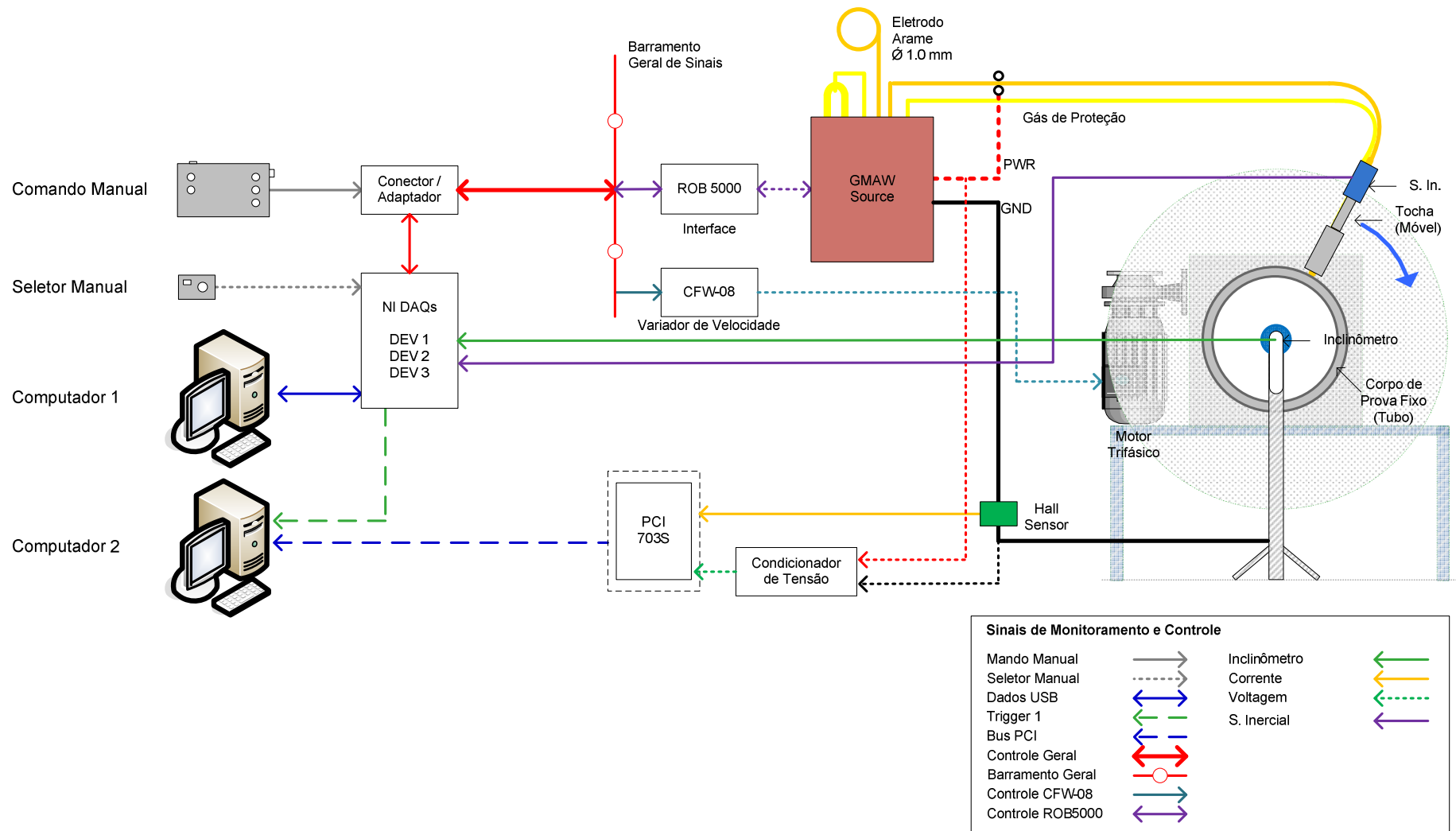
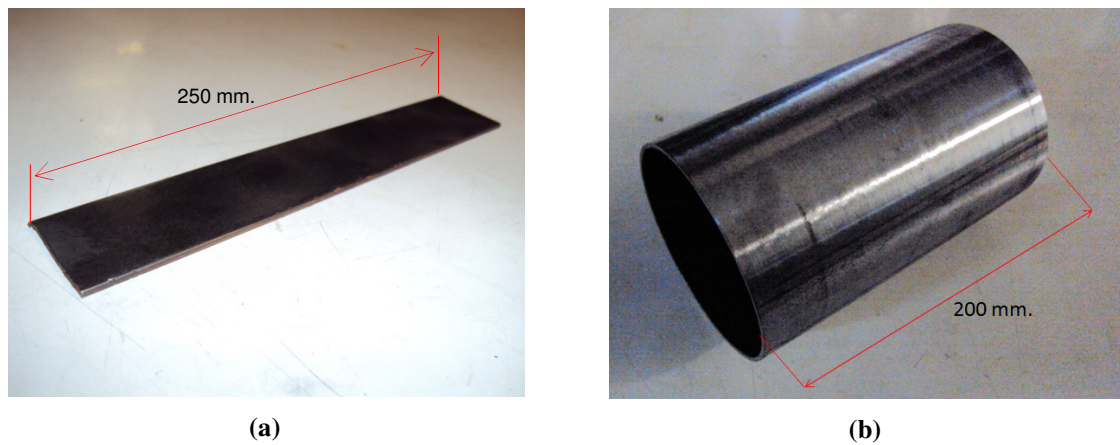


Figura 4.10: Distribuição de equipamentos para experimentos de soldagem orbital.

## 4.5 MATERIAIS E INSUMOS UTILIZADOS

Os materiais e insumos utilizados durante os experimentos foram: eletrodo de arame AWS A5.18 ER70S-6, com diâmetro de 1.0 mm. Material de base para experimentos de soldagem orbital: tubo de aço *AISI* 1010, 121.45 mm de diâmetro interno, 3.17 mm de espessura, previamente limpados e esmerilados. Material de base para experimentos de soldagem plana chapa de aço *AISI* 1020 de dimensões: 250 mm. x 40 mm. x 3.17 mm. Gás de proteção: mistura comercial *Stargold Plus*, 75% Ar e 25% CO<sub>2</sub>.



**Figura 4.11: Corpos de prova utilizados (a) para experimentos de soldagem em posição plana, (b) para experimentos de soldagem orbital**

## Capítulo 5

# 5 Desenvolvimento da Modelagem e Controle

### 5.1 MODELAGEM DO PROCESSO GMAW-S PARA A SOLDAGEM ORBITAL

A transferência de calor e massa no processo de soldagem GMAW-S acontece pela sucessão periódica de fases de arco e curto-circuito. Pelo que o modelo de transferência de massa para o processo GMAW-S estará constituído pela combinação de dois modelos que representam a cada fase. Um modelo que representa a formação do material a ser transferido (formação da gota na ponta do eletrodo - fase de arco) e outro modelo que representa a transferência de massa (Transferência da gota - fase do curto-circuito). Ambos os modelos serão representados por variáveis de estado sendo:  $X_1$  o deslocamento da gota na ponta do eletrodo,  $X_2$  a velocidade de deslocamento da gota,  $X_3$  a corrente de soldagem,  $X_4$  comprimento de eletrodo em estado solido e  $X_5$  a massa da gota na ponta do eletrodo. O modelo apresentado é uma proposta que toma como referência os modelos apresentados por Alireza [66] e Planckaert *et al* [67] considerando a sua aplicação para a soldagem orbital.



### 5.1.1 Modelagem da Transferência de massa: Fase de Arco

Na figura 5.1 fica representada a fase do arco. Durante esta fase, o eletrodo de radio  $r_e$  é alimentado continuamente e a taxa de fusão  $MR$  forma a gota de radio  $r_d$ . A porção do eletrodo que está em estado sólido  $X_4$  aumenta devido a que a velocidade de alimentação de arame é ligeiramente maior do que a taxa de fusão  $MR$  [67]. A distância entre o extremo do eletrodo (eletrodo em estado solido  $X_4$ ) e o centro da gota  $X_1$  se produz pelo desequilíbrio das forças que atuam sobre dita gota. Denomina-se comprimento efetivo (*stick out*)  $L_{ef}$  à distância entre o extremo do bico de contato e a fração da gota; vale dizer  $L_{ef} = X_4 + X_1 + h$ .  $h$  é a fração do radio da gota  $r_d$  determinado pelo ângulo de condução  $\theta$ . Este ângulo de condução  $\theta$  é de fundamental importância no calculo da força eletromagnética e o seu comportamento será detalhado a continuação.

As forças presentes consideradas no presente trabalho foram, a força gravitacional  $F_g$ , a força eletromagnética  $F_{em}$  e a força da tensão superficial  $F_\gamma$ . Estas forças são representadas pelas equações 5.1, 5.3 e 5.5 respectivamente. Vale ressaltar que estas equações são validas apenas para os modos de transferência por destacamento de material de adição (modo de transferência globular), porém podem ser utilizadas para representar a formação da gota apenas na fase de arco.

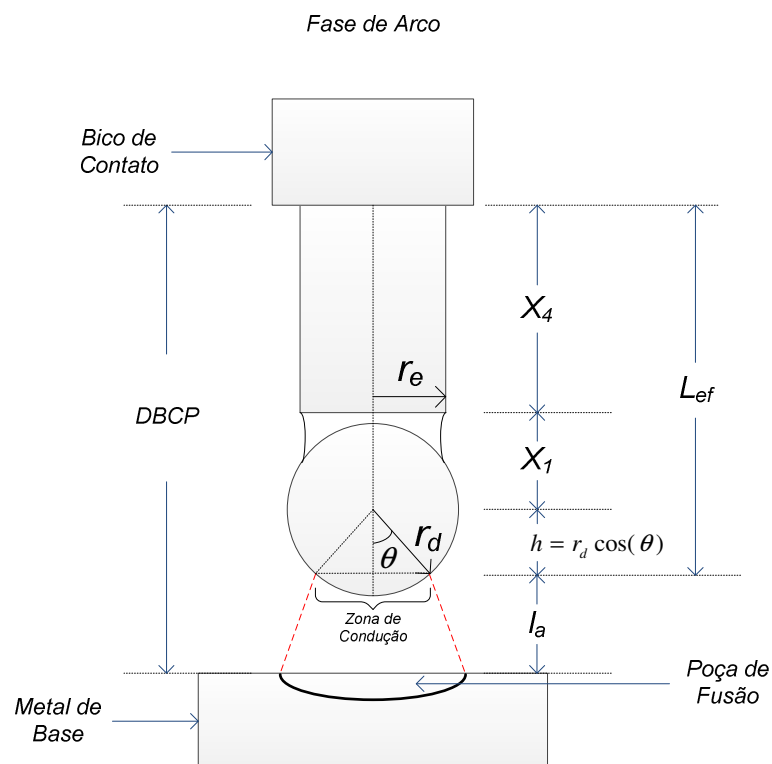
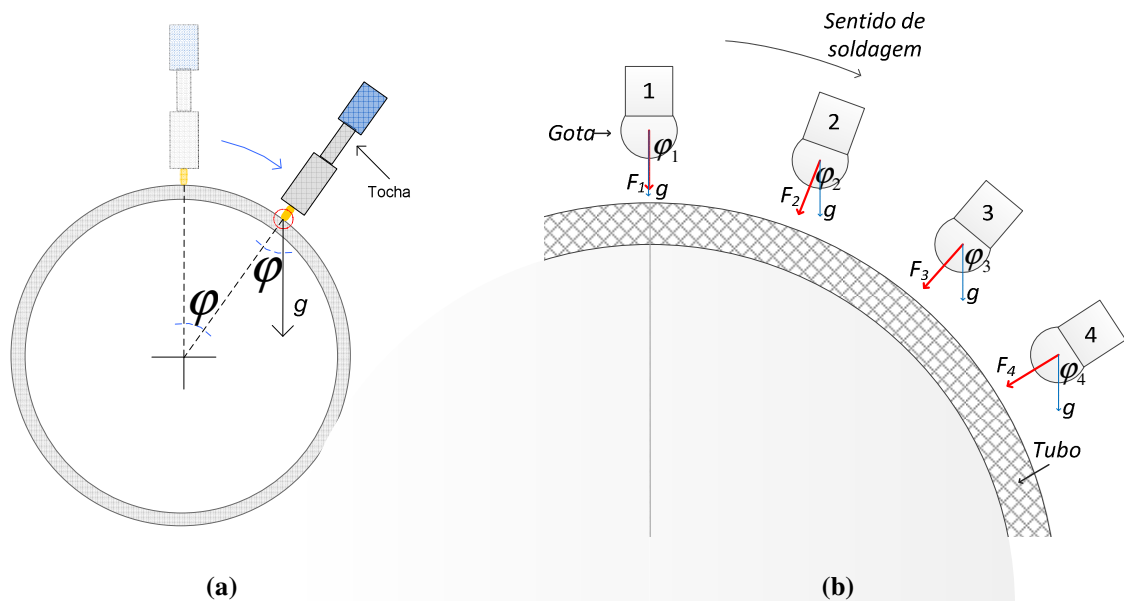


Figura 5.1: Fase de Arco

Na equação da força gravitacional (5.1),  $m_g$  representa a massa da gota,  $g$  a constante gravitacional e  $\varphi$  é o ângulo da posição de soldagem. A direção desta força esta governada pelo ângulo  $\varphi$  que representa a posição de soldagem durante a soldagem orbital. Pelo que segundo a posição, esta força pode contribuir ou se opor ao destacamento da gota segundo o valor de  $\varphi$  (ver figura 5.2 (a) e (b)).

$$F_g = m_g \cdot g \cdot \cos(\varphi) \quad (5.1)$$



**Figura 5.2:** Força gravitacional (a) Visão geral, (b) Sentido da força segundo a posição de soldagem  $\varphi$

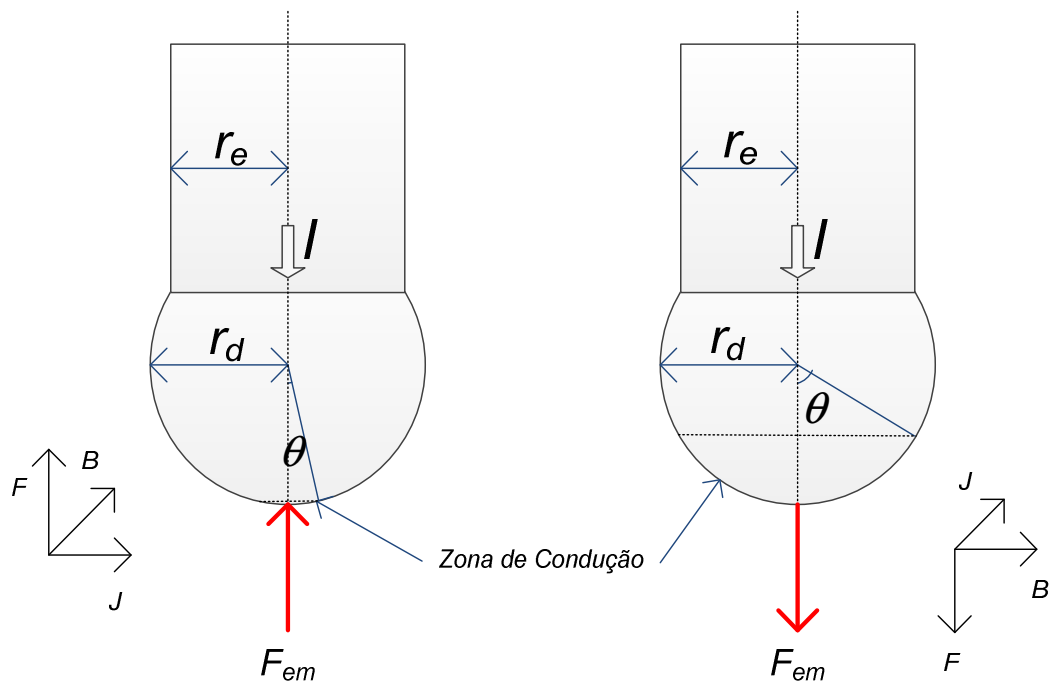
A força eletromagnética resulta da divergência e/ou convergência do fluxo de corrente de soldagem  $I$  que passa através da gota na ponta do eletrodo e é calculada através da lei de Lorentz (Eq. 5.2) sendo  $\vec{J}$  a densidade de corrente e  $\vec{B}$  o campo magnético produzido pela corrente  $I$ . A força eletromagnética (Eq. 5.3 e Eq. 5.4) resulta da integração da equação 5.2 sobre a corrente  $I$  que circula através da gota, sendo  $\mu_0$  a constante de permeabilidade magnética ( $4\pi 10^{-7} NA^2$ ),  $r_d$  o raio da gota,  $r_e$  o raio do eletrodo,  $f_z$  término variável da força eletromagnética [7, 67]. A divergência e/ou convergência do fluxo de corrente determina o sentido da força sobre a gota. Para valores do ângulo de condução  $\theta$  próximos de zero, a força eletromagnética retém a gota. Entretanto que para valores do ângulo de condução maiores do que o ângulo de condução limite  $\theta_{lim}$  a força eletromagnética tende a destacar a gota do

eletrodo (Fig. 5.3). A figura 5.4 mostra a relação entre o ângulo de condução e  $f_z$  considerando o caso hipotético de  $r_d = 1 \text{ mm}$  e  $r_e = 0.5 \text{ mm}$ . Note que para este caso o ângulo limite de condução  $\theta_{lim}$  fica próximo de  $30^\circ$ .

$$\vec{F}_{em} = \vec{J} \times \vec{B} \quad (5.2)$$

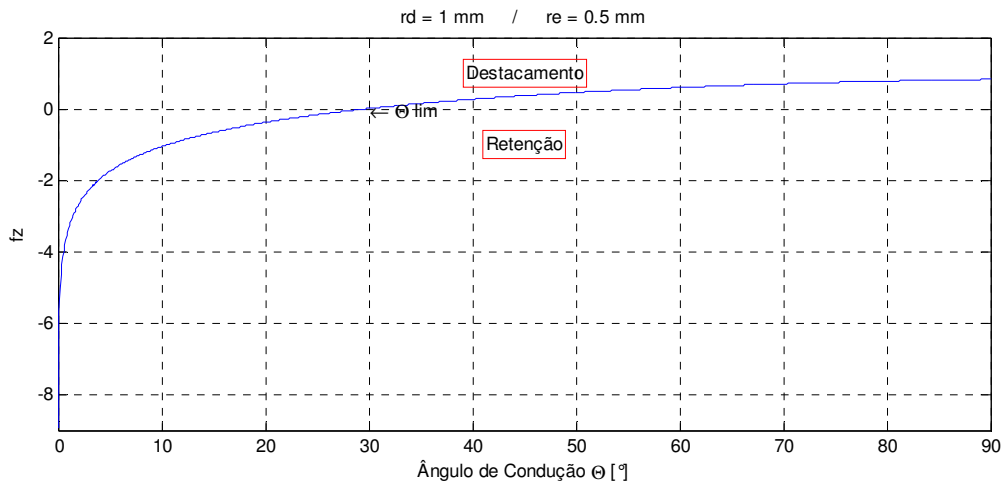
$$F_{em} = \frac{\mu_0 I^2}{4\pi} f_z \quad (5.3)$$

$$f_z = \left[ \ln \left( \frac{r_d \sin(\theta)}{r_e} \right) - \frac{1}{4} - \frac{1}{1 - \cos(\theta)} + \frac{2}{(1 - \cos(\theta))^2} \ln \left( \frac{2}{1 + \cos(\theta)} \right) \right] \quad (5.4)$$



**Figura 5.3:** Sentido da força eletromagnética segundo o ângulo de condução

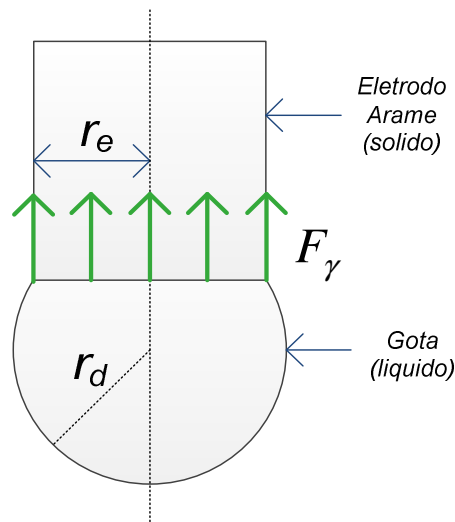
A força eletromagnética independe da posição de soldagem, porém a mudança de posição altera as características geométricas da formação da gota (alteração da zona de condutividade) pelo que a força  $F_{em}$  também se vê afetada.



**Figura 5.4:** Variação de  $f_z$  em função do ângulo de condução  $\theta$

Durante a fase de arco, a força da tensão superficial do eletrodo arame  $F_\gamma$  se opõe ao destacamento da gota em estado líquido. Esta força é determinada pela lei de Tate, que relaciona o raio do eletrodo  $r_e$  e do módulo de tensão superficial  $\gamma$  (Eq. 5.5).

$$F_\gamma = 2\pi r_e \gamma \quad (5.5)$$



**Figura 5.5:** Força de Tensão Superficial  $F_\gamma$

A corrente de soldagem  $I$  percorre o circuito elétrico mostrado na figura 5.6.

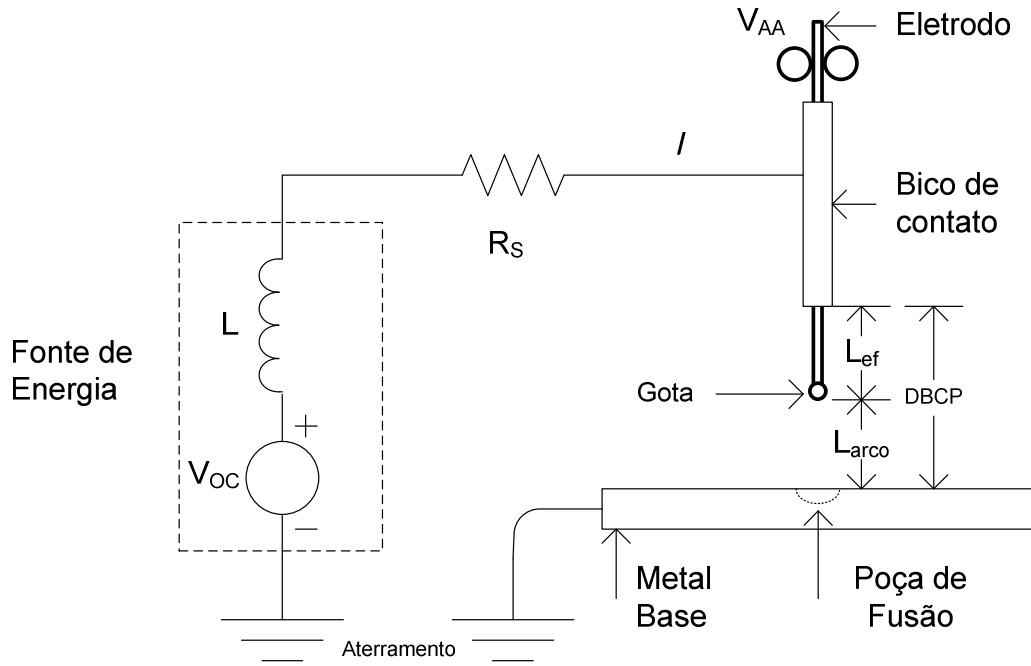


Figura 5.6: Circuito Elétrico equivalente na Fase de Arco

Onde  $V_{oc}$  é a tensão de soldagem,  $L$  a indutância do circuito,  $R_s$  a resistência dos condutores elétricos,  $V_{AA}$  a velocidade de alimentação de arame. Adicionalmente considera-se a resistência do comprimento efetivo  $L_{ef}$  (detalhada na Fig. 5.1) e a resistência do arco  $R_a$  que varia segundo o seu comprimento  $L_{arco}$ . Portanto seguindo a lei de *Kirchoff* para o circuito da figura 5.6, obtêm-se a seguinte equação:

$$L \frac{dI}{dt} + (R_s + R)I + V_{arco} = V_{oc} \quad (5.6)$$

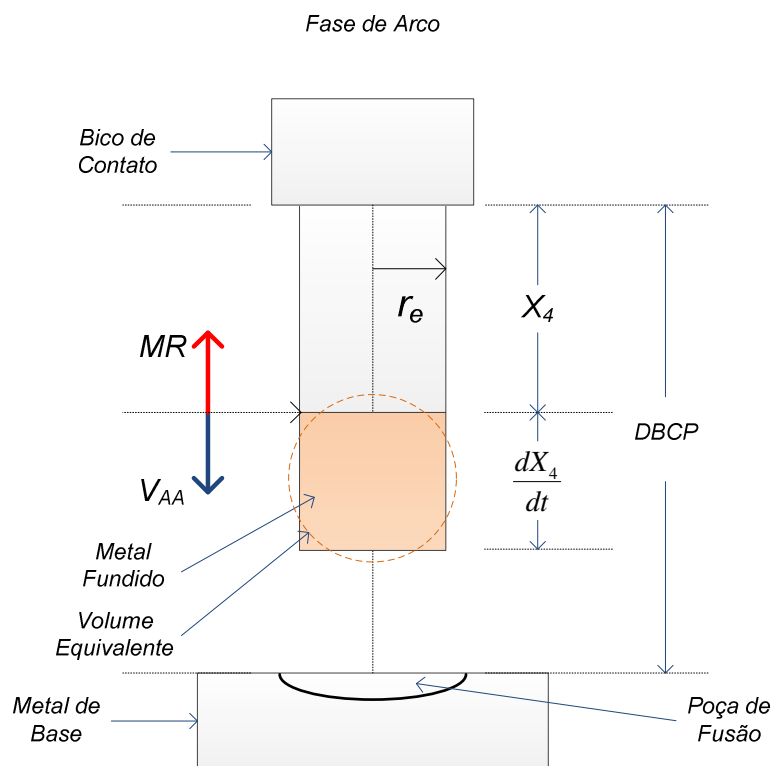
Onde  $R$  representa a resistência do conjunto do comprimento efetivo  $L_{ef}$  e o comprimento do arco  $L_a$ . A equação 5.7 representa a tensão do arco.

$$V_{oc} = U_o + R_a I + E_a (DBCP - L_{ef}) \quad (5.7)$$

Onde  $U_o$  é a constante de tensão de arco,  $R_a$  é a resistência do arco,  $E_a$  o fator do comprimento de arco e DBCP a distancia bico de contato – peça [67].

A variação do comprimento do eletrodo  $X_4$  que fica fundido é regulada pela diferença entre a velocidade de alimentação de arame  $V_{AA}$  e a taxa de fusão  $MR$ . Assumindo que o eletrodo fundido apresenta um volume cilíndrico (Fig. 5.7) e que a densidade do eletrodo  $\rho_e$  se mantém constante frente a variações de temperatura, a variação do comprimento do eletrodo  $X_4$  fica descrita pela equação 5.8. Esta Assumpção é válida apenas para calcular a variação de  $X_4$ , já que depois do eletrodo passar de estado sólido a estado líquido, a forma do volume deste metal fundido se aproxima ao volume de uma esfera (volume equivalente na Fig. 5.7) devido ao efeito da tensão superficial.

$$\frac{dX_4}{dt} = V_{AA} - \frac{MR}{\pi r_e^2 \rho_e} \quad (5.8)$$



**Figura 5.7: Detalhe da evolução da fusão do arame**

A continuação é apresentada o conjunto de equações que representam o modelo de transferência de massa na fase de arco no processo GMAW-S (equações 5.9 – 5.13).

$$\dot{X}_1 = X_2 \quad (5.9)$$

$$\dot{X}_2 = \frac{1}{X_5} (F_g + F_{em} - F_\gamma) \quad (5.10)$$

$$\dot{X}_3 = \frac{1}{L} [V_{oc} - (R_s + R_a)X_3 - U_o - E_a(DBCP - X_4) - \left( X_4 + X_1 + \left( \frac{3X_5}{4\pi\rho_e} \right)^{\frac{1}{3}} \right) \rho X_3] \quad (5.11)$$

$$\dot{X}_4 = V_{AA} - \frac{1}{\pi r_e^2 \rho_e} (C_1 \cdot X_3 + C_2 \cdot \rho \cdot X_4 \cdot X_3^2) \quad (5.12)$$

$$\dot{X}_5 = (C_1 \cdot X_3 + C_2 \cdot \rho \cdot X_4 \cdot X_3^2) \rho_e \quad (5.13)$$

Considerando que o processo de soldagem modelado é estável e objetivando simplificar o comportamento complexo da formação da gota, assumiram-se as seguintes suposições para a modelagem da fase de arco:

- a. A densidade do eletrodo  $\rho_e$  permanece constante diante variações de temperatura.
- b. O ângulo de condução  $\theta$  evolui proporcionalmente à evolução do comprimento efetiva  $L_{ef}$  desde valores próximos a  $0^\circ$  até valores próximos de  $60^\circ$ .
- c. O raio do volume inicial da gota é igual ao raio do eletrodo  $r_e$ .
- d. O volume da gota evolui esfericamente conforme a diferença entre  $V_{AA}$  e  $MR$ .
- e. A fase de arco conclui quando o comprimento efetivo  $L_{ef}$  ( $X_4 + X_1 + h$ ) é maior ou igual a  $DBCP$ .

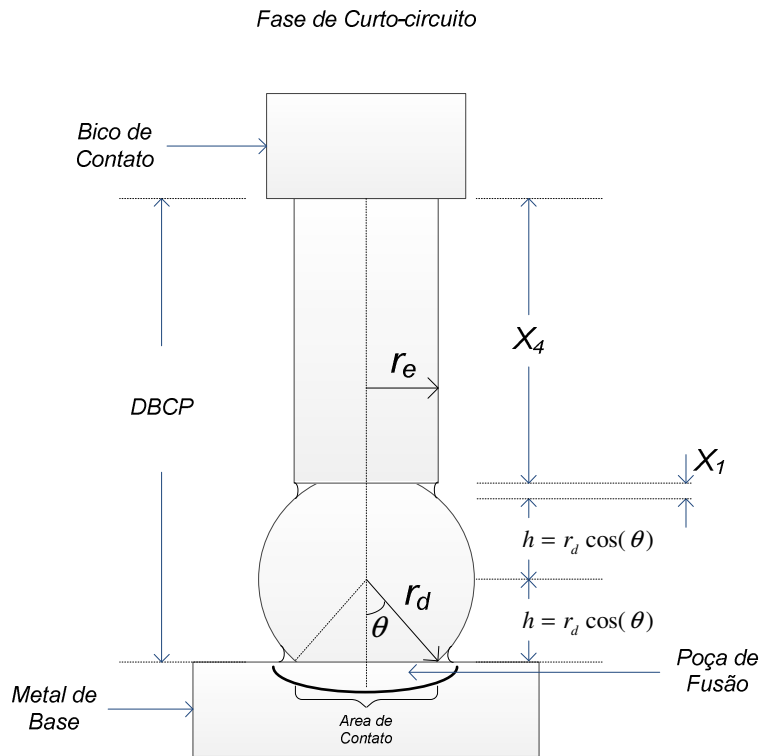
### 5.1.2 Modelagem da Transferência de massa: Fase de Curto-circuito

A figura 5.8 mostra os parâmetros geométricos do início da fase de curto-circuito; afim de modelação assume-se que apenas durante esta fase se produz a transferência de massa. Supondo que o processo de soldagem modelado é estável, seguiram-se as assunções consideradas por [21, 67]:

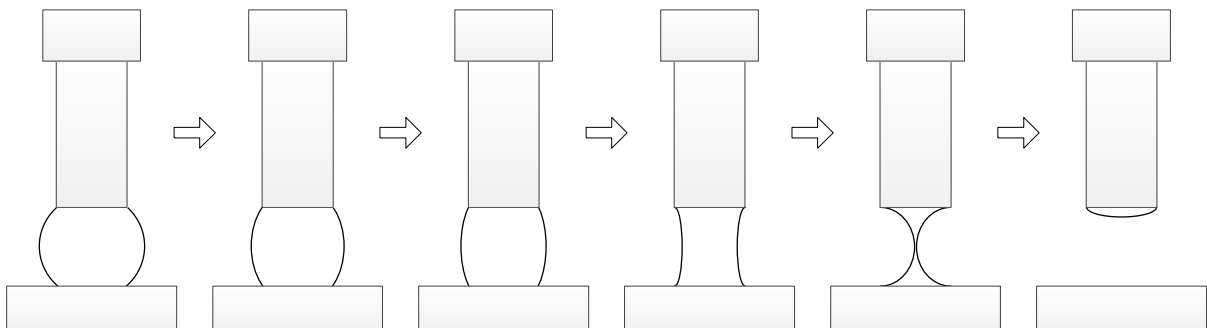
- a. A área de contato entre a gota e a poça de fusão é igual à área do eletrodo (Fig. 5.8).
- b. A união entre o eletrodo e a poça, esta constituído pela gota em estado liquido cujo formato geométrico é esférico.

- c. A evolução do volume da gota que une o eletrodo e a poça de fusão fica governada pelo efeito *Pinch* e a lei de *Laplace* (Eq. 5.17).
- d. A superfície da poça permanece plana e a transferência de massa é estável.

A figura 5.9 mostra a sequencia esperada da evolução da gota durante a fase de curto-circuito (segundo a assunção da consideração **c**).



**Figura 5.8: Fase de Curto-circuito**



**Figura 5.9: Sequencia da evolução de modelo da transferência de massa**



As características elétricas nesta fase mudam segundo a configuração do circuito elétrico equivalente mostrado na figura 5.10. Neste circuito, pode-se observar que não se consideram parâmetros tais como o comprimento do arco  $L_a$ , resistividade do comprimento do arco  $R_a$ , constante de tensão de arco  $U_0$ , fator de comprimento de arco  $E_a$  e que comprimento efetiva  $L_{ef}$  é igual à DBCP.

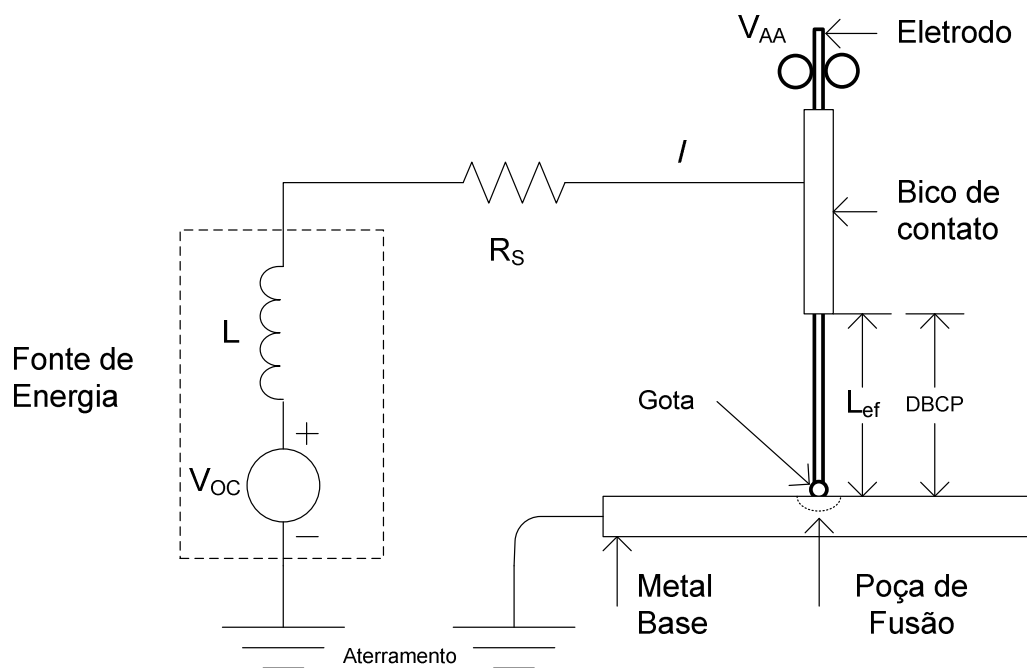


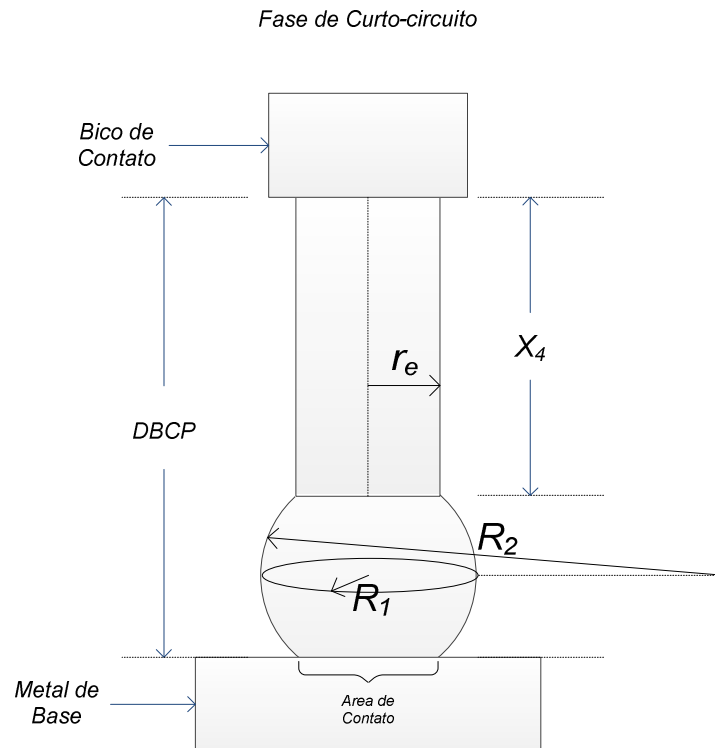
Figura 5.10: Circuito Elétrico equivalente na Fase de Curto-circuito

Aplicando a lei de *Kirchoff* se obtém que o balanço de tensões fica descrito pela equação 5.14 onde  $R$  representa a resistência do conjunto do comprimento do eletrodo em estado sólido  $X_4$ , o deslocamento da gota  $X_1$  e o comprimento da gota que une a poça com o eletrodo em estado sólido  $2h$ .

$$L \frac{dI}{dt} + (R_s + R)I = V_{oc} \quad (5.14)$$

A pressão média  $P_{avg}$  no centro da gota (Eq. 5.15) fica determinada pela combinação da pressão exercida pelo efeito *Pinch* (Eq. 5.16) em função do raio  $R_1$  e a corrente de soldagem

$I$  e pela pressão gerada pela tensão superficial da gota (Eq. 5.17) em função dos raios  $R_1$ ,  $R_2$  (Fig. 5.11) e o módulo de tensão superficial  $\gamma$  (lei de *Laplace*).



**Figura 5.11: Rádios governantes  $R_1$  e  $R_2$  responsáveis da transferência de massa**

$$P_{avg} = \frac{\mu_0 I^2}{8\pi^2 R_1^2} + \gamma \left( \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \quad (5.15)$$

$$P_{pinch} = \frac{\mu_0 I^2}{8\pi^2 R_1^2} \quad (5.16)$$

$$P_\gamma = \gamma \left( \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \quad (5.17)$$

A partir do cálculo da pressão média no centro da gota é aplicada a equação de *Bernoulli* para obter a velocidade  $v$  de transferência da massa (Fig. 5.12) no centro da gota (Eq. 5.18). Note que o sentido da pressão sobre a gota ( $\rho_e g h$ ) devido à aceleração da gravidade  $g$  a uma distancia  $h$  desde a poça de fusão fica governado pelo ângulo da posição de soldagem  $\varphi$ . Note-se também que a velocidade do fluxo entre a gota e a poça na área de contato  $V_{AC}$  pode ser recalculada utilizando a equação de continuidade de fluidos ficando expressa como mostrada na equação 5.19.

$$v = \sqrt{\frac{2}{\rho_e} (P_{avg} + \rho_e g h \cos(\varphi))} \quad (5.18)$$

$$v(\pi R_1^2) = V_{AC}(\pi r_e^2)$$

$$V_{AC} = \frac{v R_1^2}{r_e^2} \quad (5.19)$$

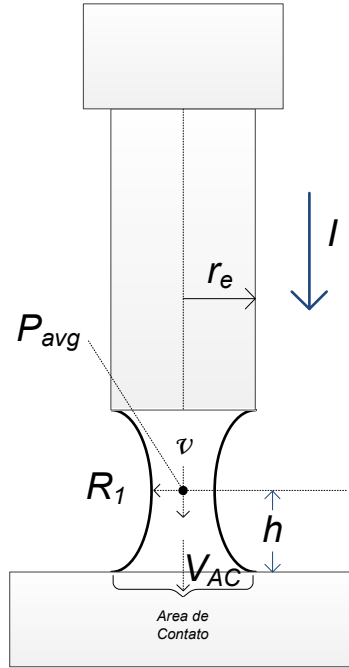


Figura 5.12: Velocidades de fluxo no pescoço da gota ( $R_1$ ) e na área de contato devido a pressão média.

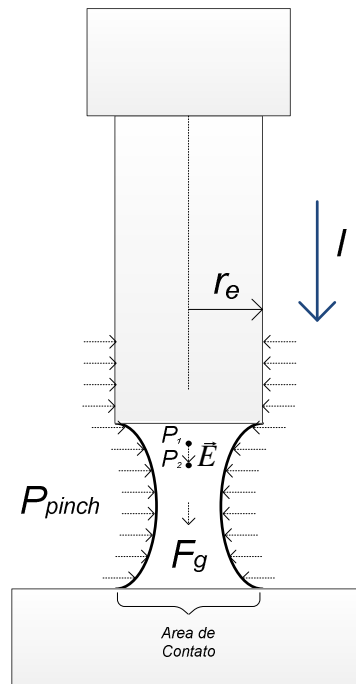
A transferência do metal fica governada pelo balanço das forças de natureza gravitacional  $F_g$ , eletromagnética  $F_{em}$  e tensão superficial  $F_\gamma$ . A natureza da força  $F_g$  (Fig. 5.13) é semelhante à da fase de arco (Eq. 5.1). A força eletromagnética que é governada pela lei de *Lorentz* pode ser representada pelas equações 5.20, onde  $\sigma$  é a condutividade do eletrodo e  $\vec{E}$  é o campo elétrico.

$$\vec{F}_{em} = \vec{j} \times \vec{B}$$

$$\vec{j} = \sigma \vec{E} \quad (5.20)$$

$$\vec{F}_{em} = \sigma \vec{E} \times \vec{B}$$

O campo elétrico  $\vec{E}$  é originado pela diferença de potencial entre as diversas partículas próximas no interior da gota enquanto circula a corrente de soldagem ( $P_1$  e  $P_2$  na figura 5.12). A fim de simplificar a modelagem da transferência de massa, considera-se que a diferença de potencial entre os pontos  $P_1$  e  $P_2$  é desprezível o que acarreta na formação de um campo elétrico  $\vec{E}$  extremamente pequeno de tal forma que a força eletromagnética  $\vec{F}_{em}$  tende a zero pelo que pode ser considerada nula apenas durante os curto-circuitos.



**Figura 5.13: Forças sobre a área de contato**

Em contrapartida, a pressão exercida pelo efeito *Pinch*  $P_{pinch}$  (Eq. 5.16) e a pressão gerada pela tensão superficial  $P_\gamma$  (lei de *Laplace*) (Eq. 5.17) sobre a gota em estado líquido produzem o estrangulamento desta forçando a transferência de massa. Portanto a força exercida sobre a poça de fusão (força de aplicação)  $F_a$  esta constituída pela pressão média  $P_{avg}$  multiplicada pela área de contato  $\pi r_e^2$  (considerado constante a fim de simplificar a modelagem) e pela força gravitacional  $F_g$  como se expressa na equação 5.21.

$$F_a = P_{avg} \pi r_e^2 + F_g$$

$$F_a = \left[ \frac{\mu_0 I^2}{8\pi^2 R_1^2} + \gamma \left( \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \right] \pi r_e^2 + m_g \cdot g \cdot \cos(\varphi) \quad (5.21)$$

A continuação é apresentada o conjunto de equações (Eq. 5.22 – 5.26) que representam o modelo de transferência de massa na fase de curto-circuito considerando que  $X_1$  é o deslocamento da gota,  $X_2$  a velocidade de deslocamento da gota,  $X_3$  a corrente de soldagem,  $X_4$  comprimento de eletrodo em estado solido e  $X_5$  a massa da gota.

$$\dot{X}_1 = X_2 \quad (5.22)$$

$$\dot{X}_2 = \frac{1}{X_5} (F_g - F_\gamma) \quad (5.23)$$

$$\dot{X}_3 = \frac{1}{L} [V_{oc} - R_s X_3 - \left( X_4 + X_1 + \left( \frac{3X_5}{4\pi\rho_e} \right)^{\frac{1}{3}} \right) \rho X_3] \quad (5.24)$$

$$\dot{X}_4 = V_{AA} - \frac{C_2 \cdot \rho \cdot X_4 \cdot X_3^2}{\pi r_e^2 \rho_e} \quad (5.25)$$

$$\dot{X}_5 = (C_2 \cdot \rho \cdot X_4 \cdot X_3^2 - [\pi R_1^2 \sqrt{\frac{2}{\rho_e} (P_{avg} + \rho_e g h \cos(\varphi))}]) \rho_e \quad (5.26)$$

### 5.1.3 Modelagem da Transferência de massa: Modelo Híbrido

Conforme detalhado ao início do presente capítulo, a transferência de calor e massa no o processo de soldagem GMAW-S acontece pela sucessão periódica de fases de arco e curto-circuito. A modelagem da transferência de massa implica intercalar consecutivamente os modelos da fase de arco e curto-circuito (modelo híbrido). Para isto foi utilizado uma máquina de dois estados que representa cada fase (Fig. 5.14).

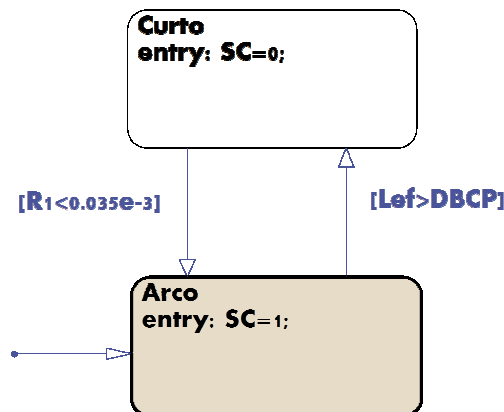


Figura 5.14: Máquina de estado que representa a intercalação de modelos

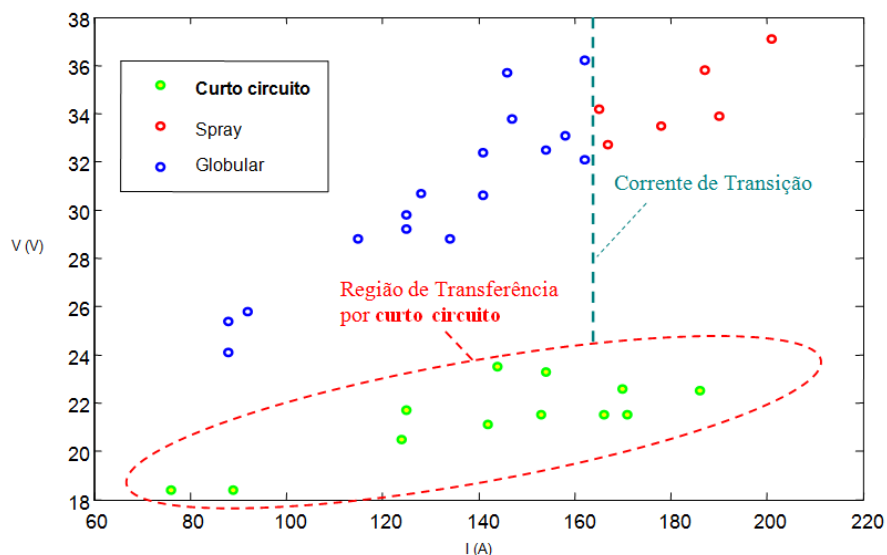
A simulação do processo de soldagem inicia-se na fase de arco e mantém-se nesta fase enquanto o comprimento efetivo  $L_{ef}$  não seja maior do que a  $DBCP$ , no caso contrario a máquina de estado passará à fase do curto-circuito (ver figura 5.8). A máquina se manterá nesta fase enquanto o valor do raio  $R_1$  seja maior do que zero (ver figura 5.12). Porém, durante a simulação assumiu-se que o valor limite é  $35 \times 10^{-6} m$  (determinado experimentalmente) a fim de reduzir o esforço computacional. Vale dizer que enquanto o raio  $R_1$  é maior do que  $35 \times 10^{-6} m$  a máquina de estado se encontrará na fase de curto-circuito.

#### 5.1.4 Validação do Modelo de Transferência de massa

Prévio à simulação do modelo de transferência de massa, foi preciso atribuir valores adequados às constantes do conjunto de equações representantes do modelo proposto. Para este fim foram executados três conjuntos de experimentos de soldagem em posição plana mantendo fixo o ângulo de ataque  $\alpha$  em  $0^\circ$ , a  $DBCP$  em  $12 mm$  e a velocidade de soldagem em  $14 mm/s$  seguindo a distribuição de equipamentos sensores e atuadores mostrados na figura 4.9.

O primeiro conjunto de experimentos teve por objetivo identificar o intervalo de regulação dos parâmetros de soldagem que permita a transferência de massa por curto-circuito. Para isto realizou-se experimentos regulando tanto a tensão de soldagem como a velocidade de alimentação de arame (o que permite a regulação da corrente) e como resultado obteve-se o intervalo de regulação de parâmetros de soldagem para os diversos modos de transferência convencional do processo GMAW como é mostrado na figura 5.15. Nesta figura pode se notar que os intervalos de variação da tensão e da corrente no modo de transferência por curto-circuito variam respectivamente (aproximadamente) desde  $18 V$  até  $22 V$  e de  $80 A$  até  $200 A$  (valor médio instantâneo).

O segundo conjunto de experimentos teve por objetivo identificar os valores das constantes do modelo visando minimizar o erro entre aos resultados modelados e os resultados experimentais considerando que tanto o modelo como os experimentos são submetidos aos mesmos parâmetros de entrada. A tabela 5.1 mostra os valores dos parâmetros de entrada regulados para os experimentos realizados dentro da região da transferência de massa por curto-circuito.



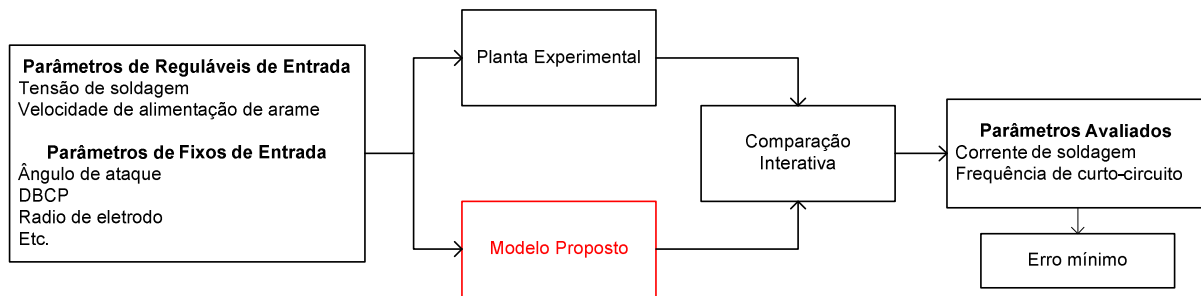
**Figura 5.15:** Variação de tensão e corrente de soldagem para cada modo de transferência do processo GMAW (obtido experimentalmente)

**Tabela 5.1:** Parâmetros de soldagem utilizados nos experimentos de validação do modelo

Experimento	Velocidade de alimentação de arame [m/min]	Tensão de Soldagem [V]
1	4.00	18.00
2		19.00
3		20.00
4		21.00
5	5.00	18.00
6		19.00
7		20.00
8		21.00
9	6.00	18.00
10		19.00
11		20.00
12		21.00

A figura 5.16 esquematiza a método comparativo seguido para o ajuste das constantes do modelo. Os parâmetros de comparação entre o modelo proposto e os experimentos realizados foram: a corrente de soldagem e a frequência de curto-circuito (medido com auxílio do frequencímetro óptico desenvolvido e mostrado no capítulo anterior). O valor inicial dos parâmetros do modelo foi obtido dos modelos pesquisados nas referências bibliográficas [63, 68, 70 e 126]. Segundo o resultado da comparação entre os valores medidos e os obtidos do modelo foram-se ajustados iterativamente até o erro entre os parâmetros avaliados seja mínimo.

Realizou-se um terceiro conjunto de experimentos seguindo a configuração de parâmetros de entrada mostrada na tabela 5.1; o objetivo de estes experimentos foi comparar os parâmetros de saída resultantes do modelo com os resultados obtidos experimentalmente. A tabela 5.2 mostra os valores obtidos dos parâmetros do modelo os quais serão utilizados nas simulações do presente projeto.



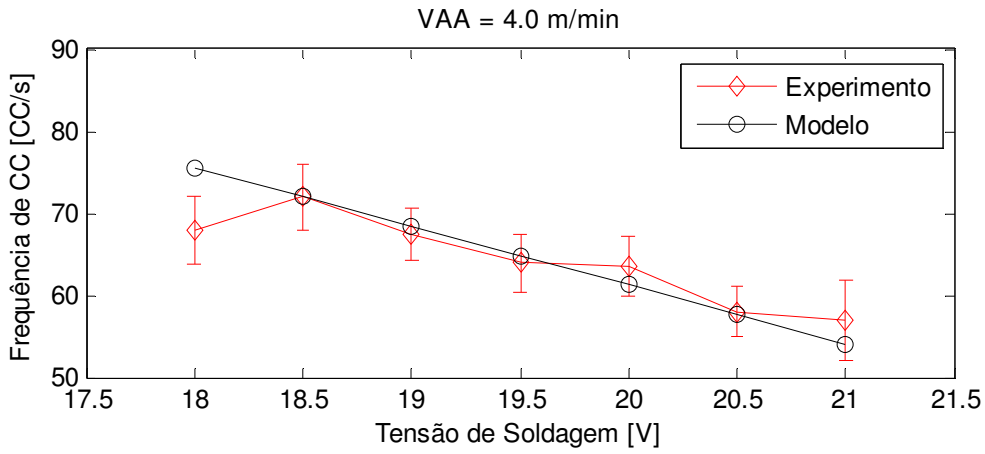
**Figura 5.16: Metodologia interativa de identificação de parâmetros do modelo proposto.**

**Tabela 5.2: Parâmetros obtidos para o modelo de transferência de massa**

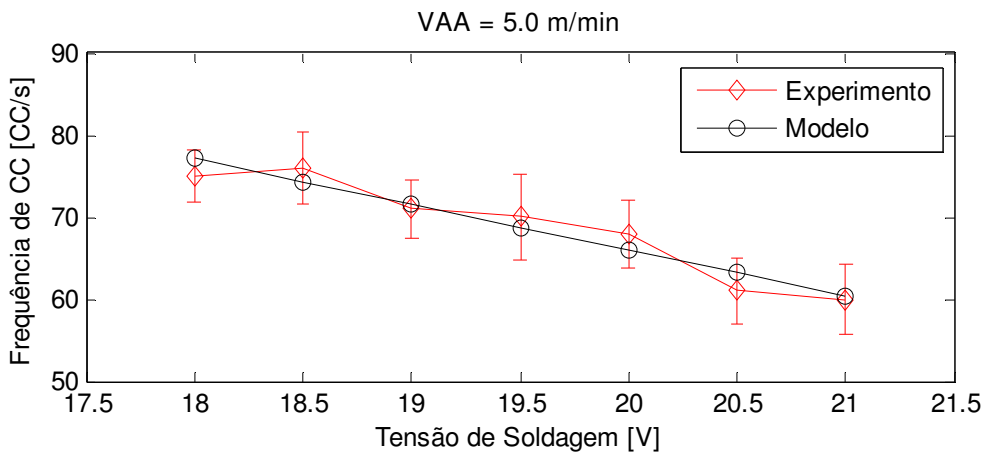
Parâmetro	Símbolo	Valor
Resistência do sistema (circuito de soldagem)	$R_s$	$2 \times 10^{-3} \Omega$
Resistência do arco	$R_a$	$35 \times 10^{-3} \Omega$
Resistividade linear do <i>stick out</i>	$\rho$	$8.64 \times 10^{-13} \Omega/\text{mm}$
Indutância	$L$	$0.75 \text{ mH}$
Permeabilidade magnética	$\mu_0$	$1.25 \times 10^{-6} \text{ H/m}$
Fator de comprimento do arco	$E_a$	$1500 \text{ V/m}$
Constante de tensão de arco	$U_0$	$15 \text{ V}$
Densidade do eletrodo	$\rho_e$	$7569 \text{ Kg/m}^3$
Módulo de tensão superficial do eletrodo	$\gamma$	$1.2 \text{ N/m}$
Aceleração da gravidade	$g$	$9.8 \text{ m/s}^2$
Constante de aquecimento por arco	$C_1$	$2.96 \times 10^{-14} \text{ m}^3/\text{As}$
Constante de aquecimento pelo efeito <i>Joule</i>	$C_2$	$5890 \text{ m}^3/\text{VAs}$

As figuras 5.19 (a), (b), (c) e 5.18 (a), (b) e (c) mostram respectivamente os resultados comparativos de validação da corrente de soldagem e a frequência de curto-circuito para as velocidades de soldagem de  $4 \text{ m/min}$ ,  $5 \text{ m/min}$  e  $6 \text{ m/min}$ .

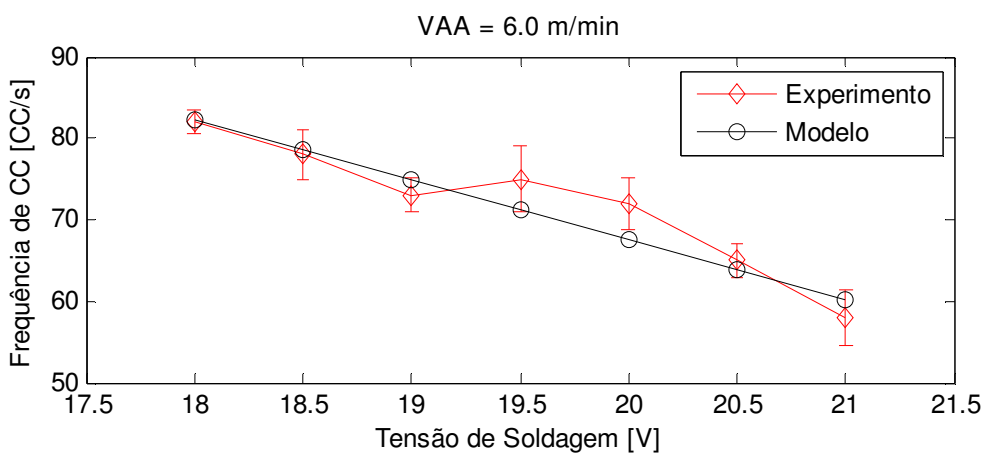




(a)

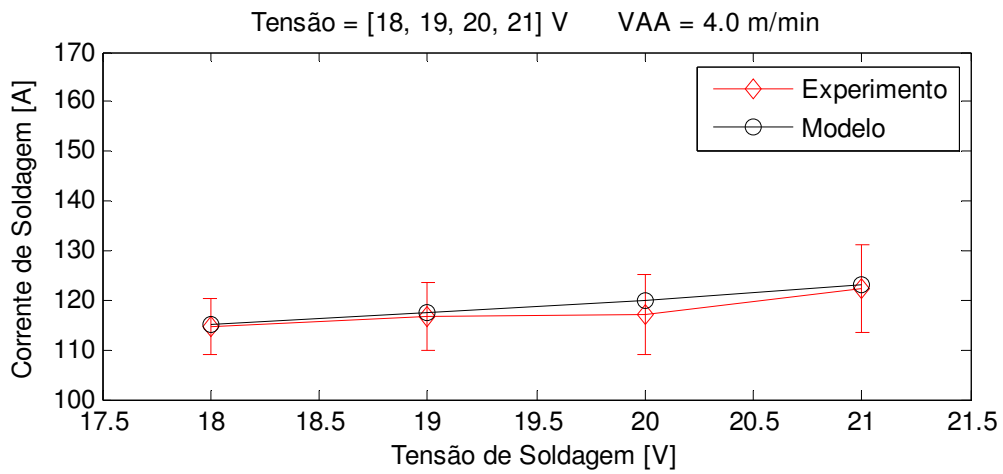


(b)

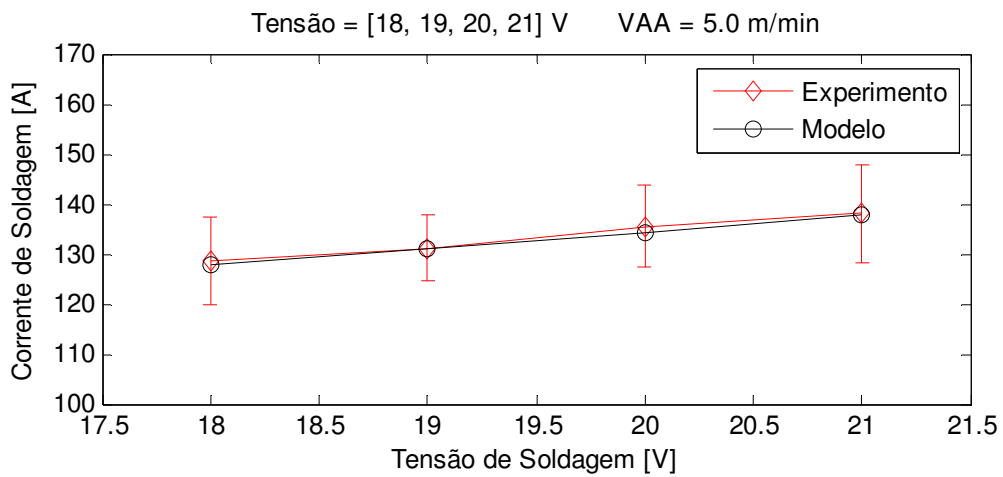


(c)

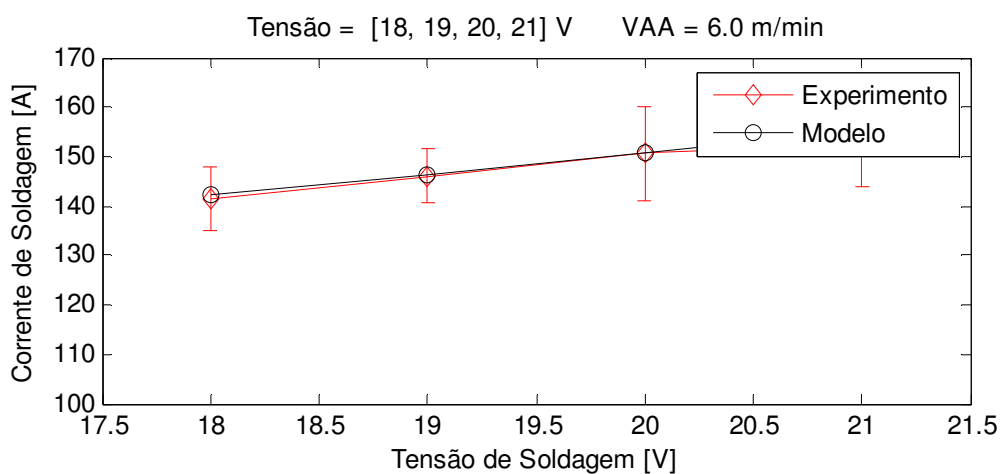
**Figura 5.17: Valor médio da frequência de curto-circuito, resultados experimentais e do modelo: (a) VAA = 4.0 m/min, (b) VAA = 5.0 m/min, (c) VAA = 6.0 m/min**



(a)



(b)



(c)

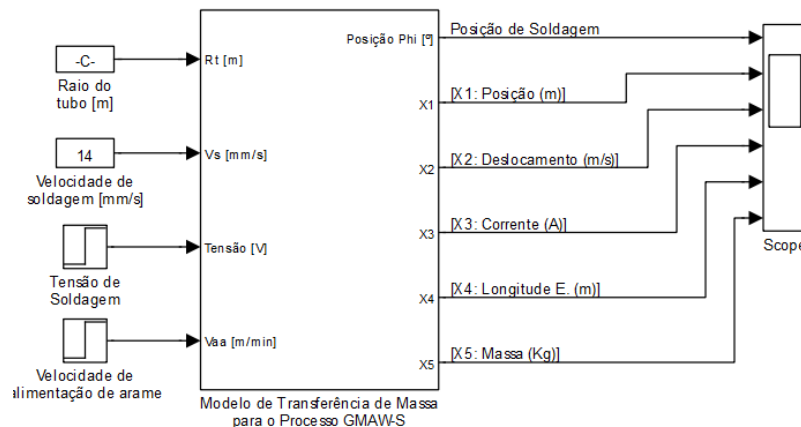
**Figura 5.18: Valor médio de corrente, resultados experimentais e do modelo: (a) VAA = 4.0 m/min, (b) VAA = 5.0 m/min, (c) VAA = 6.0 m/min**

Das figuras 5.17 e 5.18 pode-se notar que os resultados entregues pelo modelo de transferência de massa localizam-se dentro da faixa de variação, porém note-se que os resultados experimentais obtidos da frequência de curto-circuito (5.17) apresentam variações abruptas e mais pronunciadas do que a variações da corrente de soldagem (5.18). Portanto, a partir da distribuição das frequências de curto-circuito, pode-se notar que a solda com maior regularidade de transferência de massa corresponde ao experimento que apresenta o menor desvio padrão; isto acontece quando a velocidade de alimentação de arame é  $6 \text{ m/min}$ , e a tensão de soldagem é igual a  $18 \text{ V}$ . A tabela 5.3 apresenta os parâmetros ótimos obtidos experimentalmente para uma solda em posição plana (a espessura da chapa utilizada apresenta características semelhantes do tubo utilizado para os experimentos em soldagem orbital ( $3.17 \text{ mm}$ )).

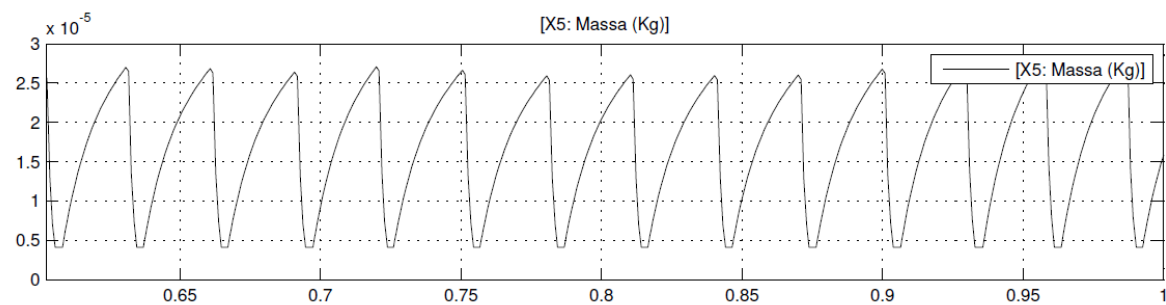
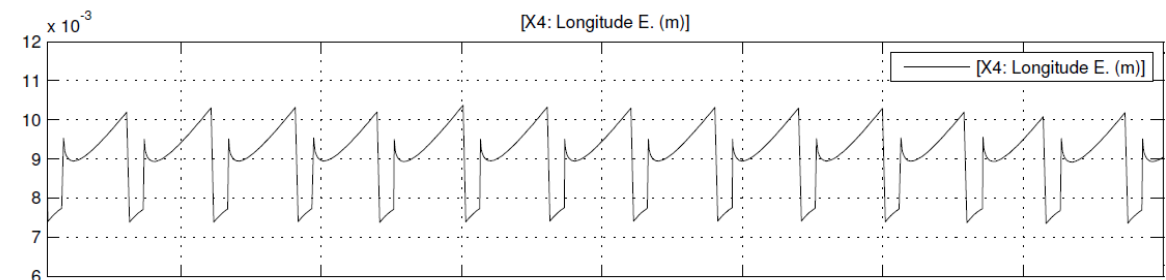
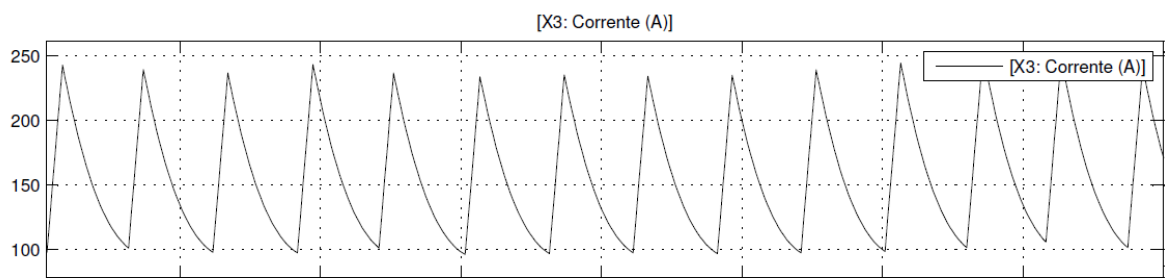
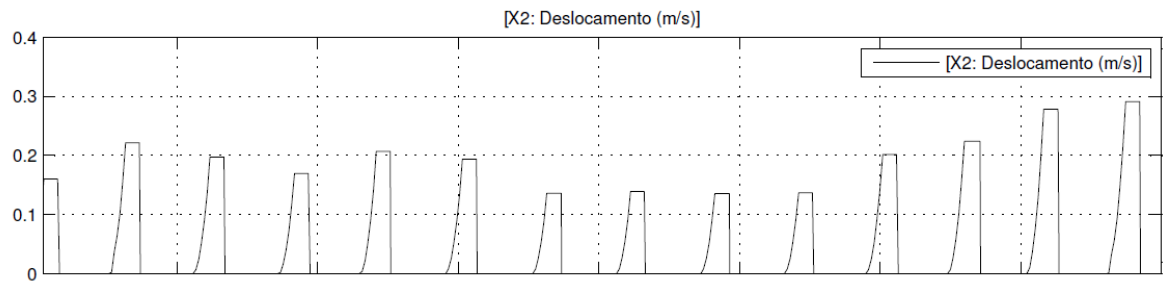
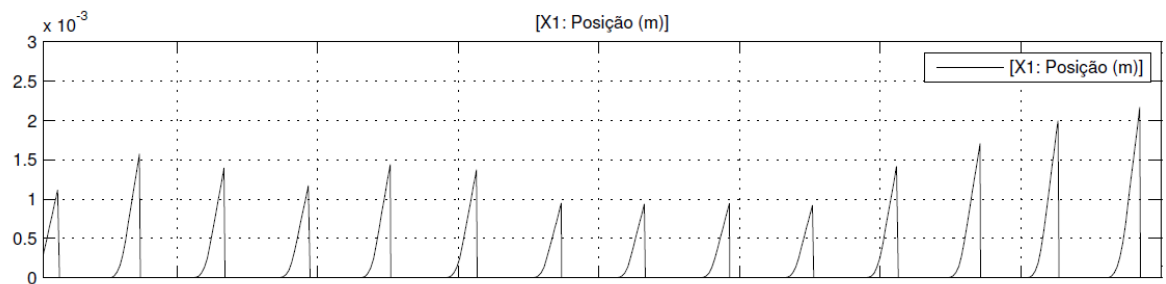
**Tabela 5.3: Parâmetros ótimos de soldagem para posição plana**

Tensão de Soldagem (V)	Velocidade de Soldagem ( $V_s$ )	Velocidade de alimentação de arame ( $V_{aa}$ )	DBCP
18 V	14 mm/s	6 m/min	12 mm

A figura 5.19 mostra o diagrama de blocos do modelo proposto, onde as entradas são a velocidade de soldagem, a tensão de soldagem e a velocidade de alimentação e as saídas são:  $X_1$  o deslocamento da gota na ponta do eletrodo,  $X_2$  a velocidade de deslocamento da gota,  $X_3$  a corrente de soldagem,  $X_4$  comprimento de eletrodo em estado solido e  $X_5$  a massa da gota na ponta do eletrodo. Finalmente a figura 5.20 mostra o resultado da simulação do modelo de transferência de massa desenvolvido considerando como entrada aos parâmetros ótimos de soldagem obtidos experimentalmente.



**Figura 5.19: Modelo de transferência de massa para o processo GMAW-S ( $X_1$ ,  $X_2$ ,  $X_3$ ,  $X_4$  e  $X_5$ )**



**Figura 5.20: Resposta dos estados do modelo proposto**

## 5.2 MODELAGEM DA OSCILAÇÃO DA POÇA DE FUSÃO

O modelo das oscilações da poça proposta no presente trabalho pretende representar a variação das oscilações da poça devido ao ângulo de ataque  $\alpha$  e à variação da posição de soldagem  $\varphi$  (Fig. 5.21). Para isto consideram-se as seguintes condições a fim de simplificar o modelo:

- A oscilação da poça inicia-se logo após do final da transferência da massa (fim da fase de curto-circuito), (Fig. 5.22, sinais resultantes do modelo de transferência de massa).
- A massa transferida oscila devido ao impulso  $\delta(t_{fcc})$  da força de aplicação  $F_a$  no instante  $t_{fcc}$  (tempo no final da fase de curto-circuito) constituído pela força gravitacional  $F_g$  sobre a massa no momento que se transfere e pela força do efeito *Pinch* no momento do final da fase curto-circuito (força exercida pela pressão média  $P_{avg}$  multiplicada pela área de contato  $\pi r_e^2$  (Eq. 5.21)), (Fig. 5.22 (b) e (c)).
- Considera-se que a temperatura e densidade do material (a densidade da poça igual à densidade do eletrodo  $\rho_e$ ) da poça são homogêneas pelo que se desconsidera o efeito *Marangoni*.
- Considera-se que a oscilação da massa da poça esta governada apenas pela força gravitacional  $F_{gp}$ , a tensão superficial  $F_{\gamma p}$ , a força de rigidez  $F_k$  e força de natureza dissipativa  $F_d$  que representam a viscosidade da poça.
- Considera-se que a penetração no processo é parcial com modo de oscilação 1 (Fig. 5.23 (a)) e que a cratera da poça apresenta uma geometria circular (Fig. 5.23 (b)) [124].
- Considera-se que a frequência de oscilação  $f_{op}$  da esta governada pela relação proposta por *Xiao e den Ouden* [127], (Eq. 5.27).

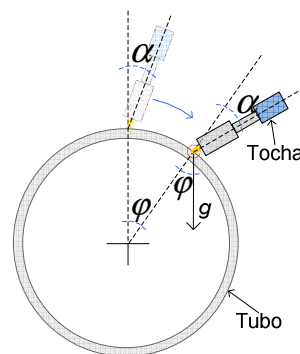
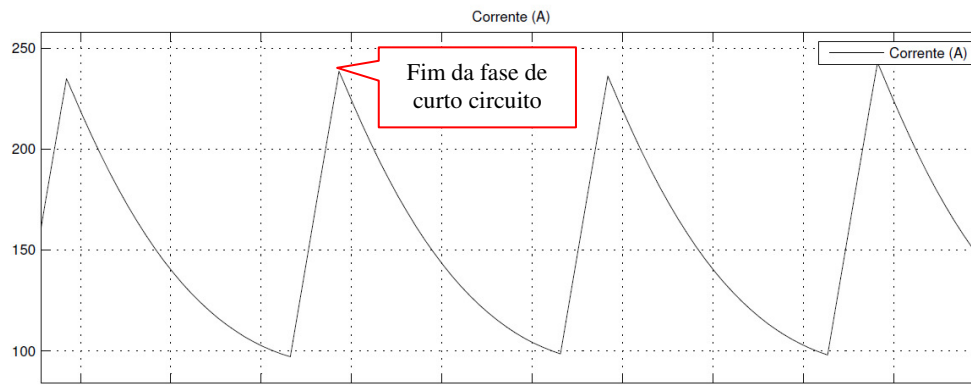
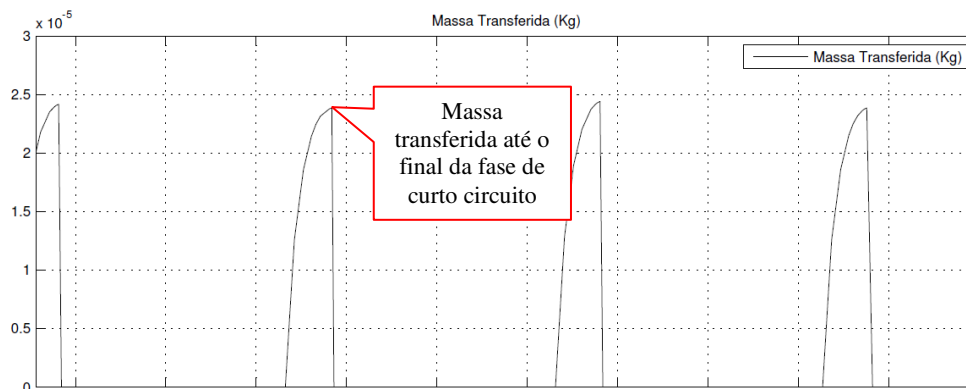


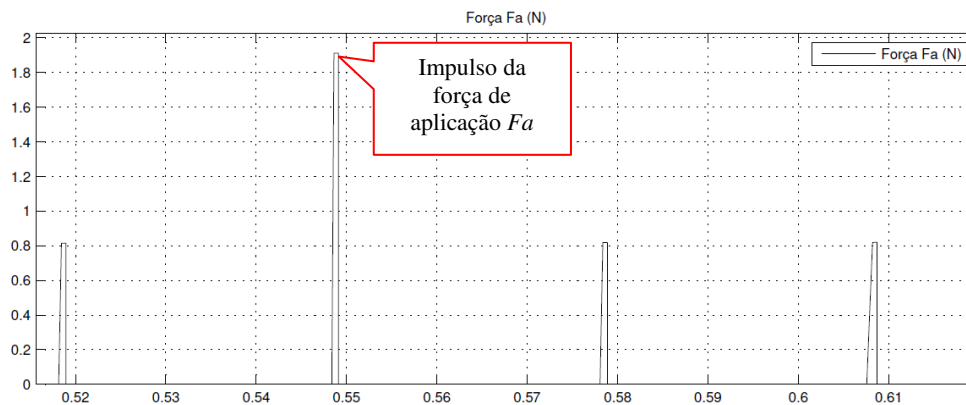
Figura 5.21: Ângulo de ataque  $\alpha$  e ângulo de posição de soldagem  $\varphi$



(a)

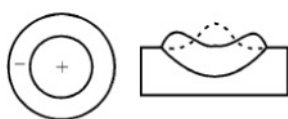


(b)

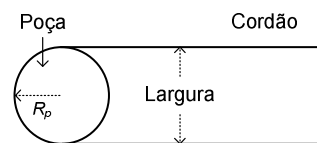


(c)

Figura 5.22: Sinais resultantes da modelagem da transferência de massa para o processo GMAW-S, (a) Corrente de soldagem, (b) Massa transferida à poça durante o curto-circuito, (c) Força de aplicação  $F_a$



(a)



(b)

Figura 5.23: Características geométricas da poça (a) modo de oscilação 1, (b) formato da cratera [124]

$$f_{op} = 5.84 \left( \frac{\gamma_p}{\rho_e} \right)^{1/2} (2R_p)^{-3/2} \quad (5.27)$$

Onde  $\gamma_p$  e  $\rho_e$  representam o módulo de tensão superficial e a densidade da poça respectivamente (a fim de simplificação do modelo considera-se que o material da poça de fusão é o mesmo do que o eletrodo),  $R_p$  o raio da cratera da poça considerando esta de formato circular (Fig. 5.23 (b)).

O modelo de oscilação da poça pode ser representado por um sistema massa-mola-amortecedor como se mostra na figura 5.24 (a). A dinâmica da oscilação esta governada pelo balance da força gravitacional  $F_{gp}$ , a tensão superficial  $F_{\gamma p}$ , a força de rigidez  $F_k$ , força de amortecimento  $F_d$  da poça e a força de aplicação  $F_a$  (força de impulso  $\delta(t_{fcc})$  aplicado no instante do final da fase de curto-circuito  $t_{fcc}$ ) que da origem à oscilação (Equações 5.28, 5.29, 5.30, 5.31 e 5.32). A figura 5.24 (b) mostra o diagrama de corpo livre descrevendo a orientação das forças sobre a massa da poça. Note-se que as forças  $F_{\gamma p}$ ,  $F_k$ ,  $F_d$  se opõem à força de aplicação  $F_a$ ; entanto que o sentido de orientação da força gravitacional  $F_{gp}$  depende da posição de soldagem  $\varphi$ .

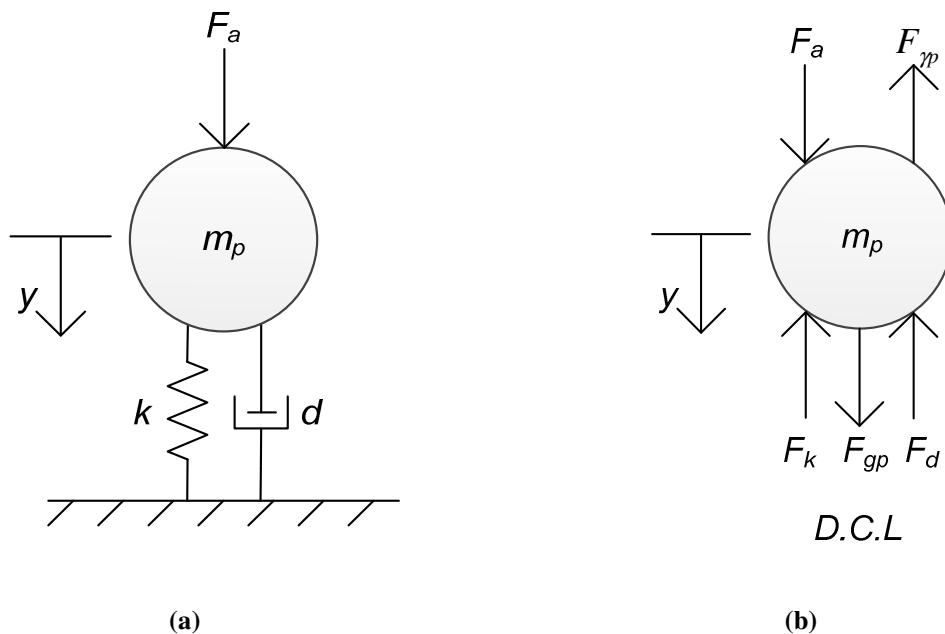


Figura 5.24: Sistema massa mola amortecedor

$$F_{gp} = m_p g \cos(\varphi) \quad (5.28)$$

$$F_{\gamma p} = 2\pi R_p \gamma \quad (5.29)$$

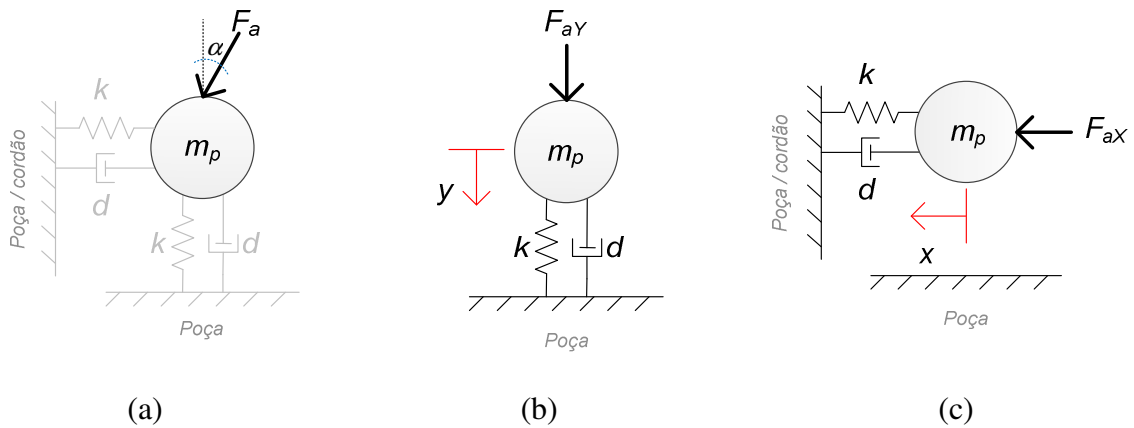
$$F_k = ky \quad (5.30)$$

$$F_d = d\dot{y} \quad (5.31)$$

$$F_a = \left[ \left( \frac{\mu_0 I^2}{8\pi^2 R_1^2} + \gamma \left( \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \right) \pi r_e^2 + m_g \cdot g \cdot \cos(\varphi) \right] \delta(t_{fcc}) \quad (5.32)$$

Onde  $m_p$  representa a massa da poça,  $g$  a aceleração da gravidade,  $R_p$  o raio da poça assumindo que ela é circular,  $y$  o deslocamento da poça,  $k$  a constante de rigidez,  $d$  a constante de amortecimento,  $\mu_0$  a constante de permeabilidade magnética ( $4\pi 10^{-7} \text{ NA}^2$ ),  $I$  a corrente de soldagem durante o curto-circuito,  $R_1$  e  $R_2$  os raios que governam a evolução da transferência de massa,  $r_e$  o raio do eletrodo e  $m_g$  a massa da gota se transferindo durante o curto-circuito.

Segundo o ângulo de ataque  $\alpha$ , a força de aplicação  $F_a$  (ver figura 5.24 (a)), pode ter componentes verticais  $F_{aY}$  e horizontais  $F_{aX}$  que dão origem às oscilações verticais (Fig. 5.24 (b)) e horizontais (Fig. 5.24 (c)) respectivamente. As magnitudes das forças de aplicação  $F_{aY}$  e  $F_{aX}$  estão governadas pelas equações 5.33 e 5.34.



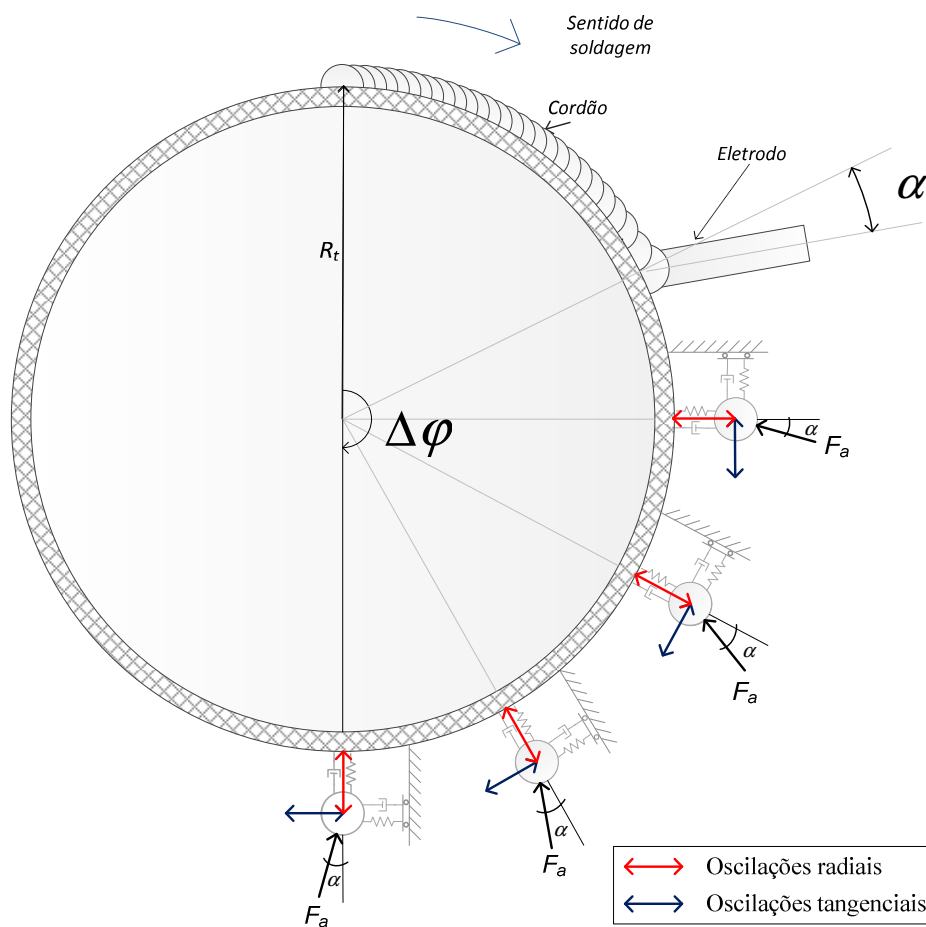
**Figura 5.25: Sistema massa mola amortecedor**

$$F_{aY} = F_a \cos(\alpha) \quad (5.33)$$

$$F_{aX} = F_a \sin(\alpha) \quad (5.34)$$



Considerando que na soldagem orbital há uma constante mudança de posição  $\varphi$  (Fig. 5.26), a denominação de oscilações verticais e horizontais perde sentido. Por esta razão, no presente trabalho as oscilações verticais denominaram-se oscilações radiais (devido a que o sentido da oscilação aponta ao eixo axial do tubo) e as oscilações horizontais denominaram-se oscilações tangenciais (devido a que o sentido destas oscilações é tangente à circunferência do tubo). Nesse sentido a força componente vertical  $F_{aY}$  se denominará força radial  $F_{aR}$ , e a força componente horizontal  $F_{aX}$  será designada como força tangencial  $F_{aT}$ . As figuras 5.27 e 5.28 mostram respectivamente o diagrama de corpo livre da massa da poça sujeito às oscilações radiais e tangenciais. Segundo estes diagramas de corpo livre e aplicando as leis de equilíbrio estático, os modelos das oscilações radiais e tangenciais ficam expressos pelas equações 5.35 e 5.36 respectivamente. Note-se que não foi considerada a influência das variações do ângulo de ataque  $\alpha$  e posição de soldagem  $\varphi$  sobre a força de tensão superficial o que é apenas uma suposição hipotética a fim de simplificar o modelo e, portanto não quer dizer que a mudança de ângulo de ataque e/ou posição não tenha influência sobre a tensão superficial.



**Figura 5.26: Sistema massa mola amortecedor no cenário da soldagem orbital**

$$m_p \ddot{R} = \sum F_{\vec{R}} = F_{aR} + F_{gpR} - F_k - F_d - F_{\gamma p}$$

$$m_p \ddot{R} = F_a \cos(\alpha) + m_p g \cos(\varphi) - kR - d\dot{R} - 2\pi R_p \gamma \quad (5.35)$$

$$\ddot{R} = \frac{F_a}{m_p} \cos(\alpha) + g \cos(\varphi) - \frac{k}{m_p} R - \frac{d}{m_p} \dot{R} - \frac{2\pi R_p}{m_p} \gamma$$

$$m_p \ddot{T} = \sum F_{\vec{T}} = F_{aT} - F_{gpT} - F_k - F_d - F_{\gamma p}$$

$$m_p \ddot{T} = F_a \sin(\alpha) - m_p g \sin(\varphi) - kT - d\dot{T} - 2\pi R_p \gamma \quad (5.36)$$

$$\ddot{T} = \frac{F_a}{m_p} \sin(\alpha) - g \sin(\varphi) - \frac{k}{m_p} T - \frac{d}{m_p} \dot{T} - \frac{2\pi R_p}{m_p} \gamma$$

Onde  $R$  representa o deslocamento radial,  $m_p$  a massa da poça,  $k$  a constante de rigidez,  $d$  a constante de amortecimento,  $R_p$  o raio da poça,  $\gamma$  o coeficiente de tensão superficial e  $T$  o deslocamento tangencial.

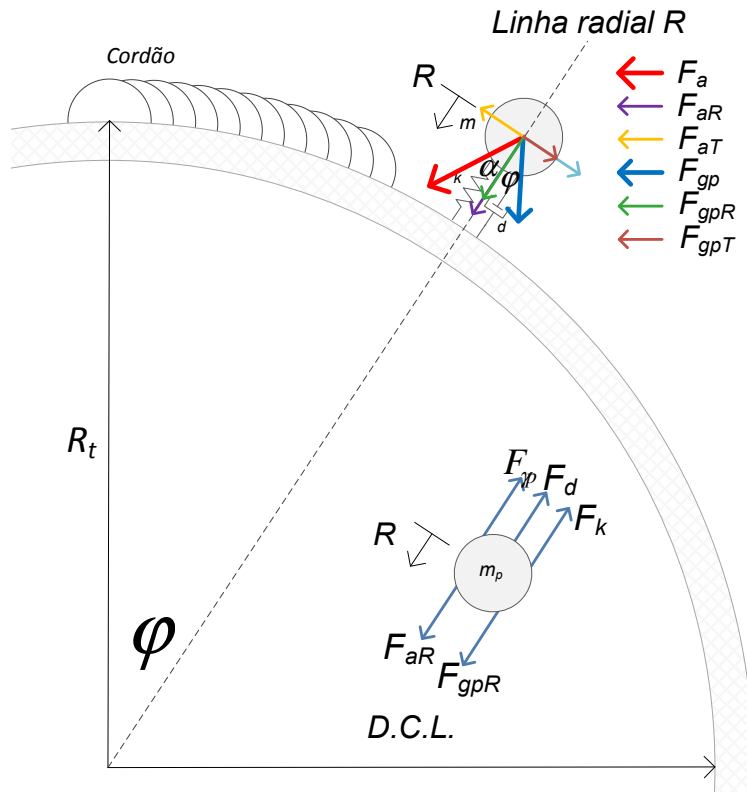


Figura 5.27: Diagrama de corpo livre para as oscilações radiais

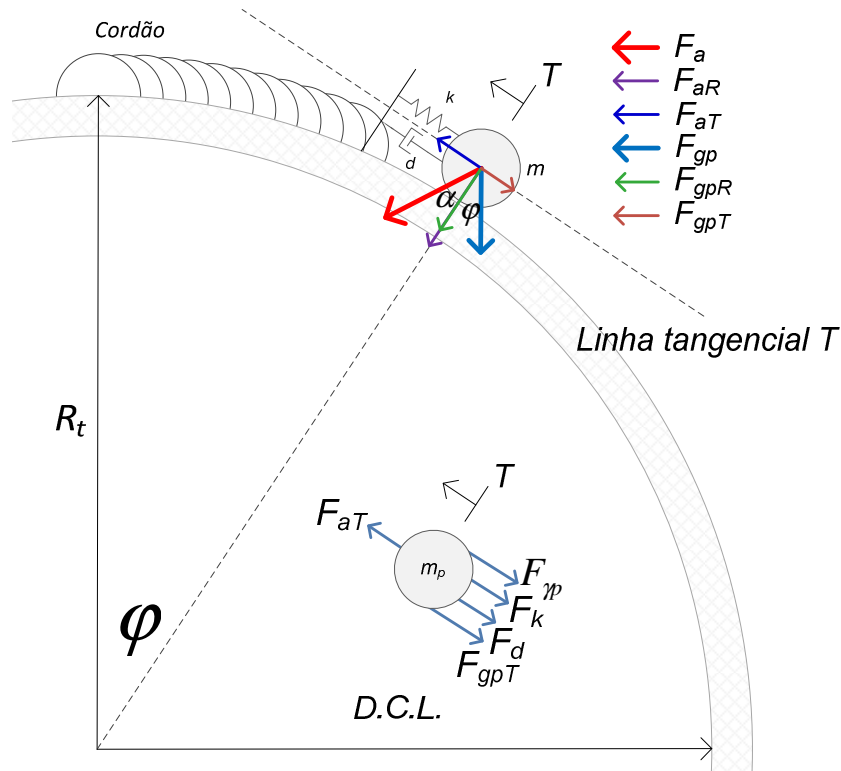


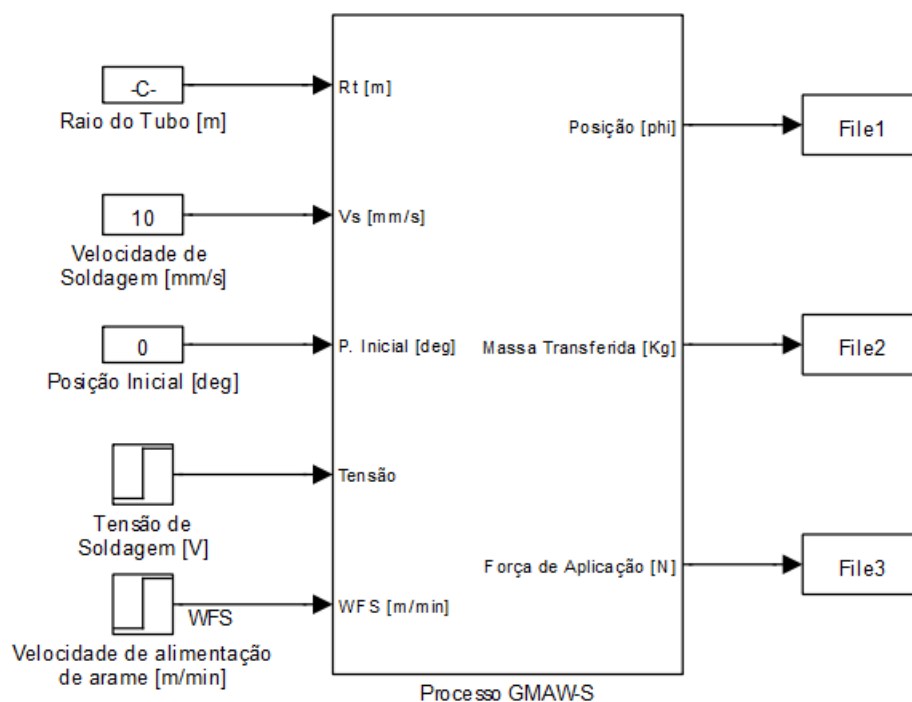
Figura 5.28: Diagrama de corpo livre para as oscilações tangenciais

## 5.2.1 Simulação do Modelo da Oscilação da poça de Fusão

Prévio a simulação do modelo de oscilações radiais e tangenciais da poça, foi preciso identificar e estabelecer alguns parâmetros do modelo proposto (estes parâmetros são:  $F_a$ ,  $m_p$ ,  $\varphi$ ,  $\alpha$ ,  $g$ ,  $\rho_e$ ,  $\gamma$ ,  $R_p$ ,  $k$  e  $d$ ).

### 5.2.1.1 Parâmetros $F_a$ , $m_p$ e $\varphi$

Os parâmetros  $F_a$ ,  $m_p$  e  $\varphi$  foram obtidos a partir da simulação do modelo de transferência de massa para o ponto ótimo de soldagem identificado (Tensão de soldagem 18 V, velocidade de alimentação de arame 6 m/min, velocidade de soldagem 14 mm/s, fluxo de gás 13 l/min, DBCP 12 mm) (Fig. 5.29). O modelo simulado entregou a variação da força de aplicação  $F_a$  e a massa transferida à poça  $m_p$  para um percurso  $\varphi$  de  $0^\circ$  até  $180^\circ$ , dados que foram salvos em arquivos para serem utilizados para a simulação do modelo de oscilação da poça.



**Figura 5.29: Modelo de transferência de massa para o processo GMAW-S (Posição de soldagem, Massa e Força de aplicação)**

### 5.2.1.2 Parâmetros $\alpha$ , $g$ , $\rho_e$ e $\gamma$

Os parâmetros  $\alpha$ ,  $g$  e  $\gamma$  foram assumidos segundo referências bibliográficas e recomendações técnicas [21, 66 e 67] como se pode apreciar na tabela 5.4.

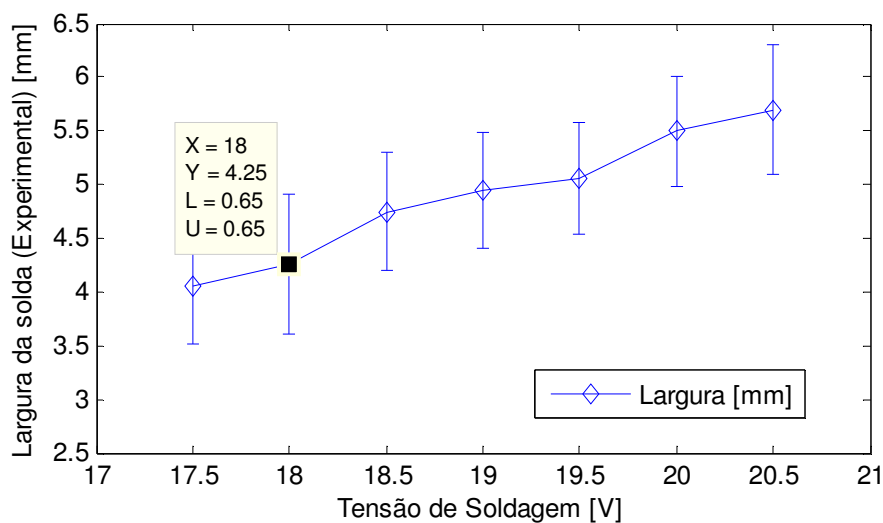
**Tabela 5.4: Parâmetros de soldagem utilizados no modelo de oscilação da poça**

Ângulo de ataque ( $\alpha$ )	Aceleração da gravidade ( $g$ )	Densidade do eletrodo ( $\rho_e$ )	Modulo de tensão superficial ( $\gamma$ )
15°	9.8 $m/s^2$	7569 $kg/m^3$	1.2 $N/m$

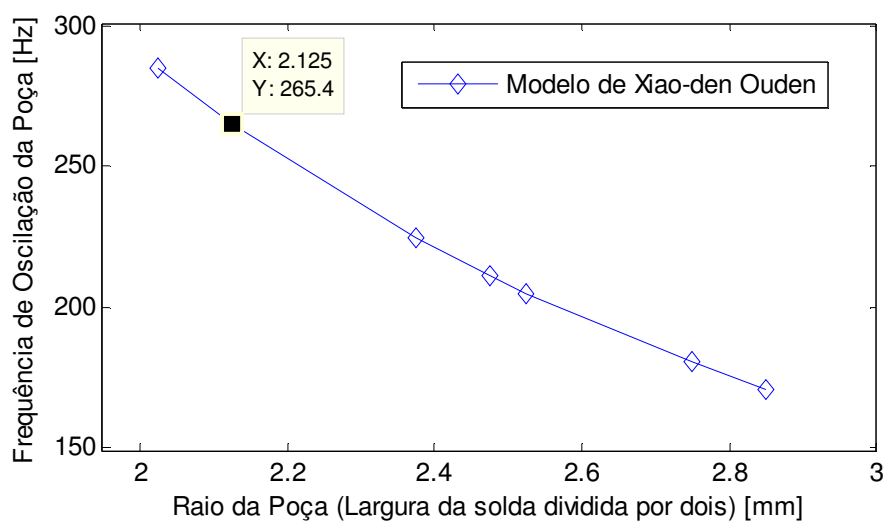
### 5.2.1.3 Parâmetros $R_p$ , $k$ e $d$

Os parâmetros  $R_p$ ,  $k$  e  $d$  foram obtidos experimentalmente e com auxílio do modelo de Xiao-den Ouden [127] (Eq. 5.27). A figura 5.30 (a) mostra o resultado das medições da largura (com auxílio do escâner tridimensional) para um conjunto de experimentos de soldas em posição plana com parâmetros de soldagem próximos do ponto ótimo identificado no subcapítulo anterior (velocidade de alimentação de arame igual a 6.0 m/min, velocidade de soldagem 14 mm/s, fluxo de gás 13 l/min, DBCP 12 mm) variando a tensão de soldagem

desde 17.5 V até 20.5 V com degraus de 0.5 V. A figura 5.30 (b) mostra a variação de frequência da oscilação da poça para os valores da largura dos cordões de solda obtidos experimentalmente. Note-se que para o ponto ótimo de parâmetros de soldagem (Tensão de soldagem: 18V), a largura da solda é  $4.25 \pm 0.65 \text{ mm}$ , e seguindo a suposição que o formato da cratera da poça é circular, para o radio da poça  $R_p = \frac{4.25\text{mm}}{2} = 2.125 \text{ mm}$ , a frequência de oscilação da poça  $f_{op}$  é de  $265.4 \text{ Hz}$ , resultado da aplicação mo modelo Xiao-den Ouden [127]. Este resultado pode não ser exato, já que para a sua real afirmação precisar-se-ia de um monitoramento visual, porém este valor de frequência se assumirá como válido a fim de simular as oscilações da poça baseado em modelos.



(a)



(b)

Figura 5.30: Diagrama de corpo livre para as oscilações tangenciais

Considerando a natureza oscilatória das forças de rigidez  $F_k$  e amortecimento  $F_d$ , após aplicar a transformada de *Laplace* nas equações 5.35 e 5.36 a fim de expressar estes modelos como funções de transferência, note-se que as saídas de estes sistemas representam à oscilação radial (Eq. 5.37) e à oscilação tangencial (Eq. 5.38), (onde a entrada é a diferença entre as forças de aplicação  $F_a$ , força gravitacional e  $F_{gp}$  e a tensão superficial  $F_{\gamma p}$ ).

$$\begin{aligned}\ddot{R} &= \frac{F_a}{m_p} \cos(\alpha) + g \cos(\phi) - \frac{k}{m_p} R - \frac{d}{m_p} \dot{R} - \frac{2\pi R_p}{m_p} \gamma \\ \mathcal{L}\{\ddot{R}\} &= \mathcal{L}\left\{ \frac{F_a}{m_p} \cos(\alpha) + g \cos(\phi) - \frac{k}{m_p} R - \frac{d}{m_p} \dot{R} - F_{\gamma p} \right\} \\ s^2 R(s) &= \frac{F_a(s)}{m_p} \cos(\alpha) + g \cos(\phi) - \frac{k}{m_p} R(s) - \frac{d}{m_p} s R(s) - \frac{F_{\gamma p}(s)}{m_p} \\ R(s) \left( s^2 + \frac{d}{m_p} s + \frac{k}{m_p} \right) &= \frac{F_a(s)}{m_p} \cos(\alpha) + g \cos(\phi) - \frac{F_{\gamma p}(s)}{m_p} \\ \frac{R(s)}{\left( \frac{F_a(s)}{m_p} \cos(\alpha) + g \cos(\phi) - \frac{F_{\gamma p}(s)}{m_p} \right)} &= \frac{1}{\left( s^2 + \frac{d}{m_p} s + \frac{k}{m_p} \right)} \\ \frac{R(s)k}{\left( F_a(s) \cos(\alpha) + m_p g \cos(\phi) - F_{\gamma p}(s) \right)} &= \frac{\frac{k}{m_p}}{\left( s^2 + \frac{d}{m_p} s + \frac{k}{m_p} \right)}\end{aligned}\tag{5.37}$$

$$\begin{aligned}\ddot{T} &= \frac{F_a}{m_p} \operatorname{sen}(\alpha) - g \operatorname{sen}(\phi) - \frac{k}{m_p} T - \frac{d}{m_p} \dot{T} - \frac{2\pi R_p}{m_p} \gamma \\ \frac{T(s)k}{\left( F_a(s) \operatorname{sen}(\alpha) - m_p g \operatorname{sen}(\phi) - F_{\gamma p}(s) \right)} &= \frac{\frac{k}{m_p}}{\left( s^2 + \frac{d}{m_p} s + \frac{k}{m_p} \right)}\end{aligned}\tag{5.38}$$

Cave resaltar que ambas as equações (Eq. 5.37 e 5.38) representam sistemas de segunda ordem (devido a que o modelo das oscilações é representado através do modelo massa-mola-amortecedor) onde a frequência natural do sistema  $\omega_n$  (em Rad/s) e o fator de

amortecimento  $\xi$  do sistema ficam expressos pela equação 5.39. Desconsiderando as não linearidades da oscilação da poça, assume-se que a frequência natural do sistema  $\omega_n$  corresponde à frequência de oscilação da poça  $f_{op}$ ,  $\omega_n = 2\pi f_{op}$ , (Eq. 5.39). Sobre esta hipótese foi possível estabelecer os valores das constantes de rigidez  $k$  e amortecimento  $d$  em função da massa da poça  $m_p$ . Para a simulação do modelo considera-se que estas constantes ( $k$  e  $d$ ) são iguais tanto para as oscilações radiais como para as oscilações tangenciais.

$$\frac{\frac{k}{m_p}}{\left(s^2 + \frac{d}{m_p}s + \frac{k}{m_p}\right)} = \frac{\omega_n^2}{(s^2 + 2\xi\omega_n s + \omega_n^2)}$$

$$\omega_n^2 = \frac{k}{m_p}$$

$$k = m_p\omega_n^2$$

$$k = m_p(2\pi f_{op})^2$$

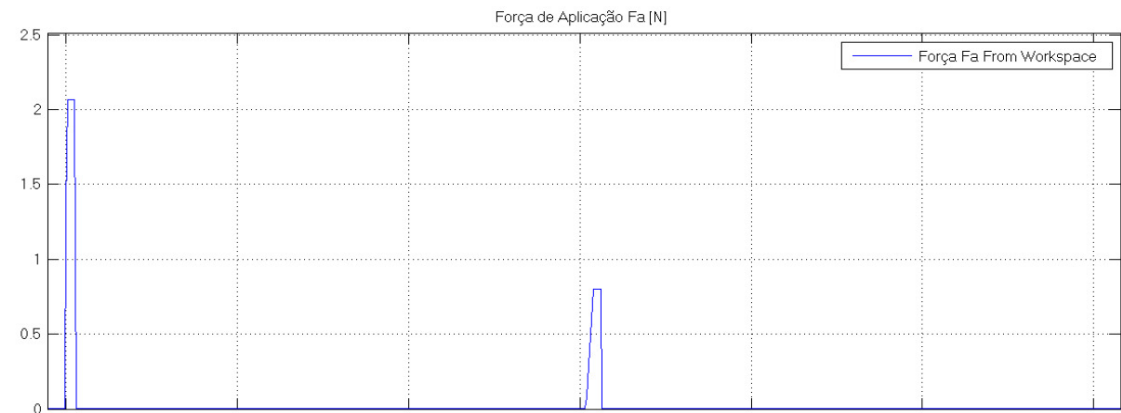
$$\xi = \frac{d}{2m_p\omega_n}$$

$$d = 2\xi\omega_n m_p$$

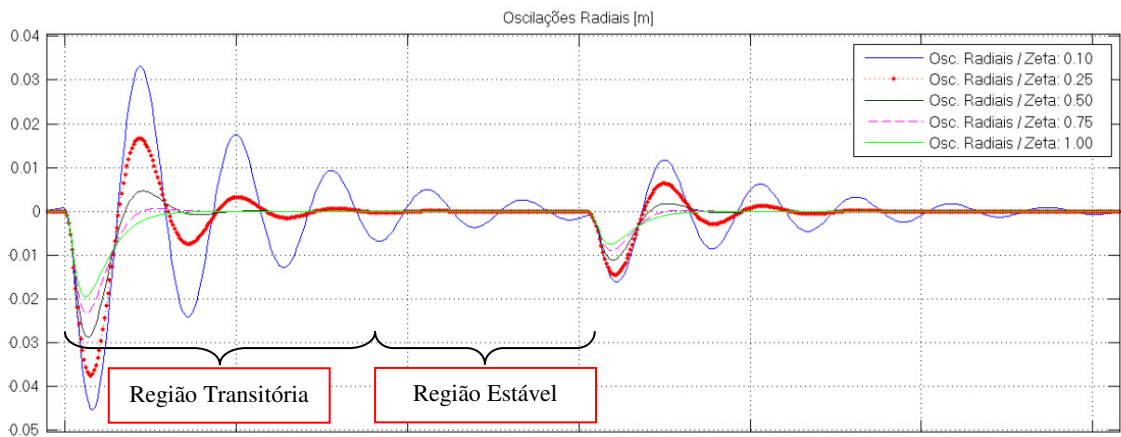
$$d = 2\xi(2\pi f_{op})m_p \quad (5.39)$$

Note-se que o parâmetro  $d$ , além de depender da frequência de oscilação  $f_{op}$  e a massa da poça  $m_p$ , depende do fator de amortecimento  $\xi$ . Este parâmetro adimensional determina se o modelo de segunda ordem se comporta como um sistema criticamente amortecido ( $\xi = 1$ ), sub-amortecido ( $0 < \xi < 1$ ) ou sobre-amortecido ( $\xi > 1$ ). A figura 5.31 representa os oscilogramas da força de aplicação  $F_a$  (a) (resultante do modelo de transferência de massa para o ponto ótimo), as oscilações radiais da poça simuladas para cada valor de  $\xi$  (b) e as oscilações tangenciais da poça simuladas para cada valor de  $\xi$  (c). Note-se que a taxa de decaimento de amplitude das oscilações fica governado por  $\xi$ , pelo que apenas como referência de futuras simulações considerara-se um fator de amortecimento  $\xi = 0.25$ . Escolheu-se este valor de  $\xi$  devido a que os transitórios de ambas as oscilações (região transitória) se cancelam rapidamente e ainda estas oscilações alcançam a região estável antes de se produzir o próximo impulso da força de aplicação  $F_a$  (curto-circuito). O fato das

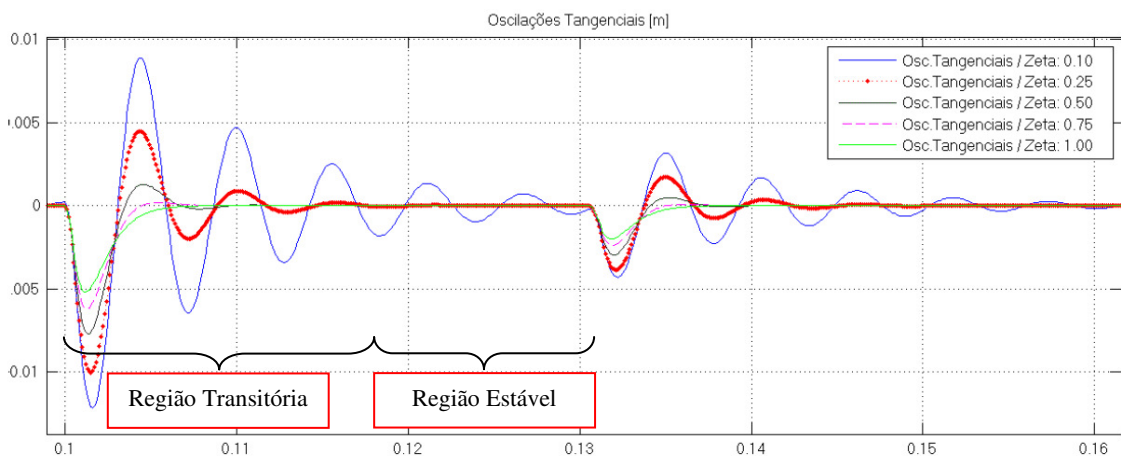
oscilações alcançarem a estacionariedade pode ser interpretado como a solidificação da poça e, portanto estimar o valor final médio das oscilações radiais permitir-nos-ia observar o escoamento da poça tanto na direção radial como tangencial.



(a)



(b)



(c)

**Figura 5.31: Influencia do fator de amortecimento  $\xi$ , (a) Força de aplicação (entrada)  $F_a$ , (b) Oscilações Radiais (saída), (c) Oscilações Tangenciais (saída).**

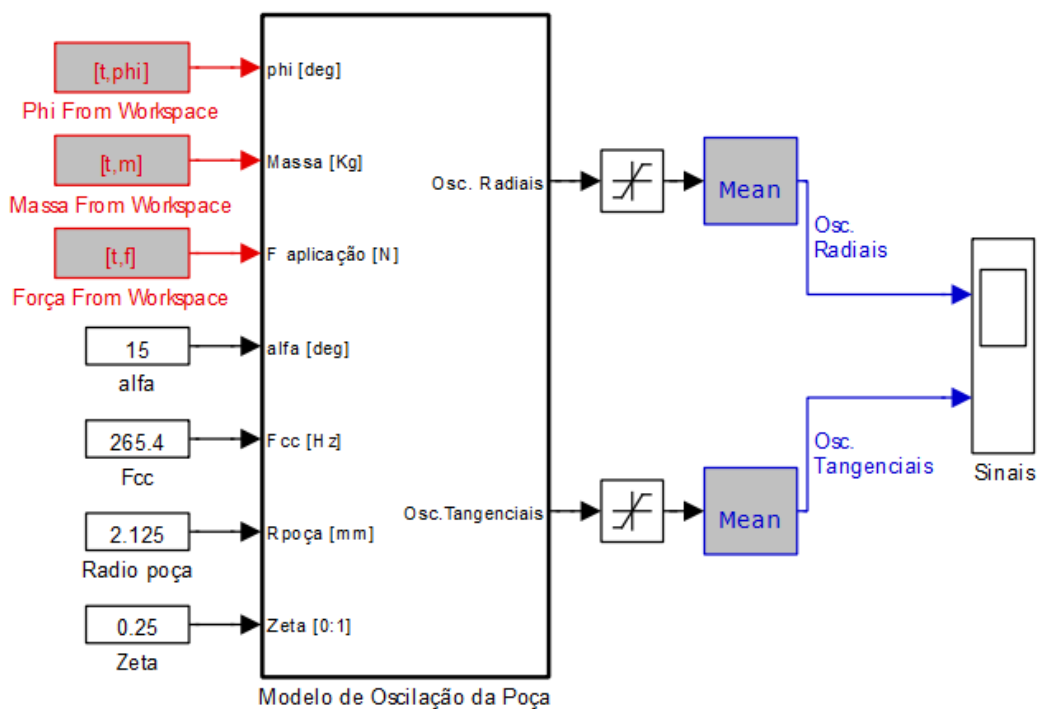


A tabela 5.5 mostra um resumo dos valores dos parâmetros utilizados no modelo de oscilações radiais e tangenciais da poça.

**Tabela 5.5: Parâmetros do modelo de oscilação da poça**

Parâmetro	Símbolo	Valor	Método de Obtenção
Velocidade de Soldagem	$V_s$	14 mm/s	Experimental
Raio do tubo	$R_t$	63.8 mm	Experimental
Posição de soldagem	$\phi$	[0° – 360°]	Experimental
Ângulo de ataque	$\alpha$	15°	Experimental
Frequência de oscilação da poça	$F_{op}$	265.4 Hz	Modelo de <i>Xiao-den Ouden</i> (Eq. 5.28)
Massa do metal transferido médio	$m_p$	$2.5 \times 10^{-5}$ Kg	Modelo Transferência (Eq. 5.13, 5.26)
Força de aplicação média	$F_a$	0.8 N	Modelo de Transferência (Eq. 5.21)
Raio da poça	$R_p$	2.125 mm	Experimental
Fator de Amortecimento	$\xi$	0.25	Modelo Transferência (Eq. 5.13, 5.26)
Constante de Rigidez média	$k$	72.08 N/m	Modelo Transferência (Eq. 5.13, 5.26)
Constante de Amortecimento média	$d$	0.021 Ns/m	Modelo Transferência (Eq. 5.13, 5.26)

O modelo de oscilações da poça foi implementado no ambiente *Simulink*, na figura 5.32 mostra-se o diagrama de blocos do modelo, apontando tanto os parâmetros de entrada assim como os de saída.



**Figura 5.32: Diagrama de blocos do modelo de oscilações da poça**

Note-se neste diagrama de blocos que tanto a posição de soldagem  $\phi$ , a massa da poça  $m_p$  como a força de aplicação  $F_a$  são dados que provem de arquivos gerados pelo modelo de transferência de massa. O modelo de oscilações da poça entrega a estimativa da dinâmica das oscilações da poça e principalmente o valor final médio da oscilação da poça (que representa o escoamento da poça originando a deformação do cordão de solda) em cada posição  $\phi$ .

Os valores finais médios da oscilação radial e tangencial estão dominados pelas componentes da força gravitacional  $F_{gR} = m_p g \cos(\phi)$  e  $F_{gT} = m_p g \sin(\phi)$  (Eq. 5.37 e Eq. 5.38). A figura 5.33 mostra a evolução da direção da força de aplicação  $F_a$  segundo varia  $\phi$  e a sua influencia na origem das oscilações radiais e tangenciais considerando um ângulo de ataque  $\alpha$  e o efeito da gravitação  $g$ . Assuma-se que a simulação das oscilações inicia-se quando  $\phi = 0^\circ$  (00 H) e avance progressivamente em sentido horário ate  $\phi = 360^\circ$  (12 H). Note-se que a componente radial da força de aplicação  $F_{aR}$  apontará à poça para todos os valores de  $\phi$  e que o efeito gravitacional sobre esta componente será maior quando  $\phi = 180^\circ$  o que potencialmente facilitaria o escoamento da poça. Porém, na pratica o grau de escoamento está relacionado ao grau de viscosidade e o tempo de solidificação da poça.

O sentido da componente tangencial da força de aplicação  $F_{aT}$  varia segundo a posição de soldagem  $\phi$  podendo se opor ao efeito gravitacional quando  $0^\circ < \phi < 180^\circ$  (passe vertical descendente) o que potencialmente reduziria o nível de escoamento da poça. Porém, para o passe vertical ascendente ( $180^\circ < \phi < 360^\circ$ ) note-se (Fig. 5.33) que a componente tangencial  $F_{aT}$  aponta no mesmo sentido que a força de natureza gravitacional sobre a poça, o que potencialmente ainda mais o risco de se produzir o escoamento da poça. Note-se também que a componente tangencial  $F_{aT}$  aparece apenas quando  $\alpha \neq 0^\circ$ .

As simulações das oscilações da poça foram realizadas considerando a variação do ângulo de ataque  $\alpha$  desde  $0^\circ$  até  $15^\circ$  com intervalos de passo de  $5^\circ$  para o intervalo de posição  $\phi$  [ $0^\circ - 360^\circ$ ]. Pode-se notar nestes oscilogramas (Fig. 5.34) que valor final médio das oscilações radiais é mais pronunciado quando a posição de soldagem  $\phi$  alcança  $180^\circ$ ; embora a mudança do ângulo de ataque não é possível apreciar variações no valor final da oscilação radial. Ao mesmo tempo nota-se que o valor final médio das oscilações tangenciais é pronunciado quando  $\phi \approx 90^\circ$  (região onde o efeito gravitacional sobre a poça é máximo ( $\sin(90^\circ) = 1$ ) e se opõe à componente tangencial  $F_{aT}$ ). Quando  $\phi \approx 270^\circ$  o valor final médio das oscilações tangenciais é mínimo devido a que efeito gravitacional sobre a poça

( $\text{sen}(270^\circ) = -1$ ) também é máximo, porém ela aponta no mesmo sentido que a componente tangencial  $F_{aT}$  potencialmente facilitando o escoamento da poça.

Conforme visto no estado da arte do presente trabalho, foi reportado que tecnicamente é inapropriado fazer passes verticais ascendentes de solda [110]; a análise apresentada neste subcapítulo visa apenas lançar a hipótese do porque se produzem escoamentos no passe vertical ascendente em processos de soldagem com aporte de material. No próximo subcapítulo apresenta-se uma proposta de regulação de parâmetros de soldagem a fim de reduzir as amplitudes do valor final médio das oscilações tanto radial como tangencial.

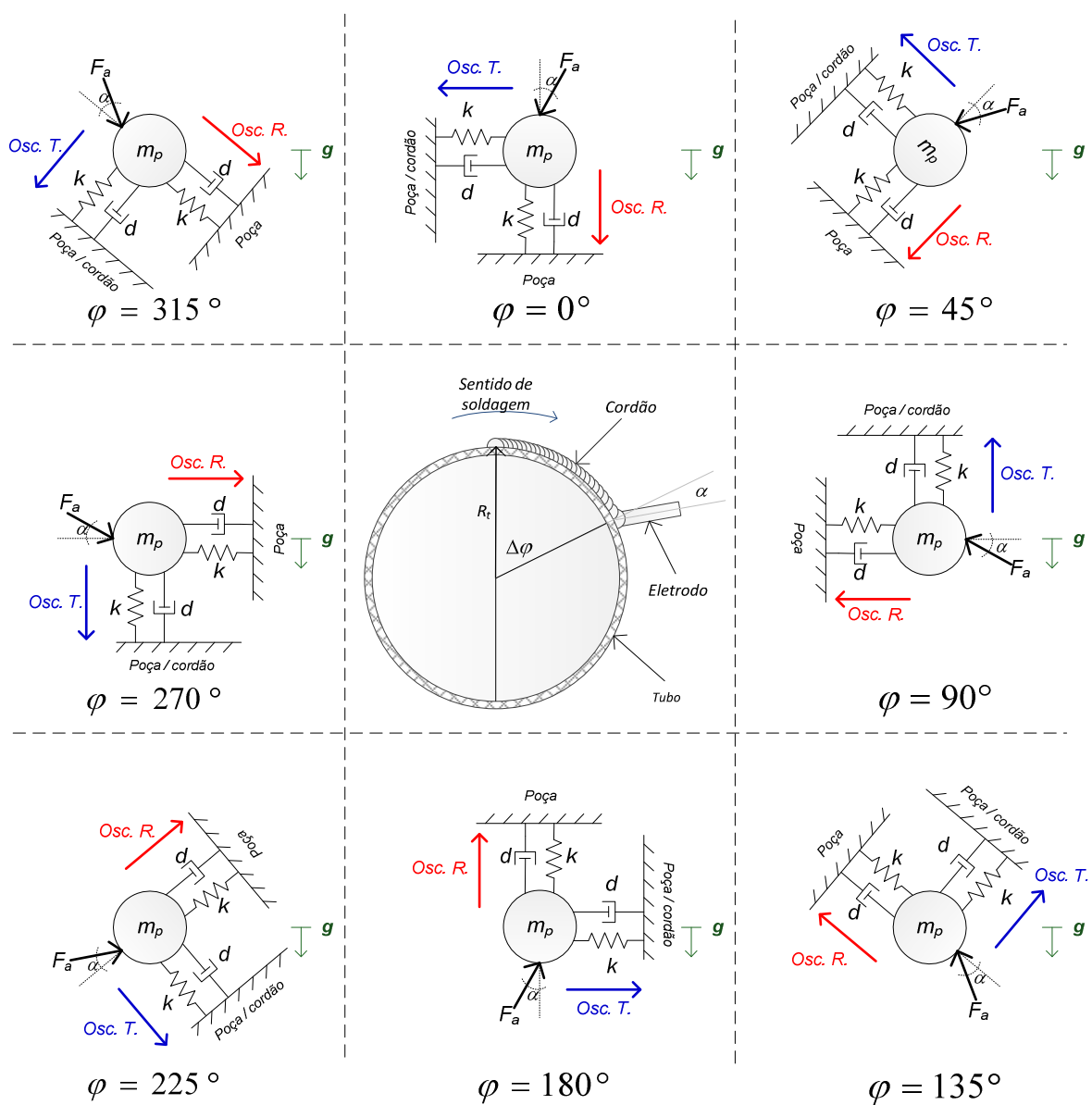
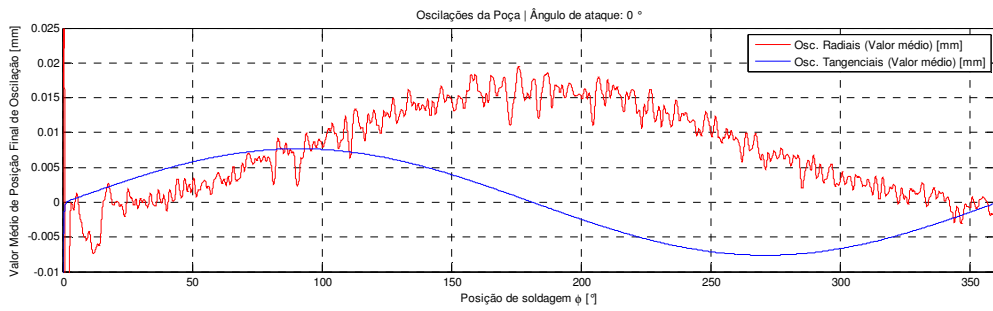
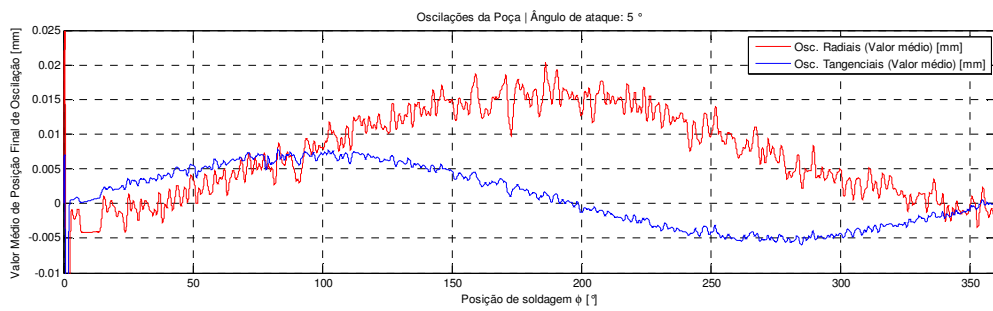


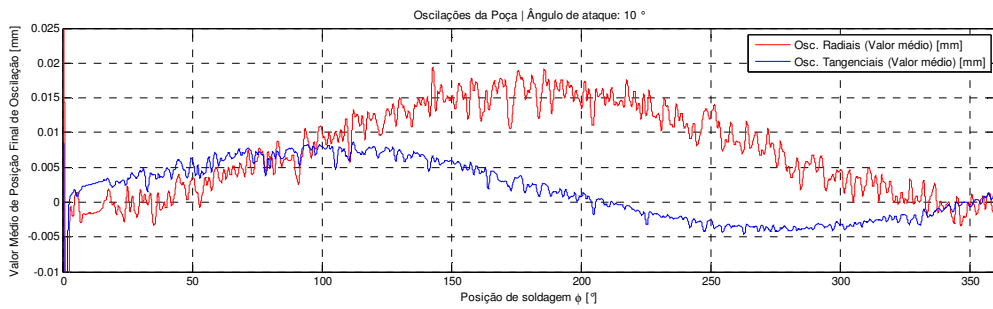
Figura 5.33: Evolução das componentes da força de aplicação  $F_a$  (radiais e tangenciais) segundo  $\varphi$



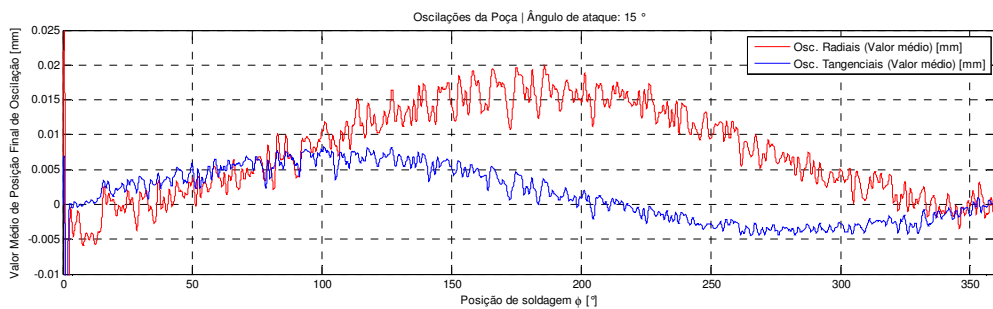
(a)



(b)



(c)



(d)

**Figura 5.34: Oscilações radiais e tangenciais para diversos ângulos de ataque, (a) 0°, (b) 5°, (c) 10°, (d) 15°, (simulação)**

### 5.3 MODELAGEM DA REGRA DE REGULAÇÃO DE PARÂMETROS DO PROCESSO GMAW-S EM SOLDAGEM ORBITAL

No presente subcapítulo é abordada a modelagem da regra de regulação contínua dos parâmetros de soldagem (entrada) segundo a posição de soldagem  $\varphi$  visando manter uniforme o valor médio das oscilações da poça ao longo do percurso de soldagem. Através de simulações mostra-se a potencialidade do modelo de regulação de parâmetros de soldagem proposta para manter a uniformidade do valor médio das oscilações. No próximo capítulo serão discutidos os resultados experimentais em contraste com os resultados computacionais obtidos através dos modelos propostos.

Para garantir a uniformidade geométrica da solda em posição plana é frequente considerar a uniformidade do aporte térmico e da taxa de deposição. Porém, a uniformidade destes dois critérios para o balanço de parâmetros de soldagem sem considerar a uniformidade das forças sobre a gota a se transferir e a resistência do arco, ainda é inadequado para o balanço de parâmetros de soldagem. Portanto consideraram-se quatro critérios de uniformidade para o balanço de parâmetros  $P_{ref}$  de soldagem a fim de reduzir os efeitos gravitacionais da transferência de massa em função de  $\varphi$ . Estes critérios são:

- a. Uniformidade das forças sobre a massa transferida.
- b. Uniformidade da resistência do circuito de soldagem.
- c. Uniformidade do aporte térmico (calor de entrada).
- d. Uniformidade da taxa de deposição.

A partir do balanço das forças sobre a massa da gota se obtém a corrente de referência  $I_{ref}$  considerando um valor de corrente inicial  $I_0$ . Do critério de uniformidade da resistência do arco se obtém a tensão de soldagem de referência  $V_{ref}$  considerando um valor de tensão inicial  $V_0$ . A partir do critério de uniformidade do aporte térmico e da taxa de deposição obteve-se a velocidade de soldagem de referência  $V_{s_{ref}}$  e a velocidade de alimentação de arame de referência  $V_{aa_{ref}}$  considerando os valores iniciais  $V_{s_0}$  e  $V_{aa_0}$  respectivamente. A seguir serão explicitadas a aplicação e o equacionamento de cada critério.

### 5.3.1 Critério de uniformidade das forças sobre a massa transferida

Assumindo que a transferência de massa no processo GMAW-S acontece apenas durante a fase de curto-circuito, considera-se que a força média de aplicação sobre a poça  $\hat{F}_a$ , resultante do balanço da força produzida pelo efeito *Pinch* e a lei de *Laplace* aplicado à transferência de massa (Eq. 5.21), deve ser constante ao longo do percurso da soldagem  $\varphi$  (Eq. 5.40). O detalhe do balanço de estas forças é mostrado na equação 5.41, onde  $\hat{I}$  representa a corrente média de soldagem durante o curto-circuito,  $\hat{R}_1$  e  $\hat{R}_2$  os raios médios que descrevem a transferência de massa,  $r_e$  o raio do eletrodo e  $\hat{m}_p$  a massa média transferida.

$$\hat{F}_{a\varphi 1} = \hat{F}_{a\varphi n}, \quad \forall \varphi \quad (5.40)$$

$$\hat{F}_a = \left( \frac{\mu_0 \hat{I}^2}{8\pi^2 \hat{R}_1^2} + \gamma \left( \frac{1}{\hat{R}_1} + \frac{1}{\hat{R}_2} \right) \right) \pi r_e^2 + \hat{m}_p \cdot g \cdot \cos(\varphi) \quad (5.41)$$

Considerando que  $\hat{F}_a$  na posição de soldagem inicial ( $\varphi = 0^\circ$ ) deve ser mantida constante, para as demais posições, estabelece-se a relação de igualdade expressa na equação 5.42. Da simplificação desta relação de igualdade (Eq. 5.43) obteve-se que o balanço das forças pode ser regulado apenas pelo ajuste contínuo da corrente de soldagem em função da posição  $\varphi$  (Eq. 5.44). Vale alertar ao leitor que no balanço de estas equações desconsideram-se os efeitos da mudança de posição  $\varphi$  sobre a tensão superficial a fim de simplificar o modelo.

$$\left( \frac{\mu_0 I_o^2}{8\pi^2 \hat{R}_1^2} + \gamma \left( \frac{1}{\hat{R}_1} + \frac{1}{\hat{R}_2} \right) \right) \pi r_e^2 + \hat{m}_p \cdot g \cdot \cos(0^\circ) = \left( \frac{\mu_0 I^2}{8\pi^2 \hat{R}_1^2} + \gamma \left( \frac{1}{\hat{R}_1} + \frac{1}{\hat{R}_2} \right) \right) \pi r_e^2 + \hat{m}_p \cdot g \cdot \cos(\varphi) \quad (5.42)$$

$$\frac{\mu_0 I_o^2}{8\pi \hat{R}_1^2} r_e^2 + \hat{m}_p \cdot g = \frac{\mu_0 I_{ref}^2}{8\pi \hat{R}_1^2} r_e^2 + \hat{m}_p \cdot g \cdot \cos(\varphi) \quad (5.43)$$

Note-se agora que a regra de regulação da corrente de soldagem (Eq. 5.44) agora depende dum valor inicial da corrente de soldagem  $I_o$  quando  $\varphi = 0^\circ$ . Este valor de  $I_o$  será eleito adequadamente durante as simulações.

$$I_{ref} = \sqrt{\left( I_o^2 + \frac{8\pi\hat{R}_1^2}{\mu_0 r_e^2} \hat{m}_g g (1 - \cos(\varphi)) \right)} \quad (5.44)$$

### 5.3.2 Critério de uniformidade da resistência do circuito de soldagem $R_w$

Para o ajuste da tensão de soldagem de referência considera-se a uniformidade da resistência do circuito  $R_w$  ( $R_a + R_s$ ) para toda posição de soldagem (Eq. 5.45). Portanto a partir da substituição da equação 5.44 na 5.45, obtém-se que a tensão de referência segundo a posição de soldagem fica expressa pela equação 5.46. Note-se que esta regra de regulação da tensão de referência precisa também de um valor inicial de tensão  $V_o$ , este valor será eleito adequadamente durante as simulações.

$$R_a = \frac{V_o}{I_o} = \frac{V_{ref}}{I_{ref}}, \quad \forall \varphi \quad (5.45)$$

$$V_{ref} = \frac{V_o}{I_o} \sqrt{\left( I_o^2 + \frac{8\pi\hat{R}_1^2}{\mu_0 r_e^2} \hat{m}_g g (1 - \cos(\varphi)) \right)} \quad (5.46)$$

### 5.3.3 Critério de uniformidade do aporte térmico $H$

A regulação da velocidade de soldagem de referência  $V_{S_{ref}}$  foi estabelecida a partir da consideração da uniformidade do aporte térmico diante a variação de posição de soldagem  $\varphi$  (Eq. 5.47). A partir de esta relação obtém-se que a velocidade de soldagem de referência  $V_{S_{ref}}$  pode ser expressa conforme mostrado nas equações 5.48. Note-se que esta regra de variação precisa de um valor inicial de velocidade de soldagem  $V_{S_o}$  que será assumido adequadamente durante as simulações.

$$H = \frac{\eta_H V_o I_o}{V_{S_o}} = \frac{\eta_H V_{ref} I_{ref}}{V_{S_{ref}}}, \quad \forall \varphi \quad (5.47)$$

$$V_{S_{ref}} = V_{S_o} \frac{V_{ref} I_{ref}}{V_o I_o} = V_{S_o} \frac{I_{ref}^2}{I_o^2} \quad (5.48)$$

$$V_{S_{ref}} = V_{S_o} \left( 1 + \left( \frac{1}{I_o^2} \right) \frac{8\pi\hat{R}_1^2}{\mu_0 r_e^2} \hat{m}_g g (1 - \cos(\varphi)) \right)$$

### 5.3.4 Critério de uniformidade da taxa de deposição D

A regra de regulação da velocidade de alimentação de arame de referencia  $Vaa_{ref}$  foi obtida a partir da consideração da uniformidade da taxa de deposição  $D$  diante à variação de posição de soldagem  $\varphi$  (Eq. 5.49). Portanto, a velocidade de alimentação de arame de referência  $Vaa_{ref}$  é expressa como se mostra na equação 5.50. Ao igual que na regulação dos parâmetros mostrados anteriormente, o valor inicial da velocidade de alimentação de arame  $Vaa_o$  será escolhido adequadamente durante as simulações.

$$D = \frac{Vaa_o}{Vs_o} = \frac{Vaa_{ref}}{Vs_{ref}}, \quad \forall \varphi \quad (5.49)$$

$$Vs_{ref} = \frac{Vaa_o}{Vs_o} Vs_{ref}, \quad \forall \varphi \quad (5.50)$$

$$Vaa_{ref} = Vaa_o \left( 1 + \left( \frac{1}{I_o^2} \right) \frac{8\pi \hat{R}_1^2}{\mu_0 r_e^2} \hat{m}_g g (1 - \cos(\varphi)) \right)$$

### 5.3.5 Simulação da Regulação de Parâmetros de Soldagem

As relações de que governam a regulação dos parâmetros de soldagem frente à variação de posição de soldagem  $\varphi$  foram implementadas no ambiente de simulação *Simulink* (Fig. 5.35). Como resultado da implementação computacional do regulador de parâmetros de referência, a figura 5.36 mostra o perfil de regulação para cada parâmetro de soldagem segundo a posição de soldagem  $\varphi$  considerando como valores iniciais de corrente  $I_o = 150A$ , tensão  $V_o = 18V$ , velocidade de soldagem  $Vs_o = 14mm/s$  e velocidade de alimentação de arame  $Vaa_o = 5m/min$ . Estes valores correspondem ao conjunto de parâmetros que gera soldas com a maior estabilidade em posição plana e foram obtidos experimentalmente para a validação do modelo de transferência de massa. Assumiram-se estes valores iniciais devido a que quando  $\varphi = 0^\circ$ , o conjunto material base – tocha de soldagem encontra-se em situação semelhante à posição plana.

Os valores de regulação dos parâmetros de soldagem obtidos a partir de este modelo partem dos valores iniciais  $I_o$ ,  $V_o$ ,  $Vs_o$  e  $Vaa_o$  e foram evoluindo em função do termo:  $(1 - \cos(\varphi))$ . Note-se que a amplitude *original* dos oscilogramas mostrados na figura 5.36, sugere varias cada parâmetro de soldagem até um valor máximo de aproximadamente 180 A



de corrente de soldagem, 21.5 V de tensão de soldagem, 8.6 m/min de velocidade de alimentação de arame e 20 mm/s de velocidade de soldagem (valores sugeridos para quando  $\varphi = 180^\circ$ ). Porém, estes valores máximos de parâmetros sugeridos podem resultar inaplicável na pratica devido a que estes valores resultam elevados para a espessura do tubo onde se realizarão os experimentos. Embora estes valores sugeridos resultem elevados para sua aplicação experimental, o termo  $(1 - \cos(\varphi))$  possibilita variar os parâmetros de soldagem continuamente evitando assim mudanças súbitas de parâmetros como as vistas no estado da arte do presente trabalho [113-116].

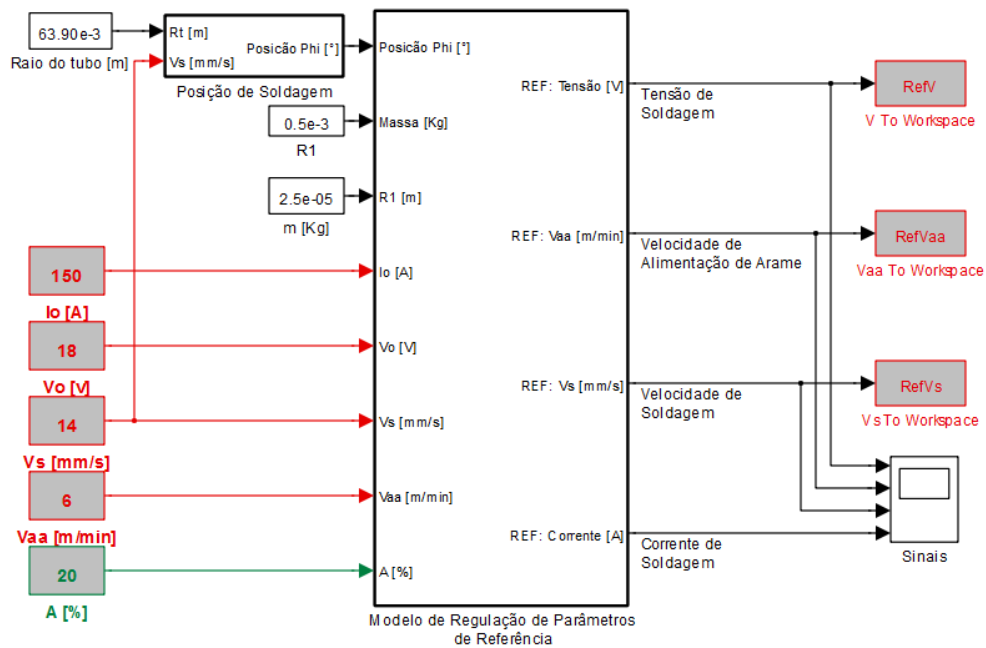


Figura 5.35: Diagrama de blocos do regulador de parâmetros de soldagem de referência

Conforme observado nas relações de regulação de parâmetros de soldagem (Eq. 5.44, 5.46, 5.48 e 5.50) estão interligadas matematicamente; a tensão de soldagem  $V_{ref}$  e a velocidade de soldagem  $V_{sref}$  dependem da corrente de soldagem  $I_{ref}$  e a velocidade de alimentação de arame  $Vaa_{ref}$  depende da tensão de soldagem. Por tanto, a fim de ajustar a amplitude máxima da variação dos parâmetros de soldagem de referência, atenuou-se apenas a amplitude da corrente para valores de 50%, 25%, 10% e 5% e como consequência de esta redução, obteve-se os demais parâmetros de referência conforme mostrado na figura 5.36. No próximo subcapítulo se avaliará o desempenho de estes parâmetros para os diferentes valores de atenuação da amplitude de corrente a fim de reduzir o valor final médio das amplitudes de oscilação da poça o que potencialmente diminuiria o escoamento da poça.

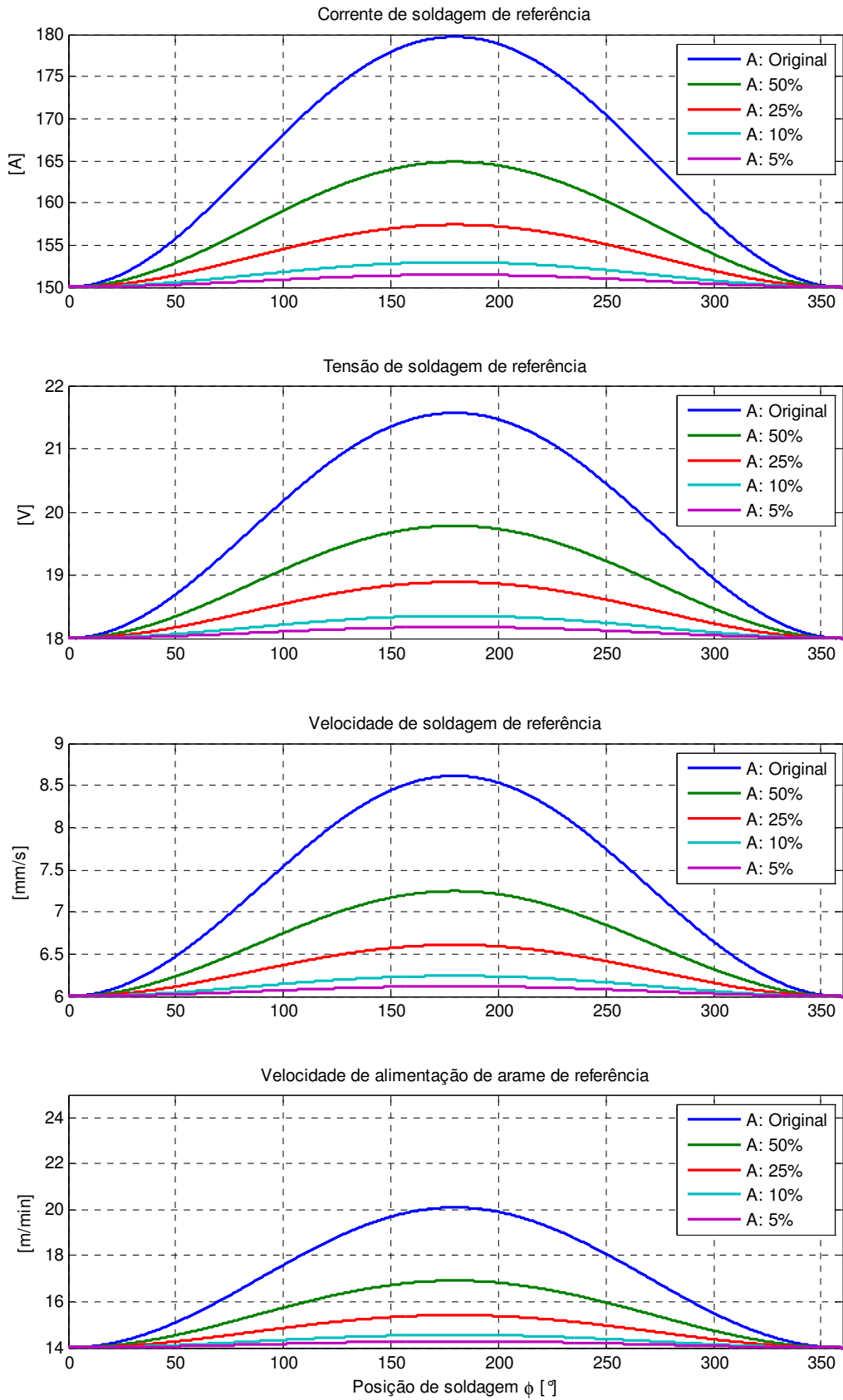


Figura 5.36: Parâmetros referenciais de entrada para soldagem orbital (simulação)

## 5.4 CONTROLE DO VALOR MÉDIO DAS OSCILAÇÕES DA POÇA EM SOLDAGEM ORBITAL

A partir dos modelos desenvolvidos: modelo de transferência de massa (modelo 1), modelo de regulação de parâmetros de soldagem (modelo 2) e modelo de oscilações da poça (modelo 3) realizaram-se simulações a fim de identificar o conjunto de parâmetros de referência que mantenha reduzidos os valores médios finais das oscilações da poça o que representaria ter identificado a regra adequada de variação de parâmetros de referência para o controle da uniformidade dos parâmetros geométricos da solda em soldagem orbital. Notou-se que a simulação conjunta dos três modelos em conjunto consome uma elevada quantidade de tempo, portanto, em primeiro lugar simulou-se a resposta da transferência de massa em conjunto com o modelo de regulação de parâmetros de soldagem (Fig. 5.37).

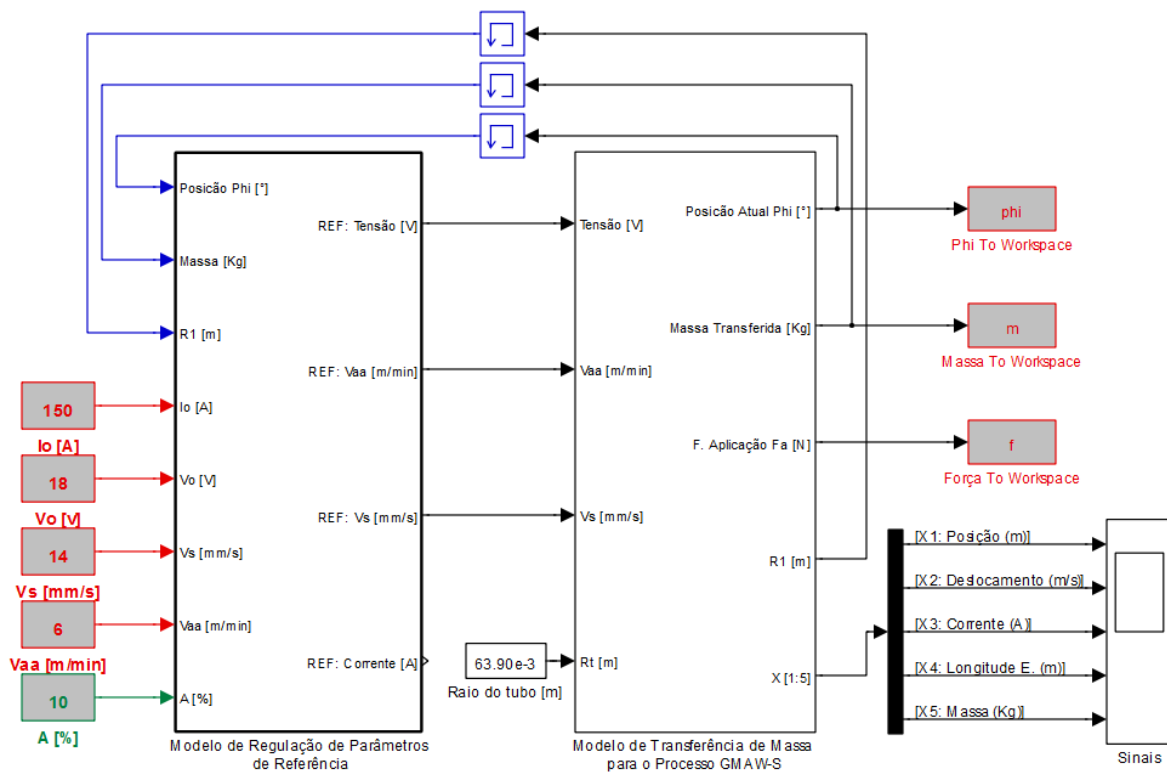


Figura 5.37: Diagrama de blocos do regulador de parâmetros de soldagem interagindo com o modelo de transferência de massa

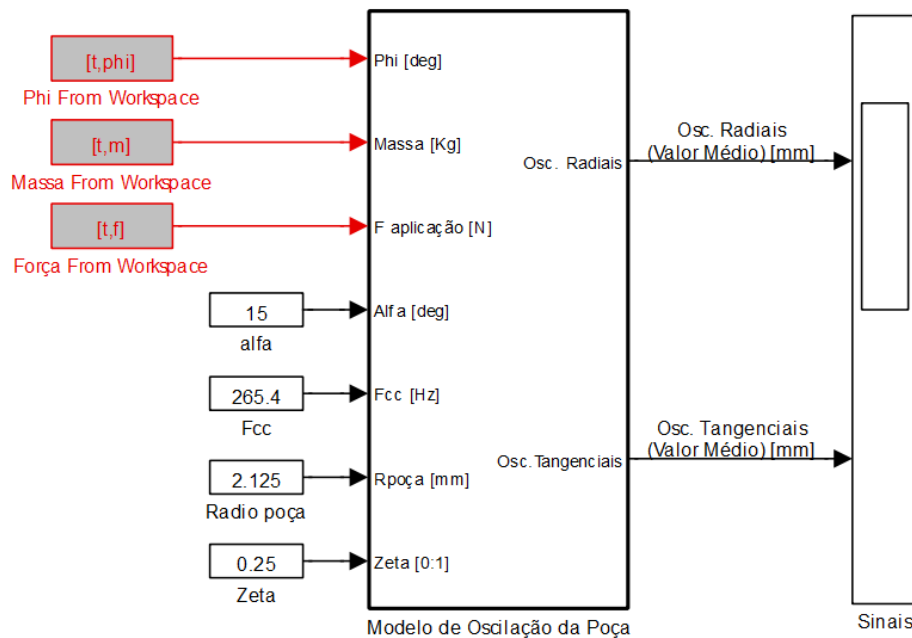
A tabela 5.6 mostra os valores dos parâmetros utilizados para esta bateria de simulações, onde em cada bateria de simulação foi-se decrementando a porcentagem da amplitude original [25%, 22.5%, 20% e 10%] obtida a partir do modelo de regulação de parâmetros.

Como resultado da simulação de ambos os modelos, obteve-se a estimativa da evolução da posição de soldagem  $\varphi$ , a massa transferida até a poça  $m_p$  e força de aplicação  $F_a$ .

**Tabela 5.6: Parâmetros para a simulação dos modelos 1 e 2**

Parâmetro	Símbolo	Valor	Método de Obtenção
Corrente de soldagem inicial	$I_o$	150 A	Experimental
Tensão de soldagem inicial	$V_o$	18 V	Experimental
Velocidade de a. de arame inicial	$Vaa_o$	6 m/min	Experimental
Velocidade de soldagem inicial	$Vs_o$	14 mm/s	Experimental
Variação de posição de soldagem	$\phi$	[0° – 360°]	Experimental
Ângulo de ataque	$\alpha$	15°	Experimental
Raio do tubo	$R_t$	63.8 mm	Experimental
Porcentagem de Amplitude	$A$	[25%, 22.5%, 20%, 10%]	Arbitrário

Com os valores de  $\varphi$ ,  $m_p$ , e  $F_a$ . estimados para cada porcentagem de variação de amplitude, procedeu-se a simular o modelo de oscilações da poça a fim de estimar a resposta do valor final médio das oscilações diante a regulação dos parâmetros de referência (A figura 5.38 mostra o diagrama de blocos do modelo simulado).



**Figura 5.38: Simulação do modelo de oscilação da poça**

Nestas simulações assumiu-se que a frequência de oscilações da poça  $F_{op}$  e a fator de amortecimento  $\xi$  mantiveram-se constantes, ao longo do percurso orbital de soldagem, fato que é discutível, porém, nos permite ter uma relação aproximada do comportamento do valor final médio das oscilações da poça que tem uma estreita relação com o escoamento e a deformação do cordão de solda. As figuras 5.39 e 5.40 mostram o valor final médio das oscilações radiais e tangenciais em função da posição d soldagem respectivamente. Nestas figuras podem-se apreciar o contraste entre o oscilograma do valor final médio da oscilação da poça produzida pela simulação da transferência de massa sem regulação dos parâmetros de soldagem e os oscilogramas produzidos pela simulação da transferência de massa com regulação de parâmetros. Observe-se que nestas figuras se mostram os oscilogramas cujos parâmetros regulados foram atenuados de 25% até 10%.

Quando a atenuação da amplitude dos parâmetros de soldagem sugeridos pelo modelo de regulação foi de 25%, notou-se que a amplitude do valor final média da oscilação radial vê-se reduzida, porém irregular e descontínua (Fig. 5.39).

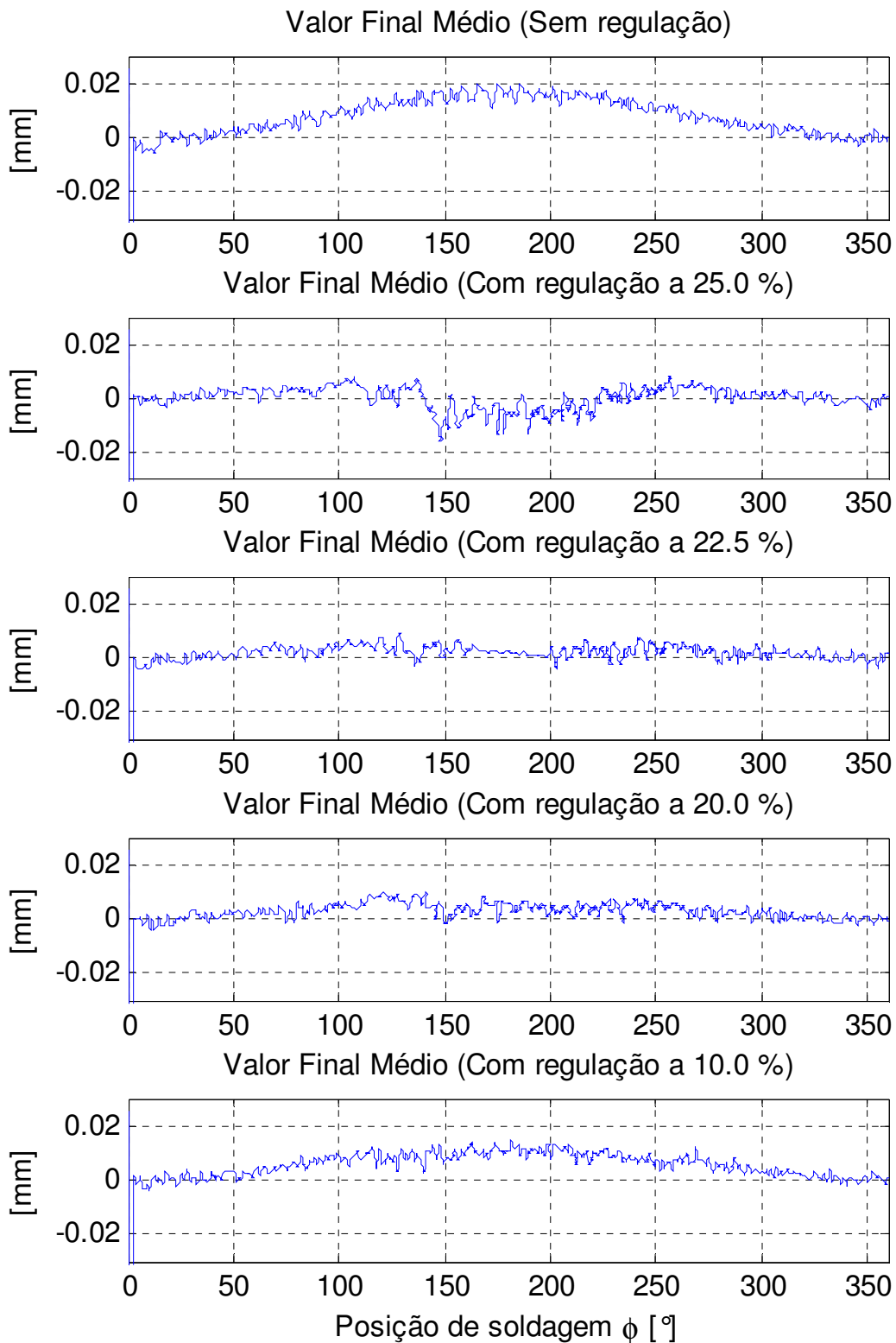


Figura 5.39: Oscilações Radiais da poça considerando a regulação dos parâmetros de entrada

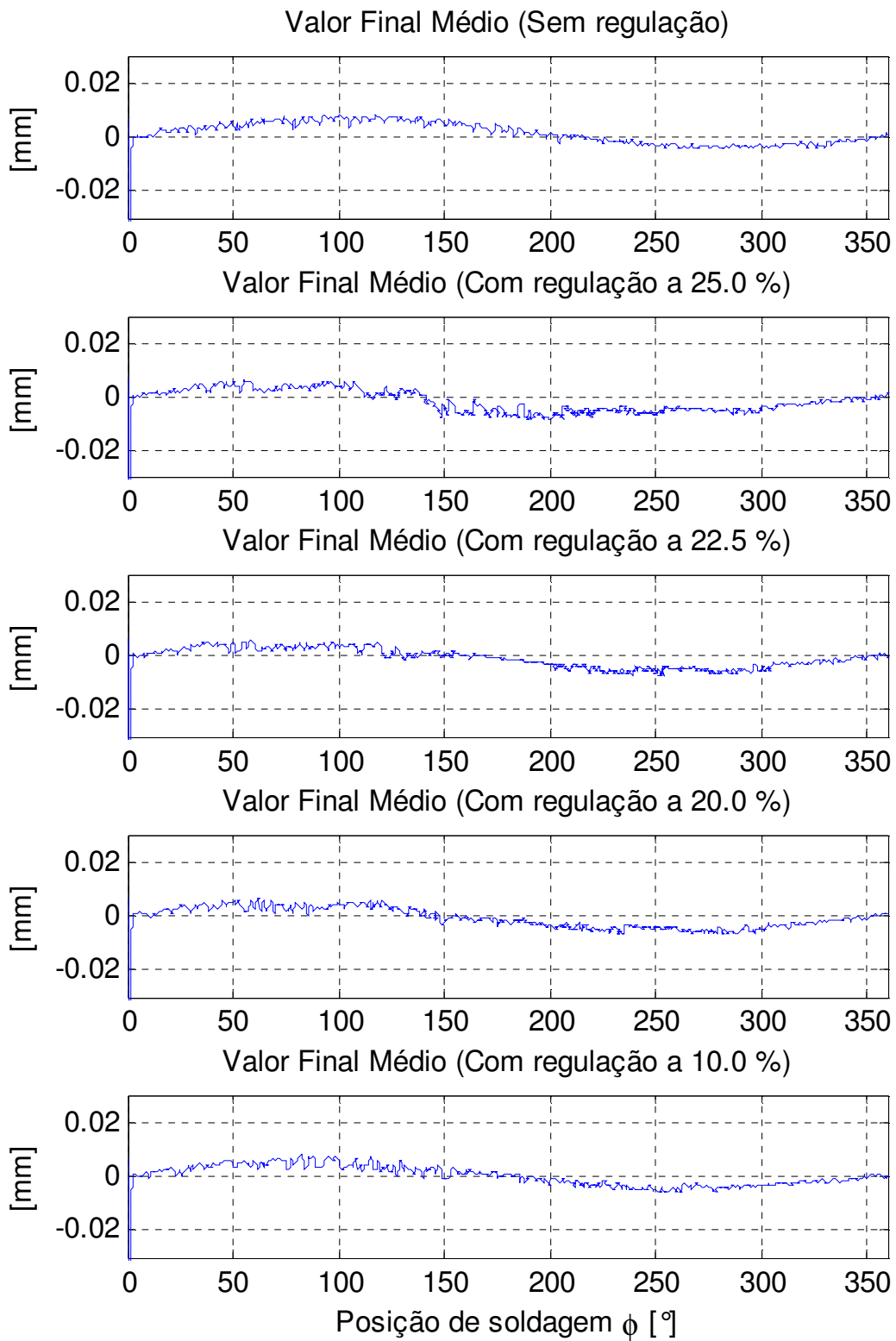


Figura 5.40: Oscilações Tangenciais da poça considerando a regulação dos parâmetros de entrada

## 5.5 EXPERIMENTOS

No presente subcapítulo serão mostrados os resultados experimentais realizados em função dos modelos propostos. Primeiramente serão apresentados os resultados exploratórios de três experimentos sem regulação de parâmetros de soldagem fim de mostrar a evolução da solda para uma variação de posição  $\varphi$ :  $0^\circ - 360^\circ$  (passe contínuo), e  $\varphi$ :  $0^\circ - 180^\circ$ . Depois se apresenta os resultados experimentais de soldagem orbital em regulação de parâmetros para um percorrido de  $\varphi$ :  $0^\circ - 180^\circ$  (vertical descendente) onde se mostra as irregularidades da geometria externa do cordão de solda. Finalmente se mostrará os resultados experimentais com regulação de parâmetros de soldagem destacando a redução das irregularidades da geometria externa do cordão de solda.

### 5.5.1 Experimentos exploratórios

Os experimentos exploratórios iniciais foram realizados com os seguintes parâmetros: ângulo de ataque  $\alpha = 0^\circ$ , tensão de soldagem  $V = 18V$ , velocidade de alimentação de arame  $V_{aa} = 6 \text{ m/min}$ , velocidade de soldagem  $V_s = 14 \text{ mm/s}$ ,  $DBCP = 12 \text{ mm}$  (parâmetros ótimos para a posição plana considerando uma chapa de espessura semelhante à espessura do tubo). O primeiro experimento consistiu na soldagem de um passe contínuo em sentido horário  $S_1$  iniciando na posição 00H e finalizando na posição 12H (Fig. 5.41).

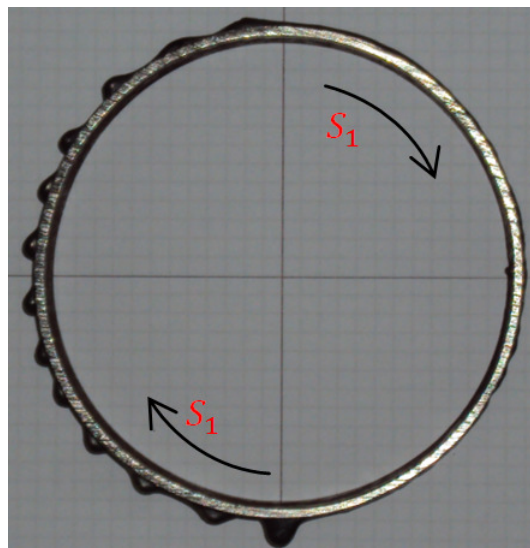
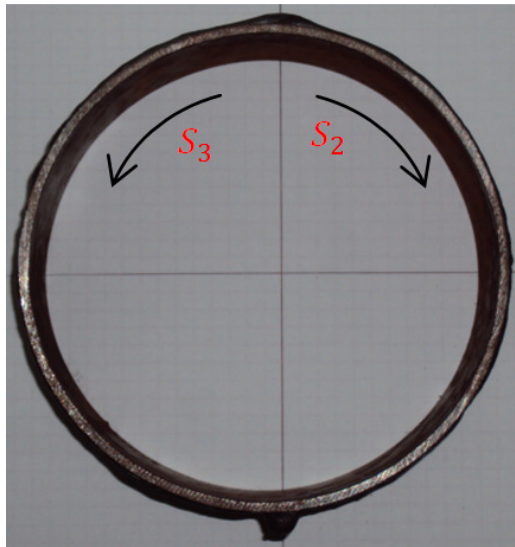


Figura 5.41: Experimento exploratório sem regulação de parâmetros ( $\varphi$ :  $0^\circ - 360^\circ$ )

Na figura 5.41, note-se a diferença marcante no formato do cordão de solda entre os passes de trajetória vertical descendente e a vertical ascendente, embora em ambos os passes os



parâmetros de soldagem tenham sido constantes. O segundo experimento consistiu de um passe de soldagem em sentido horário (vertical descendente) iniciando na posição 00H e finalizando na posição 6H. Contíguo ao segundo passe, realizou-se o terceiro passe em sentido anti-horário (também vertical descendente) iniciando e finalizando respectivamente nas posições 6H e 12H (Fig. 5.42). Note-se que embora menor o efeito gravitacional, a geometria da solda apresenta irregularidades e/ou escoamentos parciais (principalmente a partir da posição das 3H). A mesma irregularidade acontece no terceiro experimento onde as irregularidades são maiores entre as posições 9H e 6H. Os próximos experimentos foram realizados seguindo apenas passes simples de trajetória vertical descendente ( $\varphi: 0^\circ - 180^\circ$ ).



**Figura 5.42:** Experimentos exploratórios sem regulação de parâmetros ( $\varphi: 0^\circ - 180^\circ$ ).

### 5.5.2 Experimentos sem regulação de parâmetros

Considerando os resultados da simulação dos modelos de transferência de massa e oscilação da poça (mostrados na figura 5.34, 5.39 e 5.40) e o conjunto de parâmetros ótimos de soldagem (obtidos experimentalmente para a posição plana), foram realizados dez experimentos de soldagem orbital mantendo os parâmetros de soldagem fixos (tabela 5.7) a fim de verificar a veracidade da resposta dos modelos propostos assim como também para verificar a variação das características da geometria externa do cordão de solda segundo a posição  $\varphi$ . A figura 5.43 mostra a vista do perfil da evolução do reforço do cordão de solda de seis experimentos.

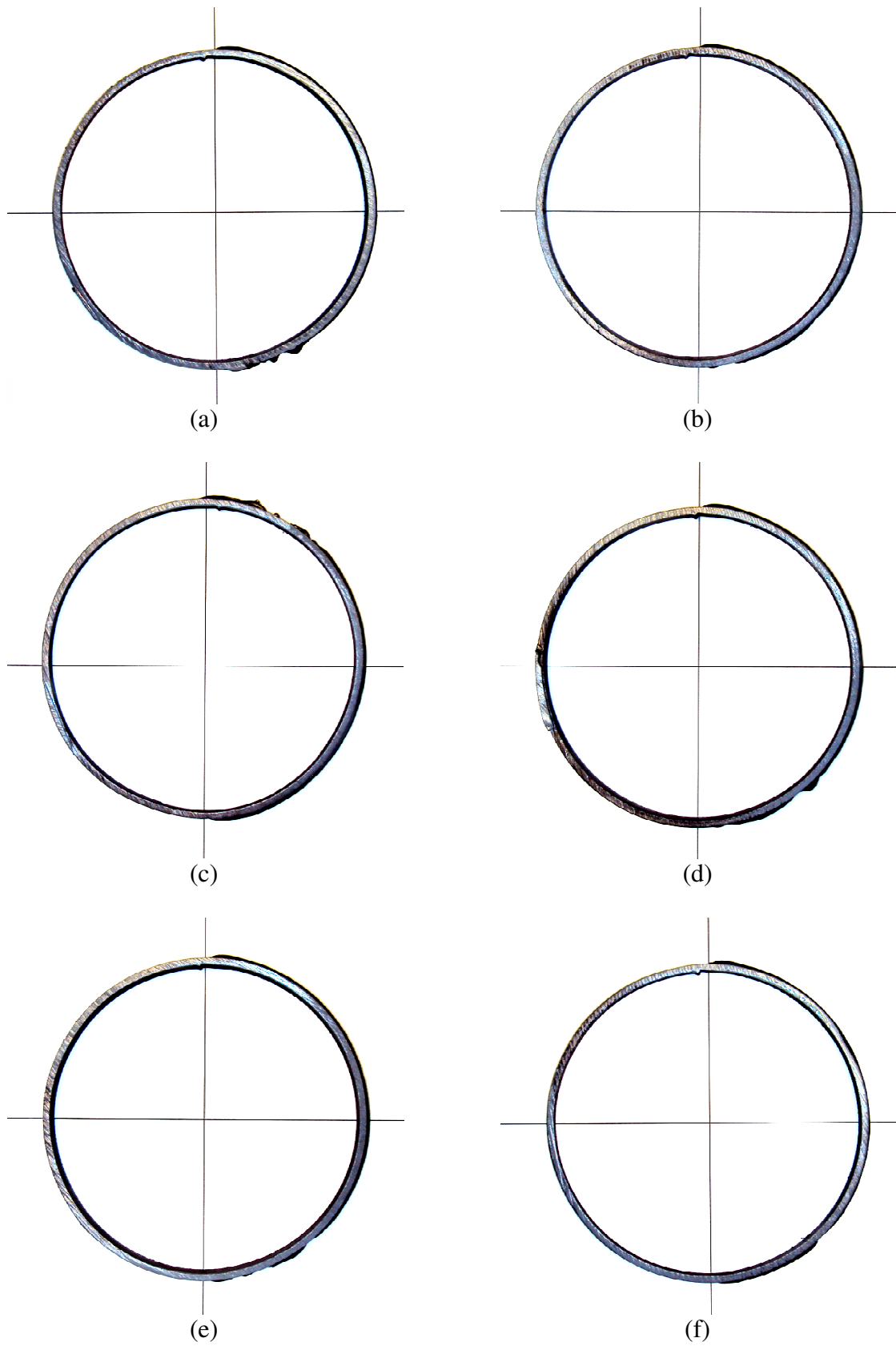


Figura 5.43: Experimentos sem regulação de parâmetros ( $\varphi$ :  $0^\circ - 180^\circ$ ).

### 5.5.3 Experimentos com regulação de parâmetros

Considerando a resposta do modelo de regulação de parâmetros de soldagem, e a resposta dos modelos de transferência de massa e oscilação da poça diante a regulação contínua de parâmetros em função da posição  $\varphi$  (ver Fig. 5.39 e 5.40), realizou-se três grupos de experimentos (cada grupo constituído por dez experimentos) com regulação de parâmetros variando o fator de atenuação de amplitude em  $A = 25\%$ ,  $A = 22.5\%$  e  $A = 20\%$  para cada grupo (Tabela 5.7). A figura 5.44 mostra os oscilogramas dos parâmetros de soldagem regulados utilizados nos experimentos (estes formatos de sinais foram gerados pelo computador e aplicados à fonte de energia através da interface ROB 5000 seguindo conectividade de equipamentos mostrada na figura 4.10). As figuras 5.45, 5.46 e 5.47 mostram o perfil das soldas realizadas para cada grupo respectivamente.

**Tabela 5.7: Parâmetros utilizados nos experimentos**

Parâmetro de soldagem	Sem Regulação	Com Regulação					
	Valor constante	Grupo 1: $A = 25\%$		Grupo 2: $A = 22.5\%$		Grupo 3: $A = 20\%$	
		Min.	Máx.	Min.	Máx.	Min.	Máx.
$V$ [V]	18.000	18.000	18.049	18.000	18.044	18.000	18.039
$V_{aa}$ [m/min]	6.000	6.000	6.033	6.000	6.029	6.000	6.026
$V_s$ [mm/s]	14.000	14.000	14.076	14.000	14.068	14.000	14.060
Ângulo de ataque	15°						
Raio do tubo	63.8 mm						

### 5.5.4 Mensuração dos parâmetros geométricos das soldas realizadas

Com apoio do escâner tridimensional desenvolvido, obtiveram-se as dimensões do reforço, largura e comprimento dos cordões de as soldas depositados nos corpos de prova (tubos), durante os experimentos. As figuras 5.48, 5.49 e 5.50 mostram os valores médios da medição dos parâmetros geométricos do cordão de solda segundo a posição de solda assim como também segundo o fator de atenuação de amplitude dos parâmetros de entrada.

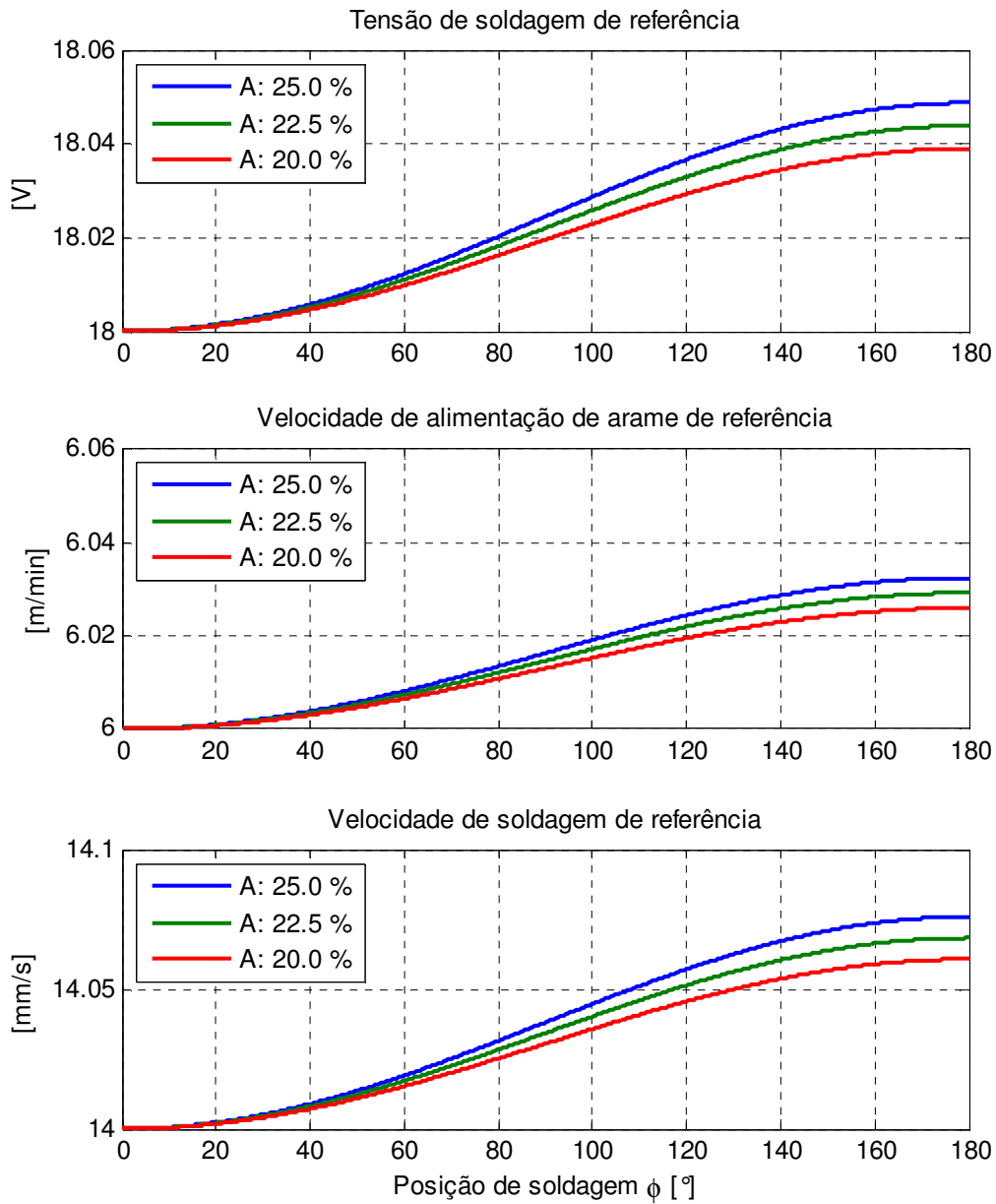


Figura 5.44: Parâmetros referenciais de soldagem com regulação utilizados nos experimentos

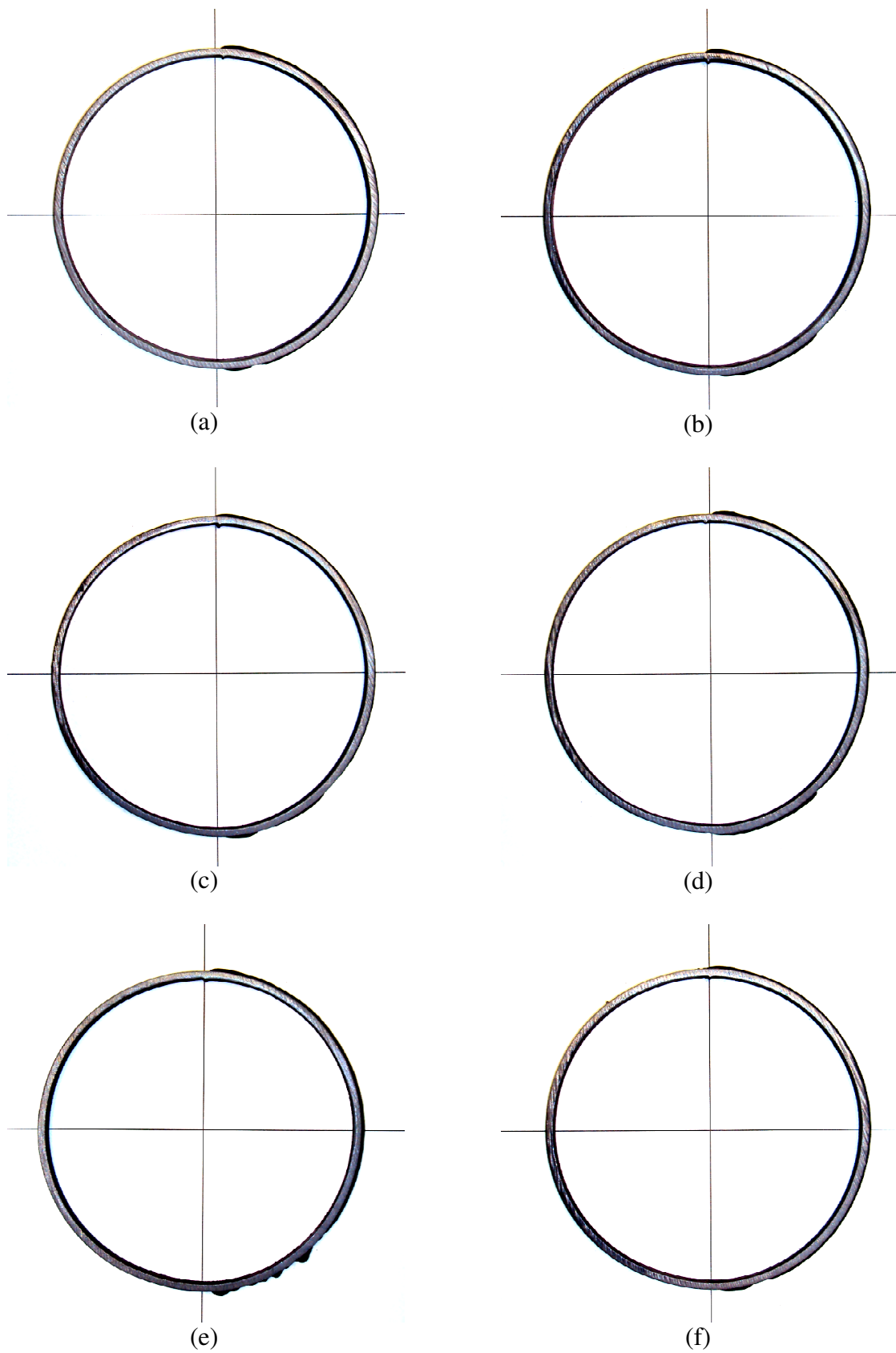


Figura 5.45: Experimentos com regulação de parâmetros ( $A: 25\%$ ).

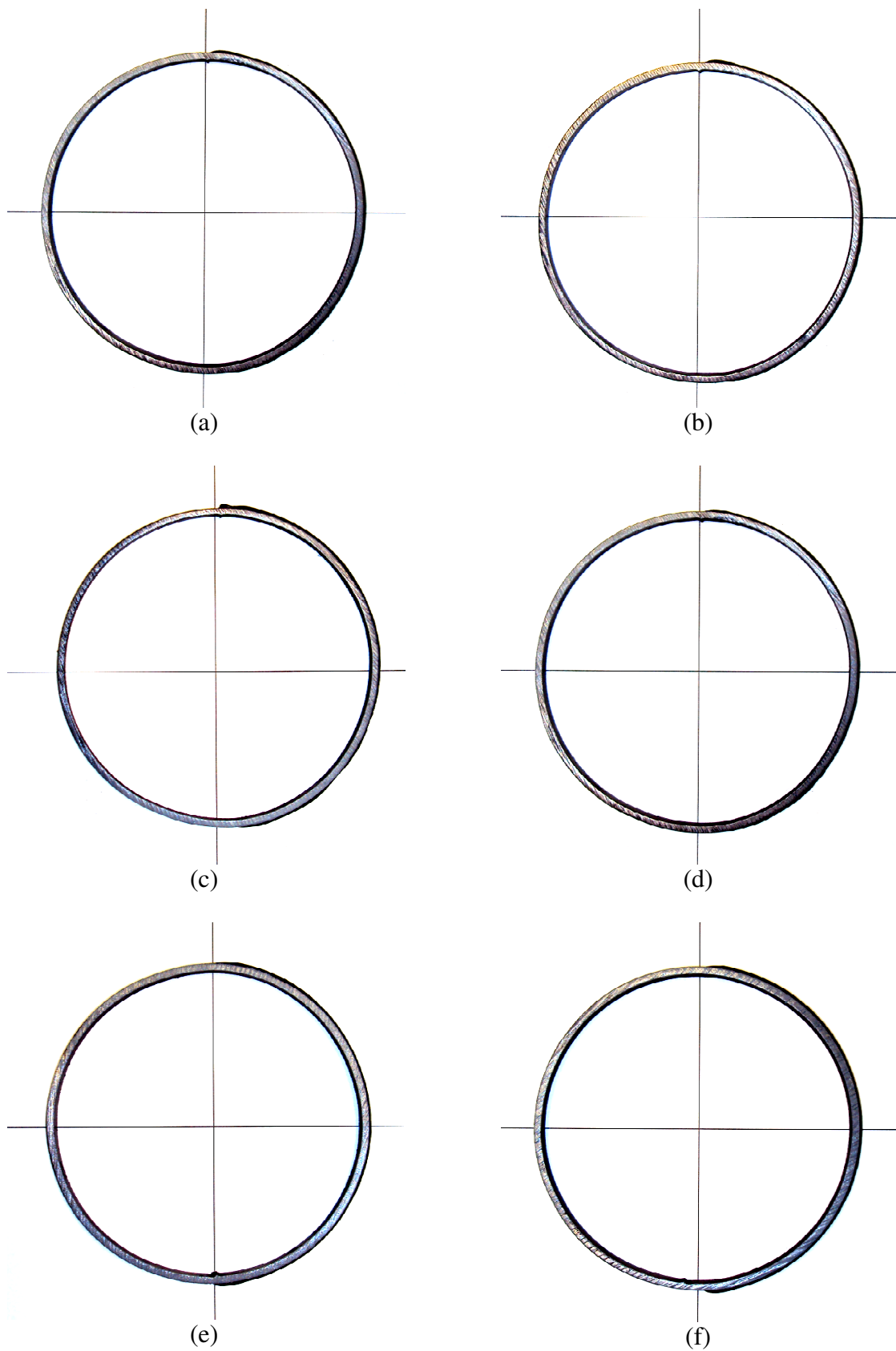
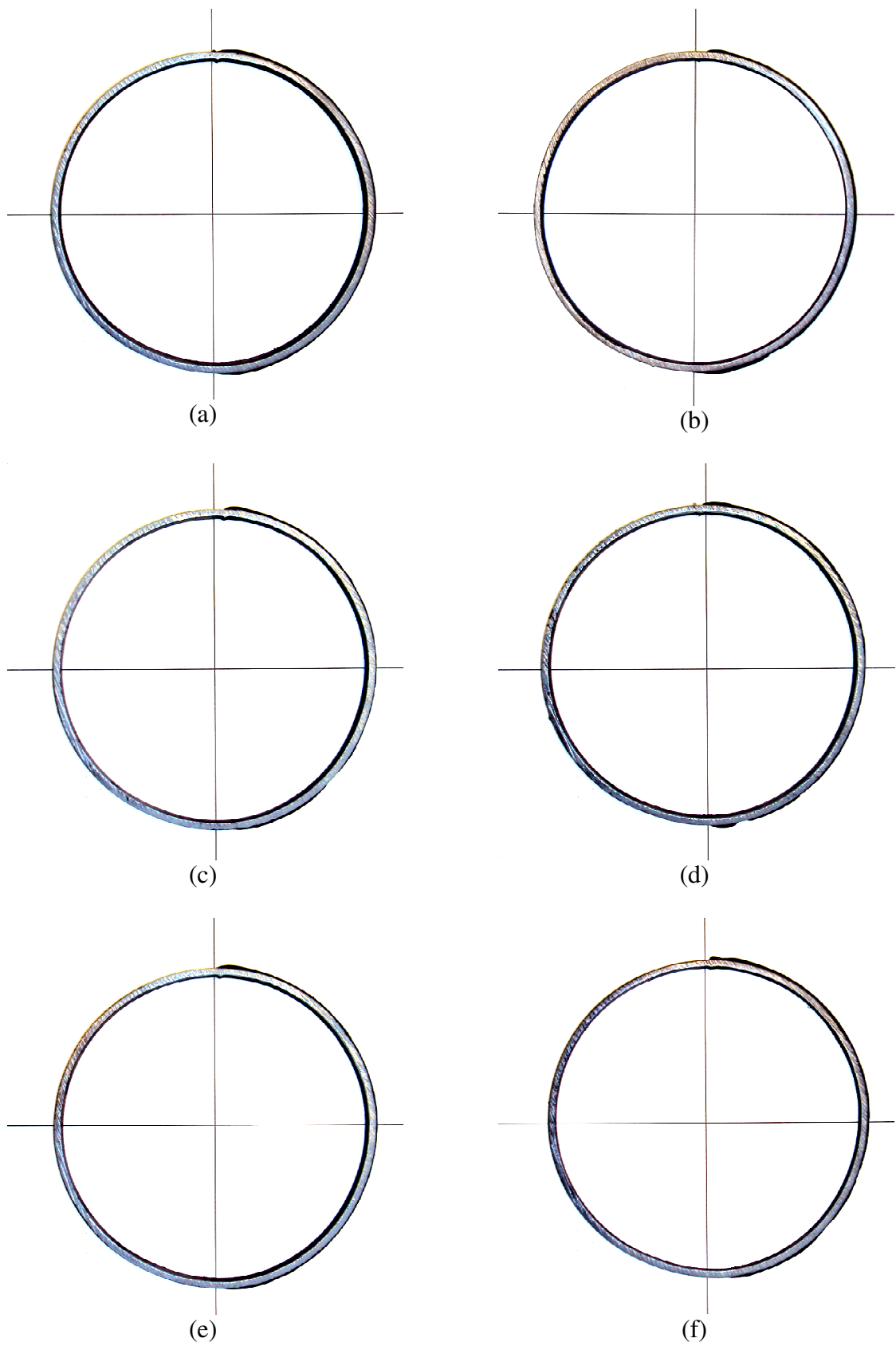


Figura 5.46: Experimentos com regulação de parâmetros ( $A: 22.5\%$ ).



**Figura 5.47: Experimentos com regulação de parâmetros ( $A: 20\%$ ).**

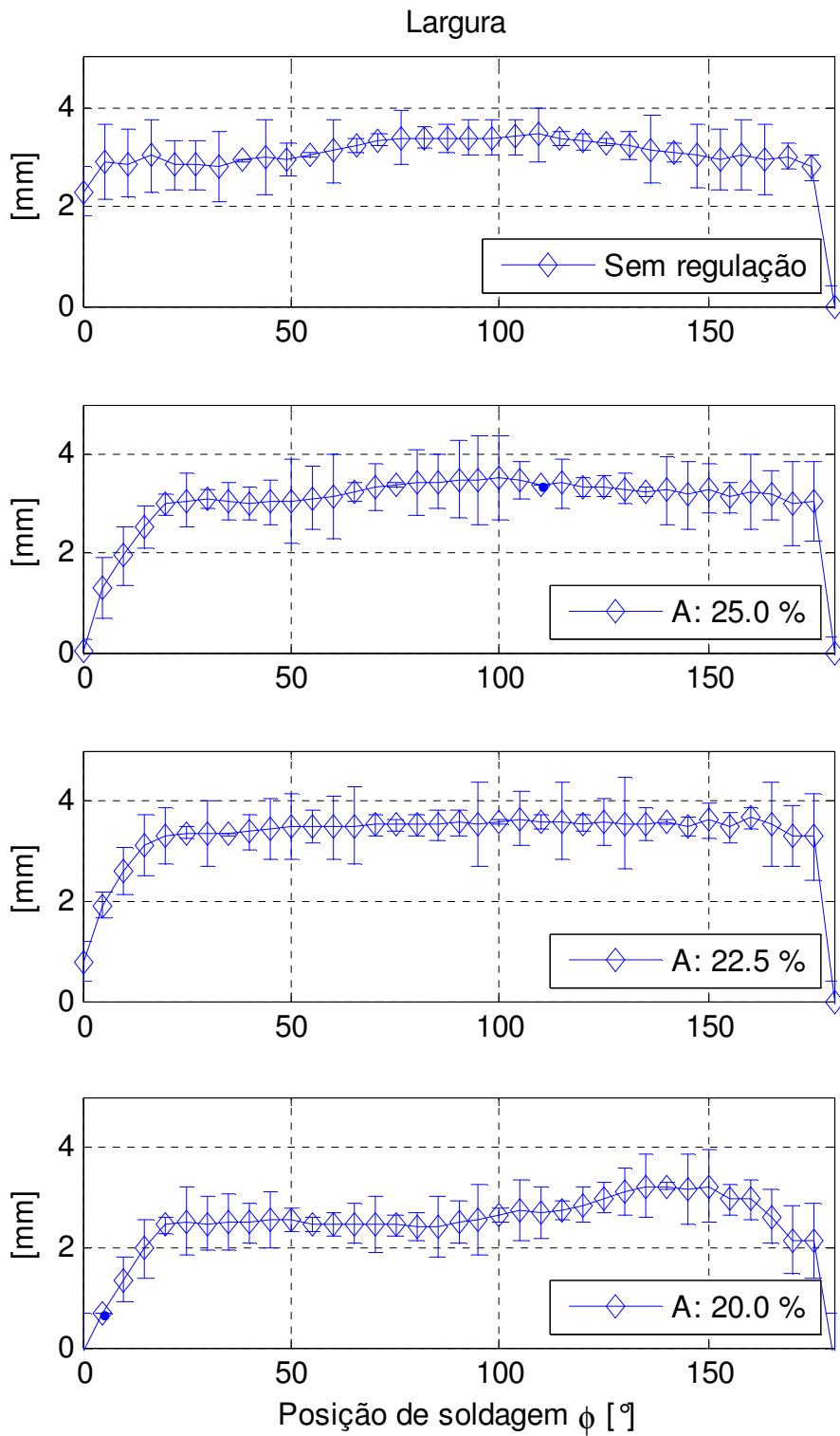
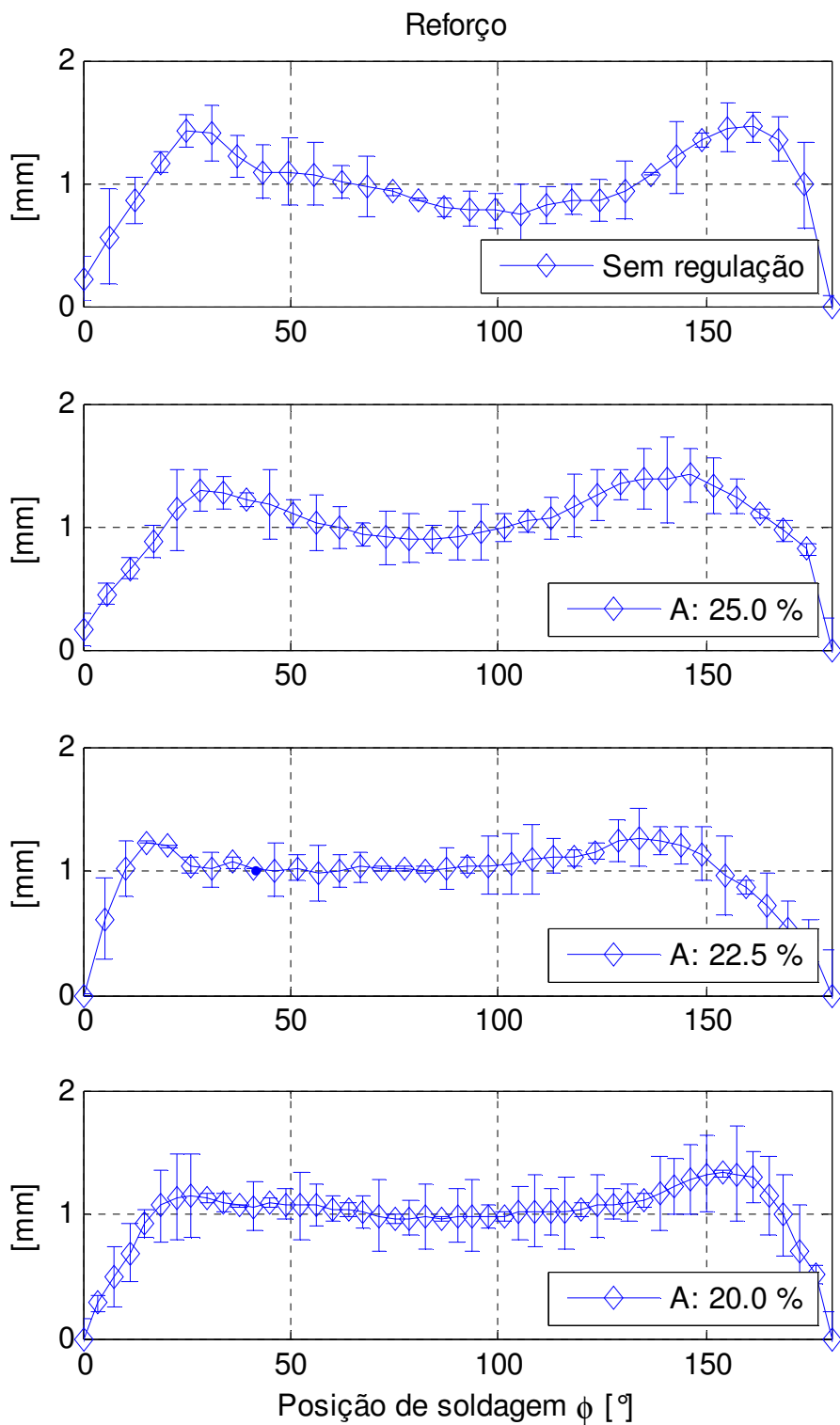


Figura 5.48: Mensuração da largura média do cordão de solda segundo a posição  $\phi$





**Figura 5.49: Mensuração do reforço médio do cordão de solda segundo a posição  $\phi$**

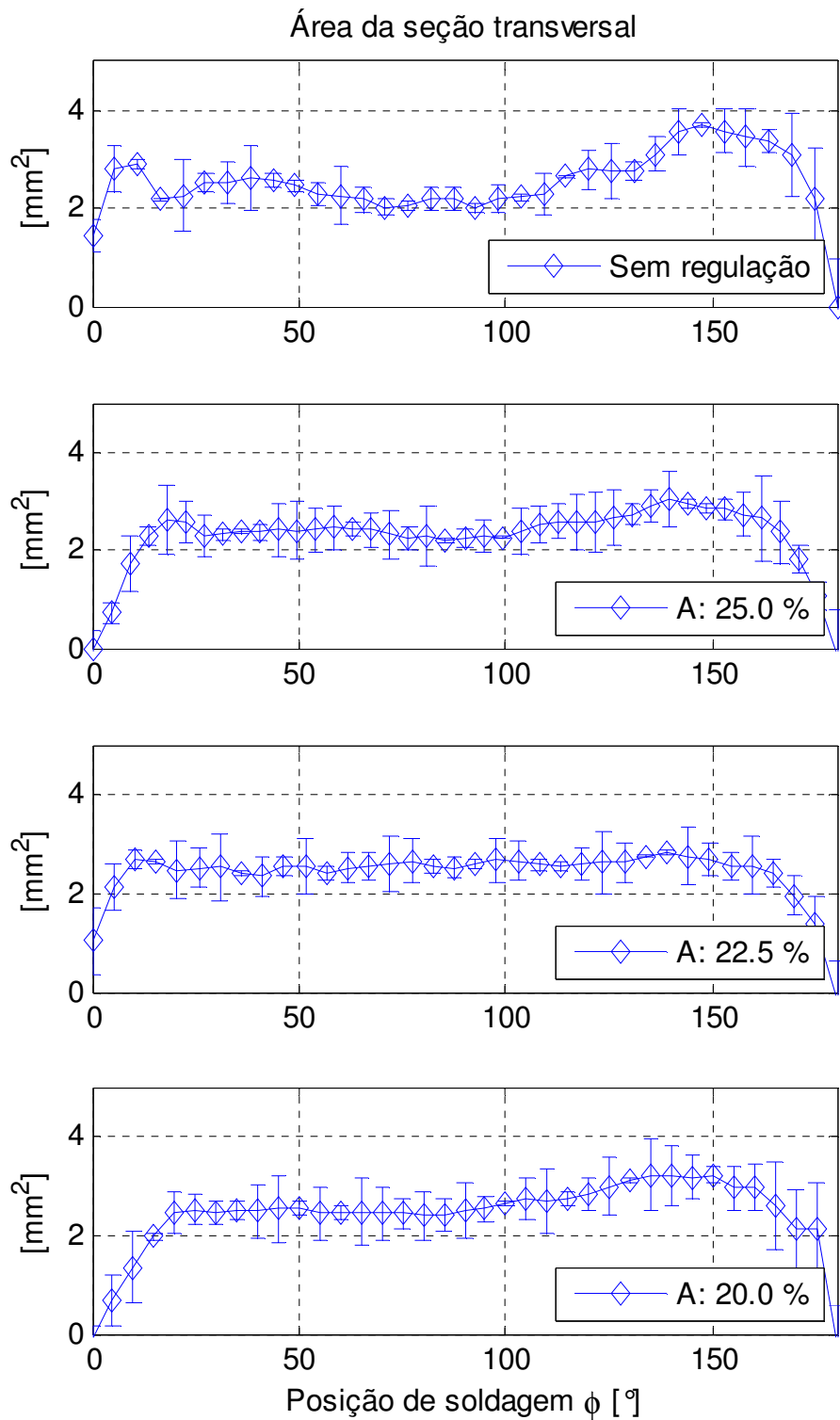


Figura 5.50: Mensuração da área da seção transversal média do cordão de solda segundo a posição  $\phi$

## Capítulo 6

# 6 Discussão dos Resultados

As pesquisas encontradas em controle e regulação de parâmetros aplicados à soldagem orbital ainda resultam limitadas, e em grande, estas estão focadas apenas ao processo GTAW. Entretanto, foram encontrados alguns trabalhos de regulação de parâmetros aplicados à soldagem orbital para o processo GMAW, seguindo métodos empíricos e/ou recomendações técnicas para soldagem manual. Estes métodos foram considerados no estágio inicial da presente pesquisa, porém, na maioria dos casos, se tornou difícil reproduzi-los experimentalmente com os resultados esperados. Tais dificuldades conduziram ao desenvolvimento de três modelos que ajudaram a encontrar um método de regulação contínua de parâmetros em soldagem orbital a fim de alcançar uma uniformidade relativa da geometria externa do cordão de solda.

O modelo de transferência de massa para o processo GMAW-S foi o primeiro a ser desenvolvido. Este modelo permitiu estimar parâmetros de saída segundo os parâmetros de entrada (tensão de soldagem, velocidade de alimentação de arame, velocidade de soldagem, ângulo de ataque, etc.) em função da evolução da posição de soldagem. Entre os parâmetros de saída destaca-se a evolução da transferência de massa e a força de aplicação. Este modelo foi desenvolvido em base aos trabalhos de Alireza [66] e Planckaert *et al* [67], onde se

consideram duas fases: arco e curto-circuito. Assumiu-se que a transferência de massa acontece apenas na fase de curto circuito e que a força com que esta massa é transferida à poça (força de aplicação) resulta do somatório da força eletromagnética durante o curto-circuito (efeito *Pinch*), a tensão superficial (lei de Laplace) e a força gravitacional. A duração do período de transferência esta governado pela evolução dos raios  $R_1$  e  $R_2$  que descrevem a forma da massa em estado líquido, onde  $R_1$  tende a zero, porém, colocou-se arbitrariamente o valor mínimo de  $35 \times 10^{-6} \text{ m}$  devido a que durante as simulações do modelo (fase de curto) o termo  $\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}$  (Lei de *Laplace*) originou singularidades. Este modelo híbrido (fase de arco e curto-circuito) foi validado através de experimentos de soldagem em posição plana sobre chapas de espessura semelhante à espessura do tubo que foi utilizado nos experimentos de soldagem orbital (3.17 mm). Foram comparadas a corrente de soldagem e a frequência de curto-circuito tanto do modelo como dos experimentos a fim de ajustar as constantes do modelo até o a resposta do modelo ficar dentro da margem de erro dos experimentos (Fig. 5.17 e 5.18). A partir de estes experimentos também foi identificado o conjunto de parâmetros de soldagem ótimos.

O segundo modelo desenvolvido utilizou o resultados do modelo de transferência de massa (massa transferia e força de aplicação) para representar o valor final das oscilações radiais e tangenciais da poça de fusão. A modelação do valor final das oscilações ajudou a verificar a localização do escoamento da poça que traz consigo a deformação do cordão de solda segundo a mudança de posição de soldagem  $\varphi$ . O modelo da oscilação da poça foi representado através de um sistema massa mola amortecedor seguindo os modelos e recomendações de Yudodibrotto [124] e Ramos [125]. Neste modelo, assumiu-se que a frequência natural do sistema é igual à frequência de oscilação da poça. A frequência de oscilação da poça foi estimada utilizando o modelo proposto por Xiao-den Ouden [127]; para isso assumiu-se que a dimensão do raio da poça corresponde a metade da largura da solda obtida com os parâmetros ótimos. A partir de esta estimativa da frequência natural do sistema, calculou-se o valor médio das constantes de rigidez  $k$  e amortecimento  $d$ . Vale ressaltar que estas considerações são apenas hipotéticas e que embora o cálculo da frequência de oscilação da poça tenha sido obtido através do modelo proposto por Xiao-den Ouden [127], não se pode afirmar que este valor se assemelha a magnitude real das oscilações da poça, pois este modelo foi proposto apenas para o processo GTAW. O uso de técnicas de monitoramento de oscilações da poça baseado em sistemas de visão artificial (perfilografia) acusaria uma medida mais fiel da oscilação da poça. Porém, devido a que o modelo de

oscilações proposto neste trabalho foi elaborado apenas para o monitoramento do valor final da oscilação da poça (valor final médio) em função da posição de soldagem  $\varphi$ , as características da dinâmica transitória da oscilação da poça (Ver Fig. 5.31) não foram estudadas em detalhe.

Conforme visto através da simulação dos modelos de transferência de massa e oscilação da poça (Ver Fig. 5.34) além dos experimentos exploratórios (utilizando os parâmetros ótimos obtidos para a soldagem em posição plana (tabela 5.3) e o ângulo de ataque  $\alpha = 15^\circ$ ) (Ver Fig. 5.41), a soldagem orbital com parâmetros constantes facilita o escoamento e/ou deformação da solda. A soldagem exploratória sobre o tubo variando a posição de soldagem  $\varphi$  desde  $0^\circ$  até  $360^\circ$  partindo da posição 00H mostrou que o cordão de solda apresenta relativa uniformidade na trajetória vertical descendente e irregularidades geométricas pronunciadas na trajetória vertical ascendente (Ver Fig. 5.41). Através do modelo de oscilação da poça é possível observar que o sentido da componente tangencial da força de aplicação  $F_a$  sobre a massa transferida se opõe a componente tangencial da força gravitacional sobre a massa para o passe vertical descendente (Ver Fig. 5.33). Esta oposição de sentido de forças sugere que o escoamento poderia ser reduzido desde que o ângulo de ataque seja maior do que zero (desconsiderando as não linearidades do sistema, pode-se considerar que a componente tangencial da força de aplicação existe apenas quando  $\alpha \neq 0^\circ$ ), porém, isto não acontece como é mostrado nas simulações (Ver Fig. 5.34) e experimentos considerando o ângulo de ataque  $\alpha = 15^\circ$  (Ver. Fig. 5.43). No modelo de oscilação da poça observa-se que no passe vertical ascendente, o sentido da componente tangencial da força de aplicação coincide com o sentido da componente tangencial da força gravitacional; isto sugere que a deformação caótica observada durante o experimento exploratório, possa ter a sua origem neste desequilíbrio de forças. Embora este desequilíbrio, o fato de ter-se realizado uma solda contínua, de  $0^\circ$  até  $360^\circ$  implica que à medida que a tocha de soldagem percorre a trajetória circular, o corpo de proba (tubo) sofra o acrescentamento da sua temperatura trazendo como consequência a redução da magnitude da viscosidade da poça de fusão (a redução da viscosidade dos líquidos traz como consequência a redução da tensão superficial) e isto junto com as irregularidades da sua densidade (efeito *Marangoni*), finalmente acarrete no escoamento pronunciado da poça no passe vertical ascendente. Os possíveis motivos deste escoamento pronunciado citado e explicitados aqui são apenas hipóteses lançadas com fins de pesquisa; apenas um estudo detalhado da hidrodinâmica da poça de fusão submetida a campos eletromagnéticos e variação de posição de soldagem poderia a confirmar ou invalidar

estas hipóteses. A influencia do preaquecimento na deformação da poça em soldagem orbital também foi reportado por Bingzhe *et al* [110], pelo que tecnicamente é recomendável que a soldagem de tubulações seja feita pelo menos por dois tochas se movimentando simultaneamente seguindo a trajetória vertical descendente [Ver Fig. 5.42]. Por este motivo, o intervalo de variação da posição de soldagem  $\varphi$  da presente pesquisa esteve compreendido apenas entre  $0^\circ$  e  $180^\circ$  seguindo a trajetória vertical descendente e iniciando na posição 0H.

Objetivando reduzir e/ou anular o escoamento da poça diante a variação de posição  $\varphi$ , foi desenvolvido o terceiro modelo que aborda a regulação de parâmetros de soldagem (tensão de soldagem, velocidade de alimentação de arame e velocidade de soldagem) segundo a posição de soldagem  $\varphi$ . Como tinha sido reportada nas pesquisas apresentadas no estado da arte, na maior parte das pesquisas [113-116] a regulação de parâmetros de soldagem era realizado através do método de parametrização (identificação de parâmetros ótimos para certas regiões e/ou posições de soldagem), o que implica mudanças súbitas de parâmetros de soldagem; isto incrementa o risco de gerar descontinuidades no cordão de solda. Conforme foi observado no modelo de oscilações da poça, os termos  $m_p g \cos(\varphi)$  e  $m_p g \sin(\varphi)$  (Eq. 5.35 e 5.36) representam as forças responsáveis pelo escoamento da poça. Portanto é preciso compensar este desequilíbrio a traves da regulação da força de aplicação  $F_a$  em função da posição de soldagem  $\varphi$ . Para regular a magnitude da força de aplicação  $F_a$  elaborou-se as relações matemáticas mostradas nas equações 5.42, 5.43 e 5.44, se obtendo como variável de controle à corrente de soldagem. Porém a simples regulagem da corrente de soldagem mantendo fixos os demais parâmetros apenas acarretaria a instabilidade do processo, pelo que foi preciso também regular a tensão de soldagem. O critério da uniformidade da resistência do circuito de soldagem foi utilizado para obter o valor da tensão de soldagem diante variações da corrente de soldagem frente a mudanças da posição de soldagem  $\varphi$  (Eq. 5.45). O incremento tanto da corrente como da tensão de soldagem acarreta o incremento da potencia de soldagem, pelo que o a sua distribuição uniforme foi regulada a traves do critério da uniformidade do aporte térmico (Eq. 5.47). Como resultado desta equação, obteve-se a regra de regulação da velocidade de soldagem. Finalmente, o critério da uniformidade da taxa de deposição foi utilizado para a regulação da velocidade de alimentação de arame (Eq. 5.49). A regulação de estes quatro parâmetros precisou de valores iniciais de referência ( $I_o$ ,  $V_o$ ,  $V_{S_o}$  e  $V_{aa_o}$ ). Os valore iniciais assumidos foram os correspondentes ao conjunto de parâmetros ótimos para a soldagem em posição plana (tabela 5.3). Como resultado da simulação da regulação dos parâmetros de soldagem em função da posição  $\varphi$ , obteve-se os oscilogramas

mostrados na figura 5.36. Conforme tinha se estabelecido e explicado no parágrafo anterior, o intervalo de regulação de posição variaria desde  $0^\circ$  até  $180^\circ$ ; o que significaria que segundo os resultados de regulação de parâmetros, na posição 6H ( $180^\circ$ ) teria de se aplicar aproximadamente uma corrente de soldagem de 180 A, tensão de soldagem 22.5 V, velocidade de soldagem de 20 mm/s e velocidade de alimentação de arame de 8.52 m/min. Estes valores entregues pelo modelo de regulação, embora contínuos, resultam impraticáveis; o valor da corrente resulta inapropriado para a espessura da chapa, a tensão de soldagem fica na fronteira entre os modos de transferência por curto-circuito, globular e spray (Ver Fig. 5.15), e a velocidade de soldagem é pouco usual na prática. Estes resultados inapropriados têm a sua origem na estimação inexata da magnitude da massa transferida  $m_p$  e do raio  $R_1$  (Equações 5.44 – 5.50) e as descon siderações das não linearidades do processo de soldagem. Portanto, adicionou-se o fator de atenuação  $A$  que multiplica a amplitude da corrente gerada pelo modelo de regulação até alcançar um valor de corrente relativamente adequado para a espessura do tubo. A atenuação da amplitude da corrente de soldagem consequentemente reduziu a amplitude dos outros parâmetros por estarem interligados através do equacionamento do modelo.

A fim de gerar os parâmetros de referencia adequados realizaram-se simulações da resposta da transferência da massa diante a regulação dos parâmetros (Ver Fig. 5.37) em quatro cenários. O primeiro sem o fator de atenuação e os três restantes para fatores de atenuação  $A$  de 25%, 22,5% e 20%. As simulações da evolução da transferência de massa sem considerar o fator de atenuação (vale dizer com os valores de amplitude entregues pelo modelo de regulação) geraram singularidades que não permitiram concluir com a simulação (isto devido a que o modelo de transferência de massa é estável apenas nas proximidades das curvas de validação, (Fig. 5.17 e 5.18)), entanto que as simulações realizadas considerando os diversos fatores de atenuação, conseguiram ser completadas. Como resultado destas simulações, obteve-se o valor estimado da massa transferida  $m_p$  e a força de aplicação  $F_a$  para cada fator de atenuação  $A$ . Com estes resultados realizaram-se simulações do modelo de oscilações da poça. As figuras 5.39 e 5.40 mostram o resultado destas simulações e pode-se notar que para o fator de atenuação de 22.5%, as oscilações radiais apresentam uma diminuição da amplitude em comparação com o resultado obtido a partir da simulação onde se manteve constantes os parâmetros de soldagem. Ao mesmo tempo, as simulações realizadas com os fatores de atenuação de 25% e 10% também apresentaram redução na amplitude das oscilações radiais, porém estas atenuações não foram tão adequadas em

comparação aos resultados obtidos com o fator de atenuação  $A$  de 22.5% (Ver Fig. 5.39). Notou-se também que as oscilações tangenciais não apresentaram atenuações notáveis diante a regulação de parâmetros para todos os fatores de atenuação. A sua amplitude é semelhante à obtida através da simulação do modelo da poça sem considerar a regulação de parâmetros. Este resultado simulado nos sugere que através do método de regulação dos parâmetros proposto neste trabalho, apenas podemos reduzir o valor final médio das oscilações radiais, mas não das oscilações tangenciais. Por outro lado, estes resultados simulados também nos leva a considerar hipoteticamente que independente da abordagem do modelo e embora regulados os parâmetros de entrada do processo de soldagem, o escoamento da poça é inevitável.

Foram realizados quatro grupos de experimentos (tabela 5.7). A figura 5.43 mostra o perfil das soldas realizadas sem regulação, nestas figuras é possível apreciar apenas a evolução do reforço da solda, e note-se que cada cordão de solda sofre deformações pronunciadas e/ou descontinuidades aproximadamente na posição 5H. Destes experimentos apenas se conclui que embora ótimos os parâmetros de soldagem para a sua aplicação em posição plana, isto não está garantido para a soldagem orbital embora o material e a características do material base sejam semelhantes.

As figuras 5.45, 5.46 e 5.46, mostram os perfis de experimentos com regulação de parâmetros de soldagem para o fator de atenuação  $A$  de 25%, 22.5% e 20% respectivamente. Do primeiro grupo de experimentos realizados pode se apreciar que apenas em dois experimentos (Ver Fig. 5.45 (a), (f)), não se produz a descontinuidade do cordão. No segundo grupo de experimentos com regulação de parâmetros, note-se que também se produz o escoamento do cordão na posição 5H aproximadamente, porém, a amplitude do escoamento é reduzida em comparação com os experimentos realizados considerando um fator de atenuação  $A$  de 25%. No terceiro grupo de experimentos com regulação de parâmetros (fator de atenuação  $A$  20%) também que se produziram variações no reforço das soldas na posição 5H; porém, estas variações foram mais pronunciadas do que para os experimentos realizados com um fator de atenuação  $A$  de 22.5%..

Estas diferenças são mais evidentes ao mostrar a evolução das dimensões da geometria externa do cordão das soldas. Com auxílio do escâner tridimensional desenvolvido para soldagem orbital, conseguiu-se medir a largura, reforço e a área da seção transversal das soldas realizadas para cada fator de atenuação  $A$  de 25%, 22.5% e 20% como se mostra nas figuras 5.48, 5.49 e 5.50 respectivamente. Note-se que a largura se incrementa na medida em



que a posição de soldagem se aproxima a 3H (90°). Este fato se faz mais evidente para o experimento sem regulação de parâmetros, entretanto, para os experimentos com regulação de parâmetros nota-se que a largura é menos pronunciada para a mesma posição ( $\varphi = 90^\circ$ ). O acréscimo da largura do cordão poderia estar relacionado com o excesso de aporte térmico o que diminuiria a viscosidade da poça e, portanto acarretaria no incremento da área da poça. Ao mesmo tempo pode-se observar que a dimensão do reforço diminui sendo que o material adicionado à poça pode ter escoado contribuindo com o crescimento da área da poça de fusão nessa posição de soldagem. Note-se que para um fator de atenuação de 22.5% o reforço tem se mantido relativamente uniforme em comparação com os outros experimentos. Porém, note que o desvio padrão da largura fica maior na posição 5H; isto representa efetivamente que, embora regulados os parâmetros de soldagem, o escoamento da poça é inevitável. A evolução da área da seção transversal indica a evolução do volume da massa transferida. Pode-se notar que a maior quantidade de volume de massa transferida encontra-se tanto nas proximidades da posição 00H assim como 6H. Quando regulados os parâmetros, esta distribuição irregular da massa se mantém presente, porém concentram menores quantidades de volume de massa, o que dá a aparência de que a transferência de massa foi regular e, portanto as características geométricas do cordão de solda apresenta uma uniformidade relativa.

Cave ressaltar também que a simulação e experimentação da transferência de massa com regulação dos parâmetros foi realizada apenas dentro da topologia de controle a malha aberta; o desenvolvimento de um controlador da uniformidade das oscilações radiais e tangenciais a malha fechada a traves da regulação dos parâmetros de soldagem reduziria o escoamento da poça de fusão, reduzindo ainda mais a deformação dos cordões de solda na soldagem orbital.

## Capítulo 7

### 7 Conclusões

No presente trabalho pesquisou-se a transferência de massa em soldagem orbital GMAW-S e propôs-se um modelo de regulação dos parâmetros de entrada em função da posição de soldagem, visando manter a uniformidade da geometria externa da solda. Tem se mostrado resultados simulados e experimentais pelo que se pode concluir que:

- Grande parte das pesquisas em modelação da soldagem está focada apenas na transferência de calor e massa. No processo de soldagem, porém, coexistem dois sistemas, um composto pelo mecanismo de transferência de calor e massa e outro constituído pela dinâmica de oscilação da poça de fusão. O equilíbrio da interação de ambos os sistemas afeta de forma importante a uniformidade geométrica da solda.
- Após a fase do curto circuito na transferência de massa, apenas o balanço das forças de tensão superficial e da força gravitacional sobre a poça de fusão (até se produzir a solidificação da poça) governa o aspecto final da geometria da solda. O desequilíbrio destas forças se manifesta como escoamentos e deformações do cordão de solda e é mais evidente ainda na soldagem orbital.

- O modelo de regulação de parâmetros proposto mostra resultados evidentes de redução do valor final médio apenas para as oscilações radiais, o que traz como consequência a redução do escoamento da poça assim como também a redução da deformação do cordão de solda.
- Através da regulação dos parâmetros na soldagem orbital, apenas conseguiu-se reduzir o escoamento da poça, mas não cancelá-la. Hipoteticamente, poderia se eliminar o escoamento da poça desde que se consiga reduzir o valor final médio das oscilações tangenciais.

## 7.1 Trabalhos Futuros

- O modelo de transferência de massa proposto no presente trabalho não considerou a frequência de tecimento, pelo que a sua modelação aplicada à soldagem orbital poderia apresentar certas vantagens a fim de reduzir o escoamento da poça.
- O fator de atenuação  $A$  do modelo de regulação de parâmetros foi ajustado interativa e experimentalmente, pelo que o desenvolvimento de um sistema de controle adaptativo do fator de atenuação melhoraria a regulação de parâmetros.
- Os critérios de uniformidade do modelo de regulação de parâmetros dependem apenas da evolução da corrente de soldagem, estes critérios são apenas hipotéticos, pelo que o seu estudo experimental possibilitaria a explorar e encontrar critérios de regulação adicionais.
- A regulação de parâmetros de soldagem traz como consequência a mudança das características dos parâmetros elétricos do arco (tensão e corrente) assim como das emissões do arco. Por tanto o estudo das características de variação de estas emissões poderia ajudar a identificar algum padrão de emissão segundo a posição de soldagem.
- Poderão ser desenvolvidas pesquisas em fusão sensorial de padrões característicos da soldagem orbital (parâmetros elétricos e emissões) a fim de avaliar a qualidade da solda durante o processo.
- Sugere-se a pesquisa com vistas ao desenvolvimento de sistemas de processamento de imagens em tempo real, a fim de gerar sinais que representem parâmetros geométricos da poça de fusão, passíveis de ser utilizada dentro do laço de realimentação de um sistema de controle a malha fechada.

# Referências Bibliográficas

- [1] LINCOLN, T.J.F.A.W.F. *The procedure handbook of arc welding*. 40th ed.; The James F. Lincoln Arc Welding Foundation, Cleveland, Ohio, USA, 2000.
- [2] LESNEWICH, A. *Control of Melting Rate and Metal Transfer in Gas Shielded Metal-Arc Welding: Part I - Control of Electrode Melting Rate*, In: *Welding Journal*, vol. 37, no. 8, 343s-353s, 1958.
- [3] LESNEWICH, A. *Control of Melting Rate and Metal Transfer in Gas-Shielded Metal-Arc Welding. Part II – Control of metal transfer*, In: *Welding Journal*, vol. 37, no.9, 418s-425s, 1958.
- [4] TERASAKI, H.; SIMPSON, S.W.; *Circuit simulation for gas metal arc welding system*, In: *Circuits and Systems, 2004. MWSCAS '04. The 2004 47th Midwest Symposium on*, vol.3, no., pp. iii- 387-90, July 2004.
- [5] PHARRIS, T.C.; KOLPA, E R.L. *Overview of the Design, Construction, and Operation of Interstate Liquid Petroleum Pipelines*, U.S. Department of Energy Office of Scientific and Technical Information, 2007.
- [6] ISERMANN, R.; MUNCHHOF M. *Identification of Dynamic Systems: An Introduction with Applications*, 1st ed.; Springer-Verlag New York, LLC, New York, USA, 2011.

- [7] THOMSEN, J.S. *Feedback linearization based arc length control for gas metal arc welding*, In: American Control Conference, 2005. Proceedings of the 2005, vol. 5, 3568s-3573s, June 2005.
- [8] ZHIHONG, Y.; GUANGJUN, Z.; LIN, W. *Simulation and controlling for weld shape process in P-GMAW based on fuzzy logic*, In: Mechatronics and Automation (ICMA), 2011 International Conference on, vol., no., 2078s-2082s, Aug. 2011.
- [9] FRANKLIN, G.F.; POWELL, J.D.; EMANI-NAENI, A. *Feedback Control of Dynamic Systems*, 6th ed.; Prentice Hall, Stanford, California, USA, 2010.
- [10] SUN, Y.; BAI, P.; SUN, H.Y.; ZHOU P. *Real-time automatic detection of weld defects in steel pipe*, NDT & E International, vol. 38, no. 7, 522s-528s, 2005
- [11] LI, Y.; LI, Y.F.; LIN, Q.W.; XU, D.; TAN, M. *Measurement and Defect Detection of the Weld Bead Based on Online Vision Inspection*, "Instrumentation and Measurement, *IEEE Transactions on*, vol.59, no.7, 1841s-1849s, July 2010.
- [12] BASKORO, A.S.; ERWANTO, E.; WINARTO, W. *Monitoring of molten pool image during pipe welding in gas metal arc welding (GMAW) using machine vision*, In: Advanced Computer Science and Information System (ICACISIS), 2011 International Conference on , 381s-384s, Dec. 2011.
- [13] COOK, G.E.; BARNETT, R.J.; ANDERSEN, K.; SPRINGFIELD, J.F.; STRAUSS, A.M. *Automated Visual Inspection and Interpretation System for Weld Quality Evaluation*. In Proceedings of the Thirtieth IAS Annual Meeting, IAS '95, Conference Record of the 1995 IEEE, Orlando, FL, USA, 1809s -1816s, October 1995.
- [14] BZYMEK, A.; CZUPRYNSKI, A.; FIDALI, M.; JAMROZIK, W.; TIMOFIEJCZUK, A. *Analysis of images recorded during welding processes*, 9th International Conference on Quantitative InfraRed Thermography, Krakow – Poland, July 2008.
- [15] LIAO, G.; XI, J. *Image Processing Technology for Pipe Weld Visual Inspection*, Information Engineering, 2009. ICIE '09. WASE International Conference on , vol.1, no., 173s-176s, July 2009.
- [16] BINGUL, Z.; COOK, G.E. *Dynamic modeling of GMAW process*, Robotics and Automation, 1999. Proceedings. 1999 IEEE International Conference on, vol.4, no., 3059s-3064s, 1999.

- [17] COOK, G.E.; ANDERSEN, K.; BARRETT, R.J. *Keynote Address Feedback and Adaptive Control in Welding*, In: International Trends in Welding Science and Technology, ASM International, 891s-903s, 1999
- [18] ADOLFSSON, S.; BAHRAMI, A.; BOLMSJO G.; CLAESSION I. *Online Quality Monitoring in Short-Circuit Gas Metal Arc Welding*, Welding Journal, 59s – 73s, Feb. 1999.
- [19] WU, C.S.; POLTE, T.E.; REHFELDT, D. 2001, *A Fuzzy Logic System for Process Monitoring and Quality Evaluation in GMAW*, Welding Research Supplement, 33s-38s, February 2001.
- [20] SUBAN, M.; TUŠEK, J. *Methods for the determination of arc stability*, Journal of Materials Processing Technology, volumes 143–144, 430s-437s, December 2003.
- [21] HERMANS, M.J.M.; DEN O.G. *Process behavior and stability in short circuit gas metal arc welding*. Weld. J., vol. 78, 137s-141s, 1999.
- [22] XIAOQING, L.; BIAO, C.; MIN, Z.; ZENGHAO, H. *Effects of current waveform parameters during droplet transfer on spatter in high speed waveform controlled Short-circuiting GMAW*, China Welding vol. 14 no. 2, Guangzhou, China, November 2005.
- [23] GRAD, L.; GRUM, J.; POLAJNAR, I.; SLABE, J.M. *Feasibility study of acoustic signals for on-line monitoring in short circuit gas metal arc welding*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 44, no. 5, 555s-561s, 2004.
- [24] COOK, G.E.; MAXWELL, J.E.; BARNETT, R.J.; STRAUSS, A.M. *Statistical process control application to weld process*. IEEE Trans. Ind. Appl., vol. 33, 454s-463s., 1997.
- [25] TARNG, Y.S.; YEH, S.S.; JUANG, S.C. *Fuzzy pattern recognition of tungsten inert gas weld quality*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 13, no. 6, 387s-392s, 1997.
- [26] ADOLFSSON, S.; BAHRAMI, A.; BOLMSJÖ, G.; CLAESSION, I. *On-line quality monitoring in short-circuit gas metal arc welding*, Welding Research Supplement, p. no2 59s-73s, 1999.

- [27] DILTHEY, U.; HEIDRICH, J. *Using AI-methods for Parameter Scheduling. Quality Control and Weld Geometry Determination in GMA-welding*, ISIJ Int (Iron Steel Inst Jpn), vol. 39, no.10, 1067s-1074s, 1999.
- [28] QUINN, T.P.; SMITH, C.; MCCOWAN, C.N.; BLACHOWIAK, E; MADIGAN, R.B. *Arc Sensing for Defects in Constant-Voltage Gas Metal Arc Welding*, Welding Research Supplement, 322s-328s, 1999.
- [29] BARBORAK, D.; CONRARDY, C.; MADIGAN, B.; PASKELL, T. “*Through-arc*” *process monitoring: techniques for control of automated gas metal arc welding*, In: Robotics and Automation, 1999. Proceedings. 1999 IEEE International Conference on , vol.4, no., 3053s-3058s, 1999.
- [30] LI D.; SONG Y.; YE F. *Online monitoring of weld defects for short-circuit gas metal arc welding based on the self-organizing feature map neural networks*, Neural Networks, 2000. IJCNN 2000, Proceedings of the IEEE-INNS-ENNS International Joint Conference on , vol.5, no., 239s-244s, 2000.
- [31] SIMPSON, S.W.; HUGHES, P. *Prospects for Fault Identification and Control in Welding using Signature Images*, Commission XII of the 53rd Annual assembly of the International Institute of Welding, Volume IIW Document, Pages XII-1635-00, Florence, Italy, 9-14 July 2000.
- [32] CHU, Y.X.; HU, S.J.; HOU, W.K.; WANG, P.C.; MARIN, S.P. *Signature analysis for quality monitoring in short-circuit GMAW*. Weld. J. vol. 83, 335s–343s, 2004.
- [33] LUKSA, K. *Influence of weld imperfection on short circuit GMA welding arc stability*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 175, no. 1-3, 285s-290s, June 2006.
- [34] WU, C.S.; GAO, J.Q.; HU, J.K. *Real-time sensing and monitoring in robotic gas metal arc welding*. Phys. J., vol. 18, 303s-310s., 2007.
- [35] KOLEVA, E.; CHRISTOVA, N.; VELEV, K. *Neural network based approach for quality improvement of orbital arc welding joints*, Intelligent Systems (IS), 2010 5th IEEE International Conference , vol., no., 290s-295s, July 2010.
- [36] CHEN, W.; CHIN, B.A., *Monitoring Joint Penetration Using Infrared Sensing Techniques*, Welding Journal, 181s-185s, April 1990.

- [37] BICKNELL, A.; SMITH, J.S.; LUCAS, J. *Infrared sensor for top face monitoring of weld pools*, Measurement Science and Technology, no. 5, 371s-378s, 1994.
- [38] AL-HABAIBEH, A.; PARKIN, R. *An autonomous low-Cost infrared system for the on-line monitoring of manufacturing processes using novelty detection*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, no. 22, 249s-258s, 2003.
- [39] NAGARAJAN, S.; BANERJEE, P.; CHEN, W.; CHIN, B.A. *Control of the Process Using Infrared Sensors*. IEEE Transaction on Robotics and Automation, vol. 8, no. 1, 86s-93s, 1992.
- [40] SZYMANSKY, Z.; KURZYNA, J.; KALITA, W. *The spectroscopy of the plasma plume induced during laser welding of stainless steel and titanium*, Journal of Physics D: Applied Physics, no. 30, 3153s-3162s, 1997.
- [41] WIKLE III, H.C.; KOTTLINGAM, S.; ZEE, R.H.; CHIN, B.A. *Infrared sensing techniques for penetration depth control of the submerged arc welding process*. In: Journal of Materials Processing Technology, no. 113, 228s-233s, 2001.
- [42] FAN, H.; RAVALA, N.K.; WIKLE III, H.C.; CHIN, B.A. *Low-cost infrared sensing system for monitoring the welding*. In: Journal of Materials Processing Technology, no. 140, 668s-675s, 2003.
- [43] LACROIX, D.; BOUDOT, C.; JEANDEL, G. *Spectroscopy Studies of GTA Welding Plasmas. Temperature Calculation and Dilution Measurement*. In: Euro Physics Journal, AP 8, 61s-69s, 1999.
- [44] LI, P.J.; ZHANG, Y.M., *Analysis of an Arc Light Mechanism and Its Application in Sensing of the GTAW Process*. In: Welding Journal vol. 79, no. 9 September, 252s-259s, 2000.
- [45] SFORZA, P.; BLASIIS, D. *On-line optical monitoring system for arc welding*. In: NDT&E Internacional, no. 35, 37s-43s, 2002.
- [46] MIRAPEIX, J.; COBO, A.; GONZÁLEZ, D.A.; LÓPEZ-HIGUERA J.M. *Plasma spectroscopy analysis technique based on optimization algorithms and spectral synthesis for arc-welding quality assurance*. In: Optics Express, vol. 5, no. 4, 1884s-1889s, 2007.



- [47] ARATA, Y.; INOUE, K.; FUTAMATA, M.; TOH, T. *Investigation of welding arc sound (report 1) - effect of welding method and welding condition on welding arc sound*. Trans. Join Weld Res. Inst. Osaka Univ., vol. 8, 25s-38s, 1979.
- [48] ARATA, Y.; INOUE, K.; FUTAMATA, M.; TOH, T. *Investigation of Welding Arc sound (Report 2) –evaluation of hearing acuity and some characteristics of sound*. Trans. Join Weld Res. Inst. Osaka Univ., vol. 8, 33s-38s, 1979.
- [49] DROUET, M.; NADEAU, F. *Pressure waves due to arcing faults in a substation*, IEEE Trans. Power App. Sys., vol. PAS-98, no. 5, 1632s-1635s, 1979.
- [50] DROUET, M. NADEAU, F. *Acoustic measurement of the arc voltage applicable to arc welding and arc furnaces*". In: Phys. J., vol. 15, 268s-269s, 1982.
- [51] LIN, R.H.; FISCHER, G.W. *An on-line arc welding quality monitor and process control system*, Industrial Automation and Control: Emerging Technologies, International IEEE/IAS Conference on, 22s-29s, May 1995.
- [52] MANSOOR, A.M.; HUISSOON J.P. *Acoustic Identification of the GMAW Process*. In: Proceedings of 9th Intl. Conf. on Computer Technology in Welding, Detroit, MI, USA, 312s-323s, September 1999.
- [53] TAM, J.; HUISSOON, J. *Developing psycho-acoustic experiments in gas metal arc welding*, In: International Conference on Mechatronics & Automation, Niagara Falls, ON, Canada, vol. 2, 1112s-1117s, August 2005.
- [54] POOPAT, B.; WARINSIRIRUK, E. *Acoustic signal analysis for classification of transfer mode in GMAW by noncontact sensing technique*, In: Songklanakarin Journal of Science and Technology, vol. 28, no. 4, 829s-840s, 2006.
- [55] ČUDINA, M.; PREZELJ, J.; POLOJNAR, I. *Use of Audible Sound For On-Line Monitoring of Gas Metal Arc Welding Process*, In: Metalurgija J. vol. 47, 81s-85s, 2008.
- [56] CAYO, E.H.; ALFARO, S.C.A. *Non-Intrusive GMA Welding Process Quality Monitoring System Using Acoustic Sensing*, In: Sensors, vol. 9, 7150s-7166s, 2009.
- [57] ALFARO, S.C.A.; CAYO, E.H. *Sensing Fusion Data from the Optic and Acoustic Emissions of Electric Arcs in the GMAW-S Process for Welding Quality Assessment*. Sensors, vol. 12, 6953s-6966s, 2012.

- [58] HARDT, D.E.; GARLOW, D.A.; WEINERT, J.B.; *A Model of Full Penetration Arc-Welding for Control System Design*, In: J. of Dynamic Systems, Measurement and Control, vol. 107, 40s-46s, Mar. 1985.
- [59] SORENSEN, C.D.; EAGAR, T.W. *Modelling of Oscillations in Partially Penetrated Weld Pools*, In: J. Dynamic Systems and Control, vol. 112, no. 9, 469s-474s, 1990.
- [60] JONES, L.A.; MENDEZ, P.; WEISS, D.; EAGAR, T.W. *Dynamic Behavior of Gas Metal Arc Welding*, In: 9th Annual Conference on Iron and Steel Technology, Pohang, Korea, 1s-16s, August 1997.
- [61] CHOI, J.H.; LEE, J.Y.; YOO, C.D. *Simulation of dynamic behavior in a GMAW system*. In: Welding Research Supplement, 239s-245s, October, 2001.
- [62] PLANCKAERT, J.P.; DJERMOUNE, E.H.; BRIE, D.; BRIAND, F.; RICHARD, F.P. *Metal transfer characterization with an active contour algorithm in MIG/MAG welding movies*, In: Automation Science and Engineering, 2007. CASE 2007. IEEE International Conference on, vol., no., 933s-938s, Sept. 2007.
- [63] MODENESI, P.J.; REIS, R.I.; *A model for melting rate phenomena in GMA welding*, In: Journal of Materials Processing Technology, vol. 189, no 1-3, 199s-205s, July 2007.
- [64] ALIREZA, D.T. *Neutralizing the effect of the angle variations on the drop detachment in automatic GMAW system*, In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 54, no. 1-4, 123s-137s, 2010.
- [65] ALIREZA, D.T. *The study on the drop detachment for automatic pipeline GMAW system: free flight mode*, In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology vol. 50, no. 1-4, 137s-147s, 2010.
- [66] ALIREZA, D.T. *The study on the drop detachment for automatic pipeline GMAW system: short-circuit mode*, In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 50, no. 1-4, 149s-161s, 2010.
- [67] PLANCKAERT, J.P.; DJERMOUNE, E.H.; BRIE, D.; BRIAND, F.; RICHARD, F.P. *Modeling of MIG/MAG welding with experimental validation using an active contour algorithm applied on high speed movies*, In: Applied Mathematical Modeling, vol. 34, no. 4, 1004s-1020s, April 2010.

- [68] MODENESI, P.J.; COSTA, M.C.M.S.; SANTANA, I.J.; BERGANHOLI, J.P.P. *Estudo de alguns parâmetros básicos da soldagem GMAW com transferência por curto-circuito*, In: Soldagem & Inspeção, vol. 16, no. 1, 12s-21s, 2011.
- [69] ZUO, S.; HE J.; WANG F.; XIANG F. *Modeling and Simulating of Short-Circuiting Transferring in GMAW*, In: Computer Distributed Control and Intelligent Environmental Monitoring (CDCIEM), 2011 International Conference on , vol., no., 463s-466s, Feb. 2011.
- [70] MODENESI, P.J.; MATILDE, S.; CANÇADO, G.L.Q.; DUARTE DE MELO, C.E. *Um programa de computador para simular alguns aspectos operacionais da soldagem MIG/MAG*, In: Soldagem & Inspeção, vol. 17, no. 1, 32s-39s, Mar. 2012.
- [71] KIM, I.S. *Numerical and experimental analysis for the GMAW process*, Ph.D. Thesis, Department of Mechanical Engineering, University of Wollongong, Wollongong NSW, Australia, 1995.
- [72] KIM, G.H.; KANG, S.I.; LEE S.B. *A study on the estimate of weld bead shape and the compensation of welding parameters by considering weld defects in horizontal fillet welding*, In: Knowledge-Based Intelligent Information Engineering Systems, 1999. Third International Conference, vol., no., 212s-216s, Dec 1999.
- [73] PALANI, P. K.; MURUGAN, N. *Development of mathematical models for prediction of weld bead geometry in cladding by flux cored arc welding*, In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 30, no. 7-8, 669s-676s, October 2006.
- [74] ATES H. *Prediction of gas metal arc welding parameters based on artificial neural networks*, In: Materials & Design, vol. 28, no. 7, 2015s-2023s, 2007.
- [75] GANJIGATTI, J. P.; PRATIHAR, D.K. *Forward and reverse modeling in MIG welding process using fuzzy logic-based approaches*. In: J. Intell. Fuzzy Syst.vol. 19, no. 2, 115s-130s, April 2008.
- [76] KOLAHAN, F.; HEIDARI, M. *A New Approach for Predicting and Optimizing Weld Bead Geometry in GMAW*, In: J International Journal of Mechanical Systems Science and Engineering, vol. 2, no. 2, 1307s-7473s, 2010.

- [77] THAO, D.T.; KIM, I.S. *Interaction model for predicting bead geometry for Lab Joint in GMA welding process*, In: International Journal of Computational Materials Science and Surface Engineering IJCMSSE, vol. 1, no. 4, 237s-244s, 2009.
- [78] BENTLEY, S.E.; BEALE, G.O. *Identification and improved control of GTAW voltages utilizing digital series compensation*, In: Decision and Control including the Symposium on Adaptive Processes, 1980 19th IEEE Conference on , vol.19, no., 1050s-1057s, Dec. 1980.
- [79] COOK, G.; *The Application of Microcomputers in Automated Arc Welding Systems*, In. Industry Applications, IEEE Transactions on , vol.IA-17, no.6, 619s-625s, Nov. 1981.
- [80] SUZUKI, A.; HARDT, D.A. *Application of adaptive control theory to in-process weld geometry regulation*. In: Proceedings of the 1987 American Control Conference. 723s-728s, 1987.
- [81] KOSEYAPORN, P.; COOK, G.E.; STRAUSS, A.M. *Adaptive voltage control in fusion arc welding*, In: Industry Applications, IEEE Transactions on, vol. 36, no. 5, 1300s-1307s, Sep/Oct 2000.
- [82] BAHETI, R.S. *Vision processing and control of robotic Arc welding system*, In: Decision and Control, 1985 24th IEEE Conference on , vol.24, no., 1022s-1024s, Dec. 1985.
- [83] SCHIANO, J.L.; ROSS, J.H.; WEBER, R.A. *Modeling and Control of Puddle Geometry in Gas Metal-Arc Welding*, In: American Control Conference, 1991, vol., no., 1044s-1050s, June 1991.
- [84] OSHIMA, K.; MORITA, M.; FUJII, K.; YAMAMOTO, M.; KUBOTA, T. *Sensing and Digital Control of Weld Pool in Pulsed MIG Welding*, In: Transactions of the Japan Welding Society, vol. 23, no. 1, 17s-23s, 1992.
- [85] ZHANG, Y.M.; WALCOTT, B.L.; WU, L.; , *Adaptive predictive decoupling control of full penetration process in GTAW*, In: Control Applications, 1992., First IEEE Conference on , vol.2, 938s-943s, Sep. 1992.
- [86] HARDT, D.E.; EAGAR, T.W.; LANG, J.H.; JONES, L. *Welding Process Decoupling for Improved Control*, In: Proc. of 11th Symp. on Energy Engineering Sciences, Argonne National Laboratory, Argonne, IL, 287s-294s, 1993.

- [87] SONG, J.B.; HARDT, D.E. *Application of Adaptive Control to Arc Welding Processes*, In: American Control Conference, 1993, vol., no., 1751s-1756s, 2-4 June 1993.
- [88] COOK, G.E.; BARNETT, R.J.; ANDERSEN, K.; STRAUSS, A.M. *Weld modeling and control using artificial neural networks*, In: Industry Applications Society Annual Meeting, 1993., Conference Record of the 1993 IEEE, vol. 3, no., 2181s-2189s, Oct 1993
- [89] NISHAR, D.V.; SCHIANO, J.L.; PERKINS, W.R.; WEBER, R.A. *Adaptive control of temperature in arc welding*, In: Control Systems, IEEE , vol.14, no.4, 4s-12s, Aug. 1994.
- [90] HUISSOON, J.P.; STRAUSS, D.L.; REMPEL, J.N.; BEDI, S.; KERR, H.W. *Multi-variable control of robotic gas metal arc welding*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 43, no. 1, 1s-12s, June 1994.
- [91] MOORE, K.L.; YENDER, R.; TYLER, J.; NAIDU, D.S. *Modeling, calibration, and control-theoretic analysis of the GMAW process*, American Control Conference, 1998. Proceedings of the 1998, vol. 3, no., 1747s-1751s, Jun 1998.
- [92] ABDELRAHMAN, M. *Feedback linearization control of current and arc length in GMAW systems*, American Control Conference, 1998. Proceedings of the 1998, vol.3, no., 1757s-1761s, Jun 1998.
- [93] OZCELIK, S.; MOORE, K.L.; NAIDU, S.D. *Application of MIMO direct adaptive control to gas metal arc welding*, American Control Conference, 1998. Proceedings of the 1998, vol.3, no., 1762s-1766s, Jun 1998.
- [94] WIKLE III, H.C.; ZEE, R.H.; CHIN, B.A. *A Sensing System for Weld Process Control*, Journal of Materials Processing Technology, no. 89-90, 254s-259s, 1999.
- [95] SUGA, Y.; SHIMAMURA, T.; USUI, S.; AOKI, K. *Measurement of Molten Pool Shape and Penetration Control Applying Neural Network in TIG Welding of Thin Steel Plates*, ISIJ Int (Iron Steel Inst Jpn), vol.39, no. 10, 1075s-1080s, 1999.
- [96] SANTOS, T.O.; CAETANO, R.B.; LEMOS, J.M.; COITO, F.J. *Multipredictive adaptive control of arc welding trailing centerline temperature*, In: Control Systems Technology, IEEE Transactions on , vol.8, no.1, 159s-169s, Jan 2000.

- [97] DOUMANIDIS, C.C.; KWAK, Y.M. *Multivariable adaptive control of the bead profile geometry in gas metal arc welding with thermal scanning*, In: International Journal of Pressure Vessels and Piping, vol. 79, no. 4, 251s-262s, April 2002.
- [98] THOMSEN, J.S. *Advanced Control Methods for Optimization of Arc Welding*, Ph.D. Thesis, Department of Control Engineering, Aalborg University, Aalborg East, Denmark, June 2004.
- [99] SAYYAADI, H.; EFTEKHARIAN, A.A. *Modeling and Intelligent Control of a Robotic Gas Metal Arc Welding System*, In: Scientia Iranica, vol. 15, no. 1, 75s-93s, 2008.
- [100] BAZARGAN-LARI, Y.; EGHTEHAD, M.; ASSADSANGABI, B. *MIMO Stabilization of the Pulsed Gas Metal Arc Welding Process via Input-Output Feedback Linearization Method By Internal Dynamics Analysis*, In: Journal of Applied Sciences, vol.8, no.24, 4561s-4569s, 2008.
- [101] CHEN, H.B.; LIN, T.; CHEN, S.B.; WANG, J.F.; JIA, J.Q.; ZHANG, H. *Adaptive control on wire feeding in robot arc welding system*, In: Robotics, Automation and Mechatronics, 2008 IEEE Conference on , vol., no., 119s-122s, Sept. 2008.
- [102] SHI, Y.; XUE C.; FAN D.; CHEN J. *Visual-based Intelligent Control System for Robotic Gas Metal Arc Welding*, In: Intelligent Systems, 2009. GCIS '09. WRI Global Congress on , vol.2, no., 253s-257s, May 2009.
- [103] PANG, Q. *Design of fuzzy control and expert system based MIG arc welding invert power source*, In: Electronic Measurement & Instruments, 2009. ICEMI '09. 9th International Conference on, vol. 4, no., 89s-92s, Aug. 2009.
- [104] FAN, D.; HUANG, J.; SHI, Y.; LU, L. *Fuzzy PID control of wire extension in pulsed MIG welding for aluminum alloy*, In: Fuzzy Systems and Knowledge Discovery (FSKD), 2010 Seventh International Conference on , vol.2, no., 686s-690s, Aug 2010.
- [105] ANZEHAEE, M.M.; HAERI, M. *Welding current and arc voltage control in a GMAW process using ARMarkov based MPC*, In: Control Engineering Practice, vol. 19, no. 12, 1408s-1422s, December 2011.
- [106] ZHIJIANG, W.; YUMING, Z.; LIN, W. *Adaptive interval model control of weld pool surface in pulsed gas metal arc welding*, In: Automatica, vol. 48, no. 1, 233s-238s, January 2012.

- [107] ANZEHAEE, M.M.; HAERI, M., *A new method to control heat and mass transfer to work piece in a GMAW process*, In: Journal of Process Control, vol. 22, no. 6, 1087s-1102s, July 2012.
- [108] The Root of All Manufacturing, (2012), web site: <http://www.weldinghistory.org/>
- [109] PALLA, E.; GASPARONI, F.T. *Development of an Automatic Orbital Welding System for Sealines J-Laying on Very Deep Waters*, In: 17th Annual Offshore Technology, Conference in Houston, Texas, 237s-247s, May 1985.
- [110] BINGZHE, J.; WENHUAN L.; OHSHIMA, K. *Control of weld pool width and cooling rate in circumferential GTA welding of a pipe by using neural network model*, In: Industrial Automation and Control: Emerging Technologies, 1995., International IEEE/IAS Conference on , vol., no., 41s-46s, May 1995.
- [111] BAE, K.Y.; LEE, T.H.; AHN, K.C. *An optical sensing system for seam tracking and weld pool control in gas metal arc welding of steel pipe*, In: Journal of Materials Processing Technology, vol.120, no. 1–3, 458s-465s, January 2002.
- [112] KIM, I.S.; JEONG, Y.J.; YARLAGADDA, P.K.; LEE, C.W. *Prediction of welding parameters for pipeline welding using an intelligent system*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 22(9-10), 713s-719s, 2003.
- [113] LIMA II, E.J.; TORRES G.C.F.; FELIZARDO I.; RAMALHO FILHO, F.A.; BRACARENSE, A.Q. *Development of a robot for orbital welding*, In: Industrial Robot: An International Journal, vol. 32, no. 4, 321s-325s, 2005.
- [114] BRACARENSE, A.Q.; SORAGI, C.; FELIZARDO, I. *Parametrização para soldagem orbital robotizada de tubos com arame tubular*, In: Tecnologia em metalurgia e materiais, São Paulo, vol. 2, no, 3, 6s-10s, 2006.
- [115] CUNHA, T.V.; DUTRA, J.C. *Desenvolvimento de um sistema de soldagem orbital de tubos concepção do equipamento*, In: 4o PDPETRO, Campinas, SP, 1s-9s, 2007.
- [116] CARVALHO, R.S., DUTRA, J.C., BONACORSO, N.G. *Desenvolvimento de um manipulador robótico para a soldagem orbital*. Rio Oil & Gas Expo and Conference 2008. Rio de Janeiro-RJ, 1s-8s, 2007.
- [117] MEIJUAN, G.; JINGWEN, T.; ERHONG, L. *Intelligent Control System of Welding Torch's Attitude for Pipeline Welding Robot*, In: Electronic Measurement and

- Instruments, 2007. ICEMI '07. 8th International Conference on , vol. 3, no., 665s-669s, Jul/Aug 2007.
- [118] WENGANG, J.; XIANGDONG J.; CANFENG, Z.; TIEXIANG, L.; LIXIN, Z. *Research on the Control System for Automatic Pipeline Welding Based on CANopen*, In: Mechatronic and Embedded Systems and Applications, 2008. MESA 2008. IEEE/ASME International Conference on , vol., no., pp.153s-157s, Oct. 2008.
- [119] WANG, Z.; CAO, Q.; LUAN, N.; ZHANG, L. *Development of new pipeline maintenance system for repairing early-built offshore oil pipelines*, Industrial Technology, ICIT 2008. IEEE International Conference on , vol., no., 1s-6s, April 2008.
- [120] LIAO, G.; XI, J. *Pipeline Weld Detection System Based on Machine Vision, Hybrid Intelligent Systems*, 2009. HIS '09. Ninth International Conference on, vol. 3, 325s-328s, 2009.
- [121] YAO, T.; GAI, Y.; LIU, H. *Development of a Robot System for Pipe Welding*, Measuring Technology and Mechatronics Automation (ICMTMA), 2010 International Conference on , vol.1, no., 1109s-1112s, March 2010.
- [122] CAYO, E.H.; ALFARO, S.C.A. *Real-time Assessment of the Stability of Metal Transfer in GMAW-S Process based on Arc Emissions*, In: The 6th International Conference - Innovative technologies for joining advanced materials, vol.1, 1s-4s, 2012.
- [123] LI, Y.; LI, Y.F.; WANG, Q.L.; XU, D.; TAN, M. *Measurement and Defect Detection of the Weld Bead Based on Online Vision Inspection*, In: Instrumentation and Measurement, IEEE Transactions on , vol.59, no.7, 1841s-1849s, July 2010.
- [124] YUDODIBROTO, R. B. Y. B. *Liquid Metal Oscillation and Arc Behaviour during Welding*, Ph.D. Thesis, Department of Materials Science and Technology, Delft University of Technology, Mekelweg 2, 2628CD Delft, The Netherlands, 2010.
- [125] RAMOS, E. G. *Análise da oscilação da poça de solda em GMAW por meio de processamento de imagens obtidas por perfilografia*. Dissertação de Mestrado em Sistemas Mecatrônicos, Publicação ENM 02/2011, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 98p, 2011.



- [126] CAYO, E.H. *Monitoramento, Detecção e Localização de Defeitos na Solda Baseada no Sensoriamento da Pressão Acústica do Arco Elétrico no Processo GMAW-S*, Dissertação de Mestrado em Sistemas Mecatrônicos, Publicação ENM 02/08, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 123p, 2008.
- [127] XIAO, Y. H.; DEN O. G. *Direct observation of GTA weld pool oscillation*, Proceeding of the 3rd International Conference on Trends in Welding Research, Gatlinburg, 1992.