

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DO PROCESSO MIG/MAG COM CURTO-  
CIRCUITO CONTROLADO SOBRE A GEOMETRIA DO CORDÃO DE SOLDA

por

Aloysio Arthur Becker Fogliatto

Dissertação para obtenção do Título de  
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, Janeiro de 2013

INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DO PROCESSO MIG/MAG COM CURTO-  
CIRCUITO CONTROLADO SOBRE A GEOMETRIA DO CORDÃO DE SOLDA

por

Aloysio Arthur Becker Fogliatto  
Engenheiro Mecânico

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, da  
Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos  
requisitos necessários para a obtenção do Título de

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. José Antônio Esmério Mazzaferro

Aprovada por:

Prof. Dr. Arnaldo Ruben Gonzalez,.....PROMEC / DEMEC / UFRGS

Dr. Eng. Giovanni Dalpiaz,.....TMEC / PDEP / CENPES / PETROBRAS

Prof. Dr. Ney Francisco Ferreira,.....PROMEC / DEMEC / UFRGS

Prof. Dr. Rogério José Marczak  
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 31 de Janeiro de 2013

*“Somos feitos de emoções, basicamente todos nós estamos procurando por emoções, é apenas uma questão de encontrarmos a maneira com que devemos vivenciá-las.”*

*Ayrton Senna*

*Aos meus pais, Carlos e Ana Lúcia.*

*Aos meus irmãos, Adriano, Alisson e Ana Carla.*

## **AGRADECIMENTOS**

Ao Prof. Mazzaferro, orientador, pelo conhecimento e experiência transmitidos.

Ao Prof. Ruben Gonzalez, pelo apoio e colaboração durante os experimentos, tratamento dos dados e análise de resultados.

À equipe de pós-graduandos, técnicos e estagiários do LS&TC, pela colaboração desde a soldagem em si, preparação dos corpos de prova, análise de resultados e troca de informações, fundamentais no desenvolvimento deste trabalho. Especialmente ao colega e amigo Eng. Metalúrgico Diego Aires de Freitas, pela sua colaboração desde o início do trabalho.

À empresa Petrobras, pelo apoio financeiro.

## RESUMO

O objetivo deste trabalho é estudar a influência dos parâmetros do processo de soldagem MAG com transferência do metal do tipo Curto-circuito Controlado (CCC) sobre a geometria do cordão de solda. Foi utilizado um dispositivo de soldagem automatizado para realização dos testes de simples deposição sobre um tubo de aço API 5L X65 diâmetro interno 204 mm e espessura 8 mm. Os parâmetros do processo analisados foram a corrente de pico de arco ( $I_{a1}$ ), o tempo de atuação desta corrente ( $ta_1$ ), o tempo de atuação da corrente  $I_{a2}$  ( $ta_2$ ), a velocidade de alimentação do arame ( $W$ ) e a velocidade de soldagem ( $v$ ). Tais parâmetros foram ajustados na interface homem-máquina (IHM) de uma fonte de potência microprocessada e do dispositivo de soldagem automatizado. As características geométricas do cordão de solda analisadas foram a largura, a altura do reforço e a penetração. Foi utilizado um Projeto de Experimento Composto de Segunda Ordem para obter a relação entre os parâmetros do processo e as características geométricas do cordão. Os modelos matemáticos obtidos foram considerados adequados, sendo possível determinar estatisticamente o nível de significância de cada um dos parâmetros controláveis – e de suas interações – sobre as respostas analisadas. Foram encontradas sobreposição e falta de fusão lateral em 60% dos corpos de prova avaliados, sendo levantada a hipótese de que a combinação de altos valores da corrente de pico de arco  $I_{a1}$  com baixos valores do tempo de atuação deste parâmetro –  $ta_1$ , aliada à utilização de gases de proteção com alta porcentagem de Ar, pode comprometer a eficiência de fusão nas laterais do cordão de solda. Os cordões de solda foram produzidos com quantidade reduzida de salpicos, representando um avanço do processo CCC quando comparado ao processo com transferência do metal por curto-circuito convencional. Os parâmetros controláveis  $I_{a1}$  e  $ta_1$  produziram efeitos muito similares nas respostas de largura e penetração, quando considerados de forma isolada e também quando da interação destes com os demais parâmetros controláveis. A análise dos efeitos das interações principais revelou que  $I_{a1}$  e  $ta_1$  são os parâmetros de maior influência nas respostas da geometria do cordão de solda, porém, com elevada dependência de um ajuste adequado da velocidade de alimentação do arame  $W$  para a obtenção de estabilidade do processo.

Palavras-chave: MIG/MAG Curto-Circuito Controlado, CCC, Geometria do Cordão de Solda, Projeto de Experimentos.

## ABSTRACT

This work aims to study the influence of MAG welding process parameters with controlled short-circuit (CSC) metal transfer mode on weld bead geometry. The simple deposition weld tests were performed using a micro controlled power supply and an automatized device which enabled achievement of weld beads with standard conditions on API 5L X65 steel pipe whose inner diameter is 204 mm and thickness is 8 mm. The welding process parameters analyzed were the peak arcing current ( $I_{a1}$ ), times ( $ta_1$ ) and ( $ta_2$ ), wire feed speed ( $W$ ) and welding speed ( $v$ ). Such parameters were set on Human-Machine Interface (HMI) of the micro controlled power supply and automatized welding device. The weld bead geometric features evaluated were width, reinforcement height and penetration depth. A Central Composite Face-Centred Design of Experiment was performed to obtain the relationship between the process parameters and the weld bead geometric features. Statistical analysis allowed development of mathematical models and they were found appropriate to determine the significance level of the process parameters – and their interactions – on output responses analyzed. Overlap and lack of fusion was detected on weld beads side in 60% of all specimens evaluated. The hypothesis formulated states that the origin of these discontinuities is from specific combination of parameters – high values of  $I_{a1}$  and low values of  $ta_1$  together with usage of a shielding gas with high percentage of Ar – which would lead to lower fusion efficiency on weld bead side. The weld beads were produced with low spatter rates so it can be considered an improvement of the CSC process if compared with conventional short-circuit metal transfer mode. The peak arcing current  $I_{a1}$  and time  $ta_1$  yielded similar effects on width and penetration depth, and it was valid when that parameters were taken both isolated and on interactions with other welding process parameters. The present study also revealed that  $I_{a1}$  and  $ta_1$  are the most important parameters on influencing weld bead geometry, however, there is also strong dependence on a proper adjustment of wire feed speed  $W$  to obtain process stability.

Keywords: Controlled Short-Circuit MIG/MAG Welding, CSC, Weld Bead Geometry, Design of Experiments, DOE.

# ÍNDICE

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO.....</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....</b>	<b>04</b>
2.1	Introdução ao Processo MIG/MAG.....	04
2.2	O Arco Elétrico.....	06
2.3	Fusão do Arame-Eletrodo e Formação da Gota de Metal.....	08
2.4	Forças Envolvidas na Transferência do Metal.....	14
2.4.1	Força Peso.....	15
2.4.2	Força devido à Tensão Superficial.....	16
2.4.3	Força Eletromagnética.....	17
2.4.4	Força de Arraste.....	19
2.4.5	Força de Vaporização.....	19
2.5	Gases de Proteção.....	20
2.5.1	Função.....	20
2.5.2	Efeitos.....	21
2.6	O Processo MIG/MAG com Transferência por Curto-circuito Convencional	25
2.7	Fontes de Soldagem para o Processo MIG/MAG.....	30
2.7.1	Fontes de Soldagem Transistorizadas Analógicas.....	32
2.7.2	Fontes de Soldagem Transistorizadas Chaveadas.....	33
2.8	O Processo MIG/MAG com Curto-circuito Controlado.....	36
2.9	Projeto de Experimento Composto de Segunda Ordem.....	46
<b>3</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS.....</b>	<b>50</b>
3.1	Equipamentos.....	50
3.2	Metal de Base e Consumíveis.....	56
3.3	Parâmetros de Processo.....	57
<b>4</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÕES.....</b>	<b>64</b>
4.1	Análise Qualitativa.....	64

4.2	Projeto de Experimentos.....	65
4.2.1	Análise da Largura (L) do Cordão de Solda.....	67
4.2.2	Análise da Altura do Reforço (H) do Cordão de Solda.....	75
4.2.3	Análise da Penetração (P) do Cordão de Solda.....	77
4.2.4	Análise da Relação entre os Sinais Elétricos de Corrente, Tensão e Energia de Soldagem e as Características Geométricas do Cordão de Solda	85
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>97</b>
<b>6</b>	<b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....</b>	<b>99</b>
<b>7</b>	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b>	<b>100</b>
	<b>APÊNDICE A .....</b>	<b>106</b>
	<b>APÊNDICE B .....</b>	<b>122</b>
	<b>APÊNDICE C .....</b>	<b>145</b>

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	Processo básico de soldagem MIG/MAG.....	04
Figura 2.2	Característica estática do arco. Para cada comprimento de arco corresponde uma curva característica .....	07
Figura 2.3	Efeito da distância bico de contato-peça (DBCP) e do diâmetro do eletrodo ( $D_e$ ) sobre o posicionamento da curva (velocidade de arame, $V_a = C_1 I e f^2 + C_2$ ).....	09
Figura 2.4	Contribuição do calor através da gota (originado na interface arco-gota) ao calor total para a frente de fusão, para diferentes extensões do arame-eletrodo), $D_e = 1,2\text{mm}$ .....	09
Figura 2.5	Efeito da corrente e da extensão do arame-eletrodo na taxa de fusão (velocidade de arame, $V_a$ ), $D_e = 1,2\text{mm}$ .....	10
Figura 2.6	Aquecimento da extensão sólida do arame-eletrodo ( $l$ ).....	10
Figura 2.7	Transferência de calor da interface arco-gota para a frente de fusão: convecção. Perfil do fluxo de material: $F_p$ : fluxo na periferia, $F_c$ : fluxo central.....	11
Figura 2.8	Diagrama esquemático do arco e dos eletrodos.....	13
Figura 2.9	Forças que atuam sobre a gota de metal: força peso ( $F_g$ ), força devido à tensão superficial ( $F_\gamma$ ), força eletromagnética ( $F_{em}$ ), força de arraste ( $F_a$ ) e força de vaporização ( $F_v$ ).....	15
Figura 2.10	Efeito da força eletromagnética. Em (a) densidade de corrente convergente ( $R_3 > R_4$ ), em (b) densidade de corrente divergente ( $R_1 < R_2$ ) e, em (c) Efeito <i>Pinch</i> .....	17
Figura 2.11	Atuação da Força de Lorentz, originada pelos campos eletromagnéticos na soldagem MIG/MAG: (a) desmembramento da força em componente axial e longitudinal; (b) atuação da componente longitudinal ( $F_{LA}$ ). (a)1 e (b)4 são correspondentes, caracterizando uma $F_{LA}$ contrária ao destacamento da gota. Já (a)2 e (b)3 caracterizam uma resultante $F_{LA}$ a favor do destacamento.....	18
Figura 2.12	Linhas de fluxo do gás de proteção através da gota de metal.....	19

Figura 2.13	Desvio da gota devido ao arco com conexão concentrada e fora da linha de centro.....	20
Figura 2.14	Redução do nível de salpicos com a redução do teor de CO <sub>2</sub> no gás de proteção.....	24
Figura 2.15	Perfis de penetração típicos obtidos com misturas de Ar + CO <sub>2</sub> (a) baixa porcentagem de CO <sub>2</sub> e (b) alta porcentagem de CO <sub>2</sub> .....	25
Figura 2.16	Imagens obtidas a partir de filmagem em alta velocidade da transferência por curto-circuito.....	26
Figura 2.17	Oscilograma da transferência por curto-circuito para um arame de aço inoxidável (AWS E308) de 1,0 mm de diâmetro. Gás de proteção Ar + 2% O <sub>2</sub> .....	27
Figura 2.18	Sequência de separação da gota de metal na transferência por curto-circuito.....	27
Figura 2.19	Detalhe da transferência quando ocorre o curto-circuito.....	29
Figura 2.20	Geração de salpicos durante a transferência do metal por curto-circuito convencional.....	30
Figura 2.21	Relação entre o tempo característico de fenômenos no arco elétrico e a frequência de controle de vários tipos de fontes.....	32
Figura 2.22	Princípio de funcionamento de uma fonte transistorizada analógica.	33
Figura 2.23	Técnicas de modulação para controle da saída: (a) Modulação da frequência (b) Controle da largura do pulso.....	34
Figura 2.24	Princípio de funcionamento de uma fonte transistorizada chaveada..	34
Figura 2.25	Estrutura de potência de uma fonte chaveada no primário.....	35
Figura 2.26	Estrutura de potência de uma fonte chaveada no secundário.....	35
Figura 2.27	Oscilogramas com (a) baixa e (b) alta indutância. Arame AWS ER70S6 1,2 mm com veloc. de alimentação de arame de 4 m/min. Gás: Ar + 4% CO <sub>2</sub> .....	37
Figura 2.28	Forma de onda de corrente utilizada no processo Lincoln STT.....	40
Figura 2.29	Forma de onda de corrente utilizada no processo Miller RMD.....	42
Figura 2.30	Forma de onda para a corrente de soldagem no processo CCC IMC Soldagem.....	45
Figura 2.31	Tipos de Projeto de Experimento Composto: (a) Circunscrito, (b)	

	Inscrito e (c) Centrado na Face.....	47
Figura 3.1	Diagrama simplificado de uma fonte chaveada no secundário.....	51
Figura 3.2	Formas de onda da modalidade MIG/MAG (a) CCCI e (b) CCCU...	52
Figura 3.3	(a) Fonte de soldagem IMC Digiplus A7 450 e (b) detalhe da IHM da fonte de soldagem.....	53
Figura 3.4	Manipulador da tocha do dispositivo Tartílope v.4.....	53
Figura 3.5	(a) Gabinete de controle, (b) Interface Homem-máquina (IHM) e (c) Controle de correção manual do dispositivo Tartílope v.4.....	54
Figura 3.6	(a) Sistema de aquisição de dados com suas conexões devidamente ligadas ao sistema de soldagem. (b) Detalhe da maleta do sistema de aquisição de dados mostrando suas conexões.....	55
Figura 3.7	Detalhe da (a) conexão do sinal de tensão (U) e (b) conexão do sinal de corrente (I) no cabeçote alimentador de arame.....	55
Figura 3.8	Detalhe da (a) conexão do sinal de velocidade de alimentação de arame e (b) conexão do sinal de tensão no cabo terra.....	55
Figura 3.9	Desenho esquemático representando o aparato experimental.....	57
Figura 3.10	Sistema de soldagem com o tubo posicionado.....	58
Figura 3.11	Características geométricas do cordão de solda.....	58
Figura 3.12	Forma de onda para a corrente de soldagem no processo CCC evidenciando os parâmetros controláveis e seus valores em escala...	60
Figura 4.1	Perfil obtido para o cordão de solda 23 indicando reforço excessivo	64
Figura 4.2	Perfis obtidos para os cordões de solda (a) 20 e (b) 26 indicando falta de fusão nas laterais.....	65
Figura 4.3	Cordão de solda depositado sem presença de salpicos.....	65
Figura 4.4	Efeito dos parâmetros (a) $Ia_1$ e (b) $ta_1$ em L.....	69
Figura 4.5	Efeito dos parâmetros (a) $ta_2$ e (b) $W$ em L.....	69
Figura 4.6	Efeito do parâmetro $v$ em L.....	70
Figura 4.7	Superfície de resposta “L” obtida para a interação dos parâmetros $ta_2 \times v$ .....	71
Figura 4.8	Gráfico de contorno mostrando o efeito da interação entre $ta_2$ e $v$ em L.....	71
Figura 4.9	Superfície de resposta “L” obtida para a interação dos parâmetros	

	<i>ta</i> <sub>1</sub> x <i>ta</i> <sub>2</sub> .....	72
Figura 4.10	Gráfico de contorno mostrando os efeitos da interação entre <i>ta</i> <sub>1</sub> e <i>ta</i> <sub>2</sub> em L.....	73
Figura 4.11	Superfície de resposta “L” obtida para a interação dos parâmetros <i>ta</i> <sub>1</sub> x <i>W</i> .....	74
Figura 4.12	Gráfico de contorno mostrando os efeitos da interação entre <i>ta</i> <sub>1</sub> e <i>W</i> em L.....	74
Figura 4.13	Efeito dos parâmetros (a) <i>Ia</i> <sub>1</sub> e (b) <i>W</i> em H.....	76
Figura 4.14	Efeito do parâmetro <i>v</i> em H.....	76
Figura 4.15	Efeito dos parâmetros (a) <i>Ia</i> <sub>1</sub> e (b) <i>ta</i> <sub>1</sub> em P.....	78
Figura 4.16	Efeito dos parâmetros (a) <i>W</i> e (b) <i>v</i> em P.....	79
Figura 4.17	Superfície de resposta “P” obtida para a interação dos parâmetros <i>Ia</i> <sub>1</sub> x <i>W</i> .....	80
Figura 4.18	Gráfico de contorno mostrando os efeitos da interação entre <i>Ia</i> <sub>1</sub> e <i>W</i> em P.....	81
Figura 4.19	Superfície de resposta “P” obtida para a interação dos parâmetros <i>ta</i> <sub>1</sub> x <i>W</i> .....	82
Figura 4.20	Gráfico de contorno mostrando os efeitos da interação entre <i>ta</i> <sub>1</sub> e <i>W</i> em P.....	82
Figura 4.21	Superfície de resposta “P” obtida para a interação dos parâmetros <i>ta</i> <sub>2</sub> x <i>v</i> .....	83
Figura 4.22	Gráfico de contorno mostrando os efeitos da interação entre <i>ta</i> <sub>2</sub> e <i>v</i> em P.....	84
Figura 4.23	Superfície de resposta “P” obtida para a interação dos parâmetros <i>Ia</i> <sub>1</sub> x <i>ta</i> <sub>1</sub> .....	84
Figura 4.24	Gráfico de contorno mostrando os efeitos da interação entre <i>Ia</i> <sub>1</sub> e <i>ta</i> <sub>1</sub> em P.....	85
Figura 4.25	Gráfico Penetração x Energia de Soldagem.....	86
Figura 4.26	Gráfico Área Penetração x Energia de Soldagem.....	86
Figura 4.27	Gráfico Reforço x Energia de Soldagem.....	87
Figura 4.28	Gráfico Área Reforço x Energia de Soldagem.....	87
Figura 4.29	Gráfico Largura x Energia de Soldagem.....	88

Figura 4.30	Gráfico Área Total x Energia de Soldagem.....	88
Figura 4.31	Gráfico Penetração x Corrente Eficaz.....	90
Figura 4.32	Gráfico Área Penetração x Corrente Eficaz.....	90
Figura 4.33	Gráfico Penetração x Corrente Eficaz excluindo-se os cordões 9 e 13.....	90
Figura 4.34	Gráfico Área Penetração x Corrente Eficaz excluindo-se os cordões 9 e 13.....	91
Figura 4.35	Gráfico Reforço x Corrente Eficaz.....	91
Figura 4.36	Gráfico Área Reforço x Corrente Eficaz.....	92
Figura 4.37	Gráfico Largura x Corrente Eficaz.....	92
Figura 4.38	Gráfico Área Total x Corrente Eficaz.....	93
Figura 4.39	Gráfico com o sinal de corrente de soldagem adquirido para o cordão 4, para um intervalo escolhido arbitrariamente, evidenciando o tempo $ta_1$ .....	95

## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1	Propriedades importantes de um projeto de experimento.....	48
Tabela 3.1	Dados técnicos da fonte de soldagem IMC Digiplus A7 450.....	51
Tabela 3.2	Composição química do metal de adição AWS ER70S-6 utilizado nos experimentos.....	56
Tabela 3.3	Composição química do Tubo API 5L X65 utilizado nos experimentos.....	56
Tabela 3.4	Parâmetros de processo constantes.....	57
Tabela 3.5	Níveis dos parâmetros de processo controláveis com seus respectivos valores.....	60
Tabela 3.6	Parâmetros de processo da fase de curto-circuito.....	61
Tabela 3.7	Parâmetros de processo do “Menu Configurar”.....	61
Tabela 3.8	Projeto de experimentos composto de segunda ordem gerado pelo <i>software</i> Minitab.....	63
Tabela 4.1	Projeto de experimento composto de segunda ordem com os resultados obtidos.....	66
Tabela 4.2	Resultado da Análise de Variância realizada para L.....	67
Tabela 4.3	Resultado da Análise de Variância realizada para H.....	75
Tabela 4.4	Resultado da Análise de Variância realizada para P.....	77

## LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

ANOVA	<i>Analysis of Variance</i>
API	<i>American Petroleum Institute</i>
AWS	<i>American Welding Society</i>
CA	Corrente Alternada
CC	Corrente Contínua
CCC	Curto-circuito Controlado
CCCI	Curto-circuito Controlado com ênfase no Controle de Corrente
CCCU	Curto-circuito Controlado com ênfase no Controle de Tensão
CCEN	Corrente Contínua Eletrodo Negativo
CCEP	Corrente Contínua Eletrodo Positivo
CMT	<i>Cold Metal Transfer</i>
CNC	<i>Computer Numerically Controlled</i>
CSC	<i>Controlled Short-circuit</i>
DBCP	Distância Bico de Contato-Peça
ER	Eletrodo Revestido
FBTS	Fundação Brasileira de Tecnologia da Soldagem
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
IHM	Interface Homem-Máquina
LABSOLDA	Laboratório de Soldagem da Universidade Federal de Santa Catarina
LS&TC	Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas UFRGS
MB	Metal de Base
MIG/MAG	<i>Metal Inert Gas/Metal Active Gas</i>
MSR	Metodologia da Superfície de Resposta
PIT	<i>Pinch Instability Theory</i>
RMD	<i>Regulated Metal Deposition</i>
RMS	<i>Root Mean Square</i>
SFBT	<i>Static Forces Balance Theory</i>
STT	<i>Surface Tension Transfer</i>
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>

## LISTA DE SÍMBOLOS

$C_1, C_2$	Constantes de proporcionalidade
$C_f$	Capacitância
$D_e$	Diâmetro do arame-eletrodo, mm
$dI/dt$	Varição da corrente por unidade de tempo, A/s
$di_3/dt$	Parâmetro da curva CCC que estabelece a “rampa” de incremento da corrente, A/ms
$dU/dt$	Varição da tensão por unidade de tempo, V/s
$F_a$	Força de arraste
$F_c$	Fluxo central na gota de metal
$F_{em}$	Força eletromagnética
$F_g$	Força peso ou gravitacional
$F_{LA}$	Componente longitudinal da Força de Lorentz
$F_p$	Fluxo na periferia da gota de metal
$F_v$	Força de vaporização
$F_\gamma$	Força devido à tensão superficial
$H$	Altura do Reforço do cordão de solda, mm
$I$	Corrente elétrica, A
$I_{a1}$	Corrente de pico de arco, A
$I_{a2}$	Corrente de arco 2, A
$I_{a3}$	Corrente de arco 3, A
$I_{c1}$	Corrente de curto-circuito 1, A
$I_{c2}$	Corrente de curto-circuito 2, A
$I_{c3}$	Corrente de curto-circuito 3, A
$I_{ef}$	Corrente eficaz, A
$I_m$	Corrente média, A
$K_r$	Fator Krab, adimensional
$l$	Extensão sólida do arame-eletrodo, mm
$L$	Largura do cordão de solda, mm
$L_f$	Indutância
$P$	Penetração do cordão de solda, mm

<b>P</b>	Fator de confiança estatística
$Q_{\text{cond}}$	Calor transferido por condução desde a frente de fusão para a extensão sólida do arame-eletrodo
R, r	Raio, mm
$R^2$	Fator de ajuste dos dados experimentais a uma determinada curva
$S_1$	Área superficial da calota inferior da gota de metal, $m^2$
$S_2$	Área superficial da seção transversal do arame-eletrodo, $m^2$
t	Tempo, s
$T_1, T_2...$	Instantes de tempo durante o ciclo de soldagem
$ta_1$	Tempo de atuação da corrente de pico de arco, ms
<b>ta<sub>2</sub></b>	Tempo de atuação da corrente de arco 2, ms
<b>tc<sub>1</sub></b>	Tempo de atuação da corrente de curto-circuito 1, ms
<b>tc<sub>2</sub></b>	Tempo de atuação da corrente de curto-circuito 2, ms
<b>tr<sub>1</sub></b>	Tempo para decréscimo da corrente desde $Ia_1$ até $Ia_2$ , ms
<b>tr<sub>2</sub></b>	Tempo para decréscimo da corrente desde $Ia_2$ até $Ia_3$ , ms
U	Tensão, V
Ua	Tensão do arco, V
<b>Ucc</b>	Tensão de curto-circuito, V
v	Velocidade de soldagem, mm/s
Va	Velocidade de alimentação do arame, m/min
W	Velocidade de alimentação do arame, m/min
WC	Carboneto de Tungstênio

## 1 INTRODUÇÃO

O processo de soldagem MIG/MAG com transferência do metal do tipo curto-circuito convencional é uma das variantes do processo *GMAW* (*Gas Metal Arc Welding*), no qual um arame-eletrodo continuamente alimentado é depositado durante repetidos curtos-circuitos em um intervalo de frequência de 20-150 Hz. Este processo possui relativo baixo custo e opera com relativamente baixa energia de soldagem, além de permitir a soldagem de materiais com pequenas espessuras e em todas as posições. Todas essas características justificam sua ampla aplicação em vários segmentos da indústria [Silva et al, 2008; Machado, 1996]. Porém, comparado com o MIG/MAG com transferência do metal do tipo *spray*, o processo com curto-circuito convencional tem considerável incidência de salpicos e o cordão de solda depositado possui acabamento com aparência irregular [Zhu et al, 2007], principalmente quando são utilizados gases de proteção ricos em  $\text{CO}_2$ .

Deste modo, esta variante do processo MIG/MAG tem sido alvo de estudos e pesquisas por diversas universidades, institutos tecnológicos e fabricantes de equipamentos, no sentido de buscar novas soluções tanto em processos quanto em equipamentos. Com relação aos processos, foram e estão sendo desenvolvidos novos procedimentos e modalidades de soldagem, graças ao advento da eletrônica de potência e controle que, por sua vez, possibilitou avanços nos equipamentos como o aumento da resposta dinâmica de controle da corrente de soldagem, o que permitiu um controle mais apurado das variáveis na soldagem com corrente pulsada e, também, viabilizou um ajuste contínuo da indutância da fonte na soldagem com curto-circuito.

As primeiras fontes de potência destinadas ao processo de soldagem MIG/MAG não permitiam um controle efetivo sobre a transferência do metal, fato que contribuiu para que este processo não fosse utilizado em várias aplicações industriais, em especial na soldagem de componentes estruturais considerados de alta responsabilidade [Gohr, 2002]. Porém, pode-se afirmar que a relativa facilidade de automatização e robotização deste processo tem levado ao seu aperfeiçoamento, no que diz respeito, principalmente, à produtividade e ao controle da transferência do metal. Com o avanço crescente dos equipamentos e instrumentos utilizados nas pesquisas, foi possível obter resultados mais acurados sobre o processo, o que levou a uma maior aceitação do mesmo por parte das indústrias.

Todavia, à medida que foram surgindo novas modalidades de soldagem, o número de variáveis e o nível de complexidade de ajuste das mesmas também foi aumentando. Isto acaba

levando a uma resistência, por parte dos usuários finais, em utilizar um novo processo que poderia servir perfeitamente para determinada aplicação [Gohr, 2002]. De fato, percebe-se que a introdução de determinadas inovações tecnológicas no campo da soldagem vem, na maioria dos casos, acompanhada de demasiada resistência por parte de soldadores e demais usuários dos processos correntes, fato que colabora para que possíveis melhorias de processo não sejam implementadas de imediato. Na tentativa de amenizar este problema, centros de pesquisa e indústrias vêm utilizando o conceito de engenharia de *software* no desenvolvimento de seus equipamentos, de forma que o usuário possa usufruir de todos os avanços relacionados às recentes modalidades de soldagem, regulando apenas “um botão” (*one-knob machines*).

As pesquisas realizadas nas últimas décadas têm focado em aumentar a estabilidade do processo, reduzir os salpicos, melhorar a geometria do cordão de solda e também sua qualidade visual (aparência). Assim, surgiram as chamadas transferências controladas do metal, nas quais as gotas se transferem de maneira sincronizada com as formas de onda reguladas nos equipamentos de soldagem. Isto tornou factível a modalidade de soldagem em CA (corrente alternada), utilizada – entre outras aplicações – para soldagem de alumínio e suas ligas. Outro exemplo é o processo STT® (*Surface Tension Transfer*) [Stava, 1993], derivado do MIG/MAG com transferência do metal por curto-circuito convencional, no qual uma forma de onda de corrente pré-estabelecida é imposta visando um controle síncrono da transferência do metal, além de garantir, até certo ponto, um diâmetro de gota constante e a redução significativa da quantidade de salpicos [Dutra e Silva, 2008].

Percebe-se então que, à medida que a eletrônica de potência e os sistemas de controle e monitoramento dos sinais evoluem, surgem novas possibilidades de inovação dos processos de soldagem, induzindo os centros de pesquisa a diversificarem sua atuação em um ritmo cada vez mais intenso. Dentro deste contexto, diversas universidades e centros de pesquisa brasileiros têm focado seus esforços na validação de processos visando as mais diferentes aplicações industriais. Um exemplo deste tipo de esforço é o trabalho que vem sendo realizado na tentativa de substituir os processos de soldagem TIG e Eletrodo Revestido (ER), na construção e reparo em operação de oleodutos e gasodutos, pelo processo MIG/MAG. Na última década, algumas pesquisas têm sido realizadas [Silva, 2005; Possebon, 2009] e experimentos conduzidos com intuito de comprovar os benefícios desta substituição e, para isso, processos como o MIG/MAG com curto-circuito controlado (CCC) têm sido utilizados.

As estratégias e equipamentos para o controle da corrente de soldagem no processo MIG/MAG com transferência do metal por curto-circuito não são uma novidade – há referências acerca deste tema que datam de 1983 [Eassa, 1983]. É importante citar também que, desde 1995, institutos nacionais, em parceria com algumas empresas, vêm trabalhando no sentido de desenvolver tecnologia nacional na fabricação de equipamentos e para a certificação de processos que utilizam o MIG/MAG CCC [Baixo e Dutra, 1995]. Os objetivos desta tecnologia são, basicamente, a obtenção de maior regularidade na transferência do metal, redução de salpicos e fumos e obtenção de características geométricas e metalúrgicas homogêneas [Silva, 2005].

Este trabalho visa, então, aplicar o processo MIG/MAG CCC utilizando, para tal, uma fonte de potência produzida com tecnologia nacional. Foram escolhidos alguns parâmetros da fase de arco da curva de corrente de soldagem para serem estudados – denominados parâmetros controláveis – quanto a sua influência nas características geométricas do cordão de solda – as respostas do sistema: largura, altura do reforço e penetração. Como os parâmetros escolhidos para serem analisados neste trabalho são considerados fundamentais na fusão do arame-eletrodo e formação da gota de metal, acredita-se que será possível atingir um bom nível de conhecimento sobre o processo MIG/MAG CCC, no que diz respeito ao comportamento das respostas do sistema.

## 2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

### 2.1 Introdução ao Processo MIG/MAG

Os processos MIG (*Metal Inert Gas*) e MAG (*Metal Active Gas*) baseiam-se na utilização da fonte de calor de um arco elétrico mantido por um gás ionizado entre a extremidade de um arame nu consumível, alimentado continuamente, e a peça a soldar. A proteção da região de soldagem é feita por um fluxo de gás inerte (Argônio ou Hélio) ou gás ativo (Dióxido de Carbono, Oxigênio e Nitrogênio), podendo também ser utilizada uma mistura destes gases. O arame consumível também é denominado de arame-eletrodo, visto que passa a atuar como condutor elétrico a partir do bico de contato, ponto de contato elétrico junto à tocha de soldagem [Machado, 1996; Wainer et al., 2004]. A Figura 2.1 ilustra esse processo de soldagem.

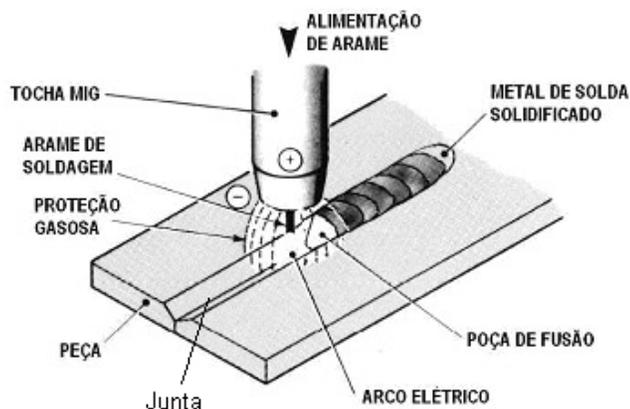


Figura 2.1 – Processo básico de soldagem MIG/MAG [ESAB, 2004]

O conceito básico do MIG/MAG foi introduzido por volta de 1920 e tornado comercialmente viável após 1948. Inicialmente foi empregado com um gás de proteção inerte na soldagem de alumínio. Conseqüentemente, o termo soldagem MIG foi inicialmente aplicado e ainda é uma referência ao processo. Desenvolvimentos subsequentes acrescentaram atividades com baixa densidade de corrente e corrente contínua pulsada, emprego em uma ampla gama de materiais e o uso de gases de proteção ativos (particularmente o Dióxido de Carbono) e misturas de gases. Esse desenvolvimento posterior levou à aceitação formal do termo MIG/MAG para o processo, visto que tanto gases inertes quanto ativos são

empregados. No entanto, quando se empregam gases ativos, é muito comum usar o termo soldagem MAG. O processo de soldagem é utilizado mais comumente com corrente contínua (CC), normalmente com o arame conectado ao polo positivo. Essa configuração é conhecida como polaridade inversa. A polaridade direta é raramente utilizada devido à instabilidade do arco. São comumente empregadas correntes de soldagem de 50 A até mais que 600 A e tensões de soldagem de 15 V até 32 V. Um arco elétrico auto ajustado e estável é obtido com o uso de uma fonte de potencial (tensão) constante e com um alimentador de arame de velocidade constante. Melhorias contínuas tornaram o processo MIG/MAG aplicável à soldagem de todos os metais comercialmente importantes como aços ao carbono, alumínio, aços inoxidáveis, cobre e vários outros.

As principais características deste processo de soldagem são:

- A variação dos modos de transferência do metal;
- A soldagem pode ser executada em todas as posições;
- Não há necessidade de remoção de escória;
- Elevada taxa de fusão do arame;
- O metal de solda depositado possui baixo potencial de hidrogênio difusível;
- Altas velocidades de soldagem, o que acarreta menos distorções das peças;
- Facilidade de operação;
- Conveniências para automatização e robotização.

Os modos naturais de transferência do metal do processo MIG/MAG são o curto-circuito, o globular, o globular repulsivo e o aerossol – também denominado *spray* por diversos pesquisadores. Ainda pode-se subdividir o modo de transferência aerossol em projetado, com alongamento e rotacional [Lancaster, 1984]. O modo como o metal fundido é transferido desde o eletrodo para a peça é determinado por complexas interações de forças, as quais são influenciadas por fatores como natureza do gás de proteção, polaridade e tipo da corrente, densidade da corrente, tensão, extensão do eletrodo após o contato elétrico, composição química e diâmetro do eletrodo, características específicas da fonte de potência, pressão do ambiente [Machado, 1996]. Dentre todos os fatores mencionados, a corrente de soldagem é o que exerce a maior influência.

Em baixos valores de corrente de soldagem e tensão do arco elétrico tem-se a transferência por curto-circuito. À medida que se aumenta a corrente passa-se pelos modos globulares até o momento em que uma corrente de transição é atingida e a transferência passa para o modo *spray*. Na realidade, essa “corrente crítica” é função do tipo de gás de proteção –

e vazão do mesmo – da seção transversal do arame e da extensão do mesmo após o contato elétrico, existindo, portanto, uma “densidade crítica de corrente”, desde que as outras condições sejam mantidas inalteradas [Machado, 1996]. Quando se utiliza o termo corrente, deve-se entender como corrente média aplicada à soldagem, visto que corrente e tensão sofrem variações em seus valores durante as fases de destacamento das gotas de metal desde o arame à poça de fusão.

Desde sua aceitação como processo viável, as variantes do processo MIG/MAG foram sendo aprimoradas através de pesquisas e desenvolvimentos no que tange principalmente ao modo de transferência do metal e, no ano de 1965 [Machado, 1996], foi apresentado o MIG/MAG Pulsado, um modo de transferência controlado eletronicamente. Nesta variante do processo MIG/MAG, a variável de soldagem controlada é a corrente, que passa a oscilar entre dois níveis, as chamadas correntes de base e de pulso. Busca-se o destacamento de uma gota por período de pulso de corrente, obtendo-se uma transferência do metal semelhante ao modo *spray*, porém, em baixos níveis de corrente média.

A partir de 1983 surgem os primeiros conceitos de um modo de transferência do metal por curto-circuito controlado, outro modo de transferência controlado eletronicamente [Eassa et al, 1983]. Nesta variante, a forma de onda da corrente é explorada com o objetivo de se conseguir, entre outras características, maior estabilidade do processo. Tais características deste modo de transferência serão mais detalhadas adiante.

## **2.2 O Arco Elétrico**

Torna-se necessário compreender as peculiaridades do arco elétrico pelos seguintes motivos: o arco é a fonte de calor, forma a poça de fusão e é corresponsável pela fusão do arame-eletrodo. Além disso, as forças geradas no arco são as principais responsáveis pela transferência do metal, sendo que a busca pela estabilidade do arco é um dos principais motivos para o desenvolvimento de novas tecnologias de processos de soldagem, incluindo as fontes de potência.

O arco elétrico possui três regiões bem distintas: região anódica, coluna de plasma e região catódica. Na região catódica, os elétrons são emitidos e acelerados para o anodo através de campos elétricos, aquecendo-o e favorecendo a emissão de mais elétrons pelo cátodo. A coluna de plasma pode ser constituída de elétrons livres, íons positivos, íons negativos e uma pequena quantidade de átomos neutros. Essas cargas formam o plasma, que é

o constituinte da coluna do arco e que, apesar das cargas presentes, é considerada eletricamente neutra. A queda de tensão no arco elétrico também pode ser dividida em três partes: queda de tensão catódica, queda de tensão na coluna do arco e queda de tensão anódica. A queda de tensão na coluna do arco é pequena comparada com a queda de tensão catódica e anódica [Wainer et al, 2004].

O sentido de transferência dos elétrons depende da polaridade utilizada no equipamento de soldagem. No caso de corrente contínua eletrodo positivo (CCEP), os elétrons viajam da peça para o eletrodo, isso considerando o fluxo de elétrons (corrente real) e não a corrente convencional. Assim sendo, a poça de fusão constitui a região catódica, de onde os elétrons são emitidos, e a ponta do arame-eletrodo a região anódica, onde os elétrons são recebidos. O contrário acontece para corrente contínua eletrodo negativo (CCEN).

Quanto à formação do arco, a região catódica assume grande importância no processo MIG/MAG, pois é dela que emergem os elétrons que fluem pelo arco, sendo responsáveis por grande parte da condução da corrente de soldagem, dependendo dessa relação, porém, da polaridade utilizada [Lesnewich, 1958]. A capacidade de emissão de elétrons pelo cátodo, geralmente constituído pela peça no processo MIG/MAG, depende da função de trabalho e da temperatura do mesmo [Waszink, 1982; Lesnewich, 1958].

O arco se comporta como uma resistência elétrica não ôhmica [Machado, 1996; Scotti e Ponomarev, 2008]. A característica estática do arco, ilustrada na Figura 2.2, é função do seu comprimento, da composição química e diâmetro do arame-eletrodo, do tipo de gás de proteção, da polaridade, entre outros.

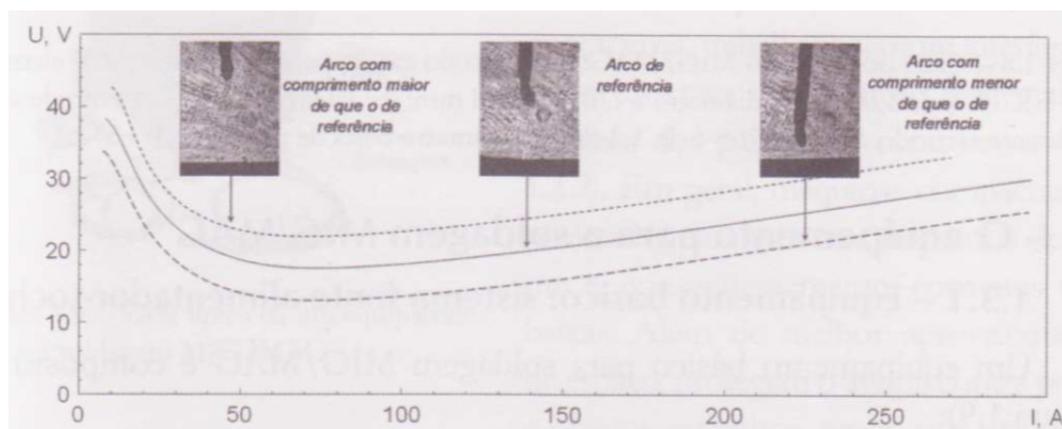


Figura 2.2 – Característica estática do arco. Para cada comprimento de arco corresponde uma curva característica [Scotti e Ponomarev, 2008]

Durante a soldagem MIG/MAG com uma fonte de potência do tipo tensão constante, para valores determinados de tensão e velocidade de alimentação do arame, o comprimento do arco elétrico tende a se manter constante. Quando se aumenta a distância bico de contato-peça (DBCP), o arco elétrico aumenta de comprimento – a tensão elétrica do arco aumenta – aumentando sua resistência elétrica e diminuindo a corrente de soldagem. Como consequência, a taxa de fusão do arame diminui, não acompanhando mais a velocidade de alimentação, ocorrendo um aumento da extensão livre do arame-eletrodo (extensão compreendida entre a conexão elétrica junto ao bico de contato e a ponta do arame-eletrodo, também conhecida como *stickout*) e retorno do comprimento do arco e da corrente aos valores iniciais. Quando do maior *stickout*, a corrente tende a ficar um pouco abaixo do valor inicial, visto que existe maior contribuição do calor devido ao Efeito *Joule* para a fusão do arame (maior extensão livre do arame-eletrodo).

### **2.3 Fusão do Arame-Eletrodo e Formação da Gota de Metal**

Duas parcelas de calor são responsáveis pela fusão do arame-eletrodo, o calor gerado na interface arco-gota e o Efeito *Joule*. Parte do calor necessário para a fusão do arame eletrodo é fornecida pelo arco elétrico, sendo esta distribuição entre ambas as fontes (arco elétrico e Efeito *Joule*) dependente da corrente e da extensão do eletrodo (*stickout*). O aumento em um desses valores acarreta aumento da contribuição do outro, reciprocamente [Lesnewich, 1958; Baixo, 1999; Waszink, 1982]. Isto é demonstrado nas Figuras 2.3, 2.4 e 2.5.

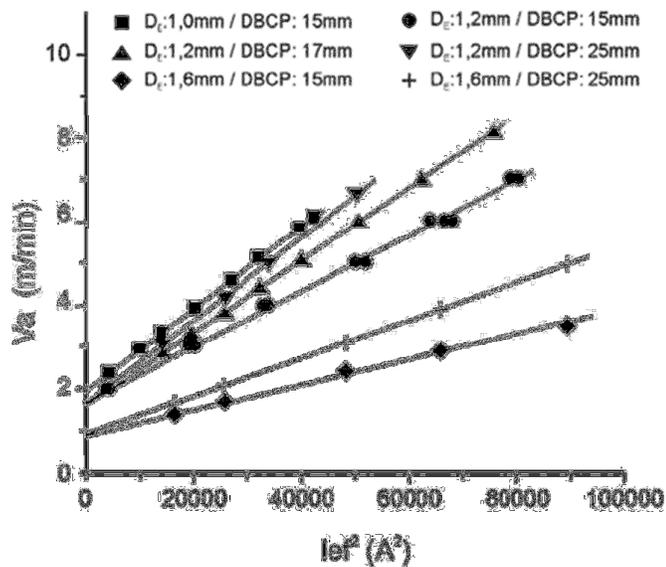


Figura 2.3 – Efeito da distância bico de contato-peça (DBCP) e do diâmetro do eletrodo ( $D_e$ ) sobre o posicionamento da curva (velocidade de alimentação do arame,  $V_a = C_1 I_{ef}^2 + C_2$ ) [Baixo, 1999]

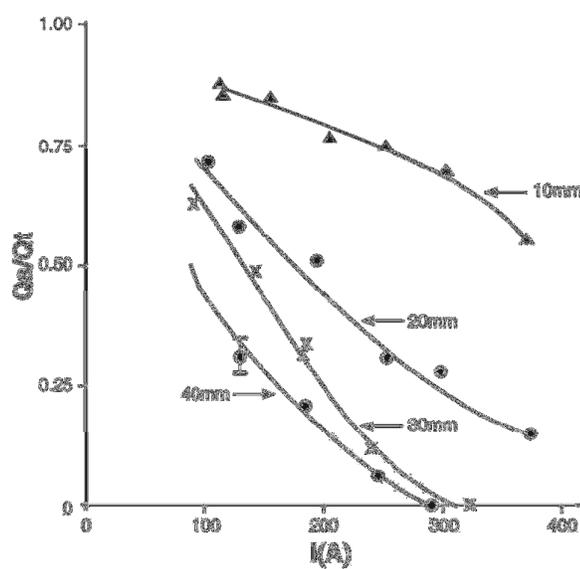


Figura 2.4 – Contribuição do calor através da gota (originado na interface arco-gota) ao calor total da frente de fusão, para diferentes extensões do arame-eletrodo,  $D_e = 1,2\text{mm}$  [Waszink, 1982]

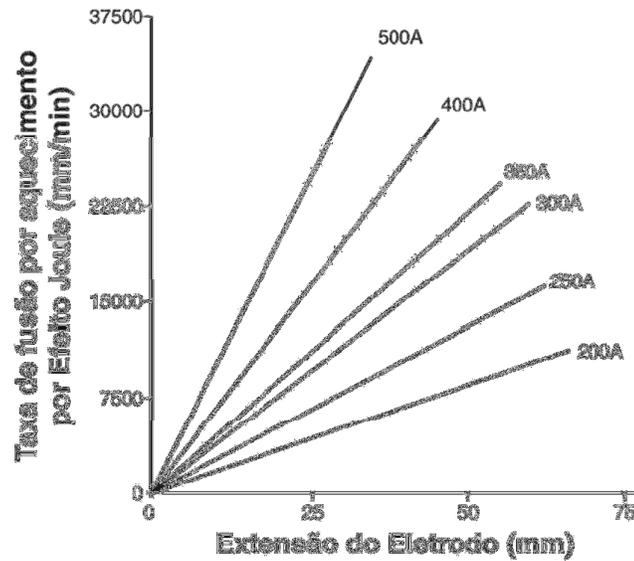


Figura 2.5 – Efeito da corrente e da extensão do arame-eletrodo na taxa de fusão (velocidade de alimentação do arame,  $V_a$ ),  $D_e = 1,2$  mm [Lesnewich, 1958]

O arame, como mencionado anteriormente, é aquecido ao longo de sua extensão por efeito *Joule*, não bastando apenas essa componente para fundi-lo. Assim, um volume unitário de arame chega à frente de fusão (Figura 2.6) previamente aquecido, onde recebe uma quantidade adicional de energia, proveniente do arco, atingindo-se o total necessário para a fusão do material [Waszink, 1982]. O líquido formado, sob a atuação da tensão superficial, tende a se tornar uma esfera, a gota de metal [Deruntz, 2003].

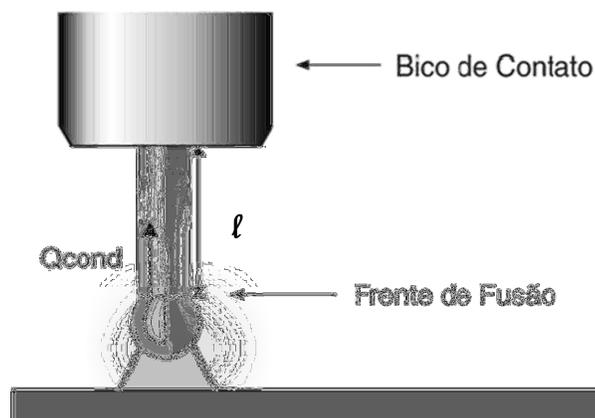


Figura 2.6 – Aquecimento da extensão sólida do arame-eletrodo ( $l$ ) [Silva et al, 2008]

O arco elétrico não incide diretamente na frente de fusão, mas na superfície inferior das gotas de metal formadas na ponta do arame-eletrodo. Portanto, o calor gerado na interface arco-gota (excluindo-se a parcela submetida à evaporação) é transmitido indiretamente para o metal sólido da frente de fusão. Em relação ao modo de transferência por curto-circuito, essa transferência é realizada por convecção. O perfil geométrico de distribuição do fluxo de corrente através da gota impõe um perfil de velocidades no líquido que compõe a mesma, no qual o material da região central do interior da gota é impelido em direção ao arco no eixo do arame, enquanto o líquido que se encontra na interface arco-gota é impelido para a frente de fusão, fluindo pela superfície da gota (Figura 2.7) [Silva, 2005].

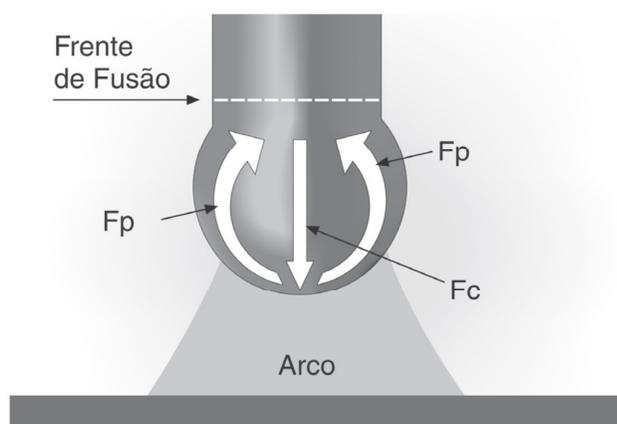


Figura 2.7 – Transferência de calor da interface arco-gota para a frente de fusão: convecção.

Perfil do fluxo de material: Fp: fluxo na periferia, Fc: fluxo central [Silva, 2005]

O calor absorvido na interface é, então, entregue ao arame-eletrodo previamente aquecido. Certa quantidade de calor é transferida por condução para a extensão sólida de arame anterior à frente de fusão mas, tanto a quantidade quanto a extensão atingida por essa porção podem ser desprezadas [Waszink, 1982].

Em processos onde se objetiva um melhor controle da transferência do metal, a forma de fornecimento de energia para o arame exerce grande influência. Exemplos são o MIG/MAG em corrente pulsada e o processo utilizado neste trabalho, o curto-circuito controlado. Em todos eles, as formas de onda de corrente são projetadas para que se obtenha um dimensionamento adequado das gotas transferidas [Amin, 1981 e 1983]. Naturalmente, em condições reais, esse volume varia, pois há vaporização do metal, a configuração da soldagem se modifica e ocorrem outras perturbações, assim como a gota também não é

perfeitamente esférica. Isto, porém, não impede que resultados satisfatórios sejam alcançados, mostrando a robustez dos processos quando os procedimentos são corretamente especificados [Silva, 2005].

A descrição teórica da formação da gota de metal no processo MIG/MIG torna-se complicada devido a alguns efeitos como a natureza dinâmica do crescimento da gota, as interações térmicas entre o arame e o plasma e o acoplamento dinâmico entre os fluxos de massa dentro da gota de metal e do gás de plasma. Devido às complexidades associadas com esses efeitos, os modelos de previsão da transferência do metal no MIG/MAG encontrados na literatura são baseados tipicamente em descrições simplificadas dos efeitos que influenciam o processo de formação da gota de metal [Haidar, 1998].

As duas teorias encontradas na literatura mais utilizadas para descrever a transferência do metal no processo MIG/MAG são: a Teoria do equilíbrio das forças estáticas (SFBT) [Green, 1960; Amson, 1965] e a Teoria da instabilidade *pinch* (PIT) [Lancaster, 1984; Allum, 1985a e 1985b].

A Teoria do equilíbrio das forças estáticas estabelece as dimensões da gota a partir do balanço das forças que atuam numa gota pendente na ponta do arame-eletrodo, e trata a tensão superficial como força de retenção e, a gravidade e a força eletromagnética como forças de destacamento. A componente radial da força eletromagnética tem sido negligenciada na maioria das investigações que utilizam SFBT. Os modelos baseados em SFBT são normalmente utilizados para previsão das dimensões da gota em baixas correntes, no modo de transferência globular [Green, 1960; Amson, 1965]. Para correntes de soldagem que correspondem à transferência do tipo *spray*, a teoria da instabilidade *pinch* é utilizada para obter as dimensões da gota ao considerar as instabilidades criadas na coluna de metal líquido, a qual está sob influência da pressão magnética existente no interior do metal líquido.

Tal teoria foi aplicada primeiramente por Lancaster, 1984. Allum, 1985, realizou investigações posteriores desta teoria e encontrou concordância entre as dimensões previstas e calculadas da gota de metal em correntes correspondentes ao modo de transferência por *spray*. Porém, tanto SFBT quanto PIT têm sido aplicadas sem sucesso na previsão do comportamento da transferência do metal durante a transição do modo globular para o modo *spray* em correntes crescentes. Rhee e Kannatey-Asibu, 1991, estenderam a teoria da instabilidade *pinch*, incluindo os efeitos da pressão do arco e encontraram que, levando esse fator em consideração, o tamanho da gota de metal aumenta. Estes autores também sugeriram

que a transição do modo globular para o modo *spray* ocorre quando o arco recobre totalmente a superfície da gota na ponta do eletrodo.

Waszink e Graat, 1983, analisaram as diversas forças que atuam na gota de metal e demonstraram que a força devido à pressão do arco é negligenciável. Kim e Eagar, 1993, compararam as previsões de ambas as teorias com medições experimentais do diâmetro das gotas e encontraram discrepâncias entre os valores previstos e aqueles medidos. Tais autores atribuíram a incapacidade da SFBT em prever o tamanho das gotas no modo de transferência *spray* às mudanças que ocorrem na geometria da ponta do arame-eletrodo em altas correntes. Com isso, estes autores sugeriram modificações na teoria do equilíbrio das forças estáticas, no sentido de incluir os efeitos do afilamento da ponta do arame-eletrodo que ocorre no modo *spray*.

Haidar and Lowke, 1996 e 1997, desenvolveram recentemente um modelo integrado arco-eletrodo para prever as propriedades do arco e dos eletrodos no processo MIG/MAG e realizaram a previsão da transição do modo de transferência globular para o modo *spray* em Argônio puro. O modelo de Haidar e Lowke, 1996, foi desenvolvido para investigar os efeitos individuais das seguintes forças: força peso, inércia, tensão superficial, forças eletromagnéticas, pressão do arco e força de arraste dos gases na formação da gota de metal no processo MIG/MAG, em correntes no intervalo de transição globular-*spray*. A Figura 2.8 ilustra as condições assumidas para o desenvolvimento deste modelo.

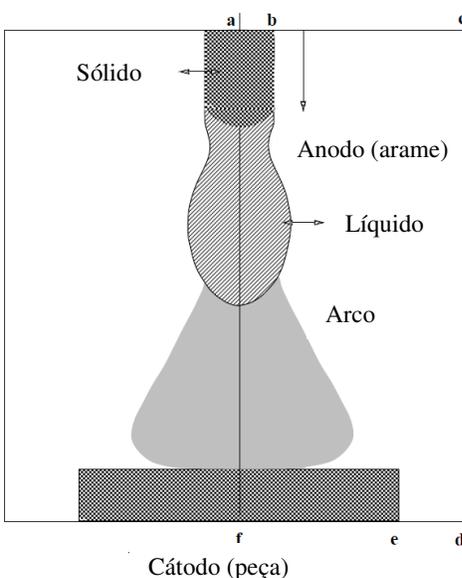


Figura 2.8 – Diagrama esquemático do arco e dos eletrodos [Haidar, 1998]

Os resultados deste estudo [Haidar, 1998] sugerem que a pressão do arco e a força de arraste quase se anulam entre si. Para as condições assumidas no modelo, foi encontrado que a componente radial da força eletromagnética é a maior responsável pelo destacamento da gota de metal e tem um papel importante na determinação da transição entre os modos de transferência globular e *spray*. Para correntes correspondentes ao modo globular, foi encontrado também que a componente axial da força eletromagnética contribui para o destacamento da gota, porém, tem efeitos muito pequenos comparados àqueles da componente radial. A força peso teve um papel importante no modo globular, mas efeitos não significativos em correntes correspondentes ao modo de transferência do tipo *spray*.

O tamanho das gotas tem uma influência marcante nas propriedades da solda. Foram identificados, experimentalmente, dois principais modos de transferência do metal: globular, cujos diâmetros das gotas formadas são maiores ou iguais ao diâmetro do arame; e *spray*, com diâmetros menores que o diâmetro do arame [Kim e Eagar, 1993; Lesnewich, 1958]. Haidar e Lowke, 1996, também estabeleceram um método para previsão do tamanho e frequência das gotas no processo MIG/MAG. O método permite a determinação da forma geométrica das gotas em função do tempo, e inclui uma descrição completa das características do arco bem como das interações entre o plasma e o arame. A transição do modo de transferência globular para o modo *spray* foi prevista e este estudo se mostrou em razoável concordância com os experimentos. Em baixas correntes, o grande tamanho das gotas é determinado majoritariamente pelo equilíbrio entre gravidade e tensão superficial, caracterizando o modo de transferência globular. Em altas correntes, o surgimento de pequenas gotas, caracterizando o modo *spray*, ocorre devido à influência das forças originadas pelo campo magnético que surge pela passagem da corrente através da gota de metal.

Outra contribuição para a fusão do arame-eletrodo que poderia ser considerada é a radiação do arco, citada por Lesnewich, 1958. No entanto, suas experiências indicam que a contribuição desta componente não é significativa.

## **2.4 Forças Envolvidas na Transferência do Metal**

Desde o início do seu crescimento na ponta do arame-eletrodo, o metal líquido a ser transferido à peça está submetido a forças, assim como também o está a poça de fusão. Tais forças têm considerável influência no resultado da soldagem, contribuindo na determinação do modo e dinâmica da transferência do metal e das características da solda. Conforme

exposto em seção anterior, dois mecanismos que podem ser encontrados na literatura e são os mais aceitos para descrever a formação e o destacamento da gota de metal são: a Teoria do equilíbrio das forças estáticas e da Instabilidade *pinch* [Scotti e Ponomarev, 2008]. A Teoria do equilíbrio das forças estáticas cita como principais forças atuantes a força gravitacional, a força devido à tensão superficial, a força eletromagnética, a força de arraste dos gases e a força de vaporização. A gota de metal é transferida quando o somatório das forças de destacamento supera o somatório das forças de retenção. Um esquema das forças citadas é mostrado na Figura 2.9.

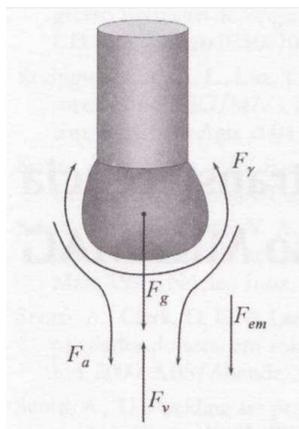


Figura 2.9 – Forças que atuam sobre a gota de metal: força gravitacional ( $F_g$ ), força devido à tensão superficial ( $F_\gamma$ ), força eletromagnética ( $F_{em}$ ), força de arraste ( $F_a$ ) e força de vaporização ( $F_v$ ) [Scotti e Ponomarev, 2008]

A teoria do equilíbrio das forças estáticas é utilizada para descrever a transferência do metal em intervalos de corrente até a corrente de transição, ou seja, quando o modo de transferência é globular. Conforme já mencionado, para valores de corrente acima do intervalo de transição a teoria da instabilidade *pinch* é mais indicada, sendo utilizada para descrever a transferência do metal no modo *spray*.

#### 2.4.1 Força Gravitacional

A força peso ou força gravitacional é originada pela ação da gravidade e sua intensidade depende, além da aceleração da gravidade, da massa da gota de metal, que por sua vez é função do peso específico do metal líquido e do volume da gota. Sabendo que a

aceleração da gravidade e o peso específico do material são constantes para uma dada situação de soldagem, e assumindo que a gota de metal tem forma esférica, a intensidade de atuação desta força depende única e exclusivamente do seu diâmetro. Esta força auxilia no destacamento da gota quando a soldagem é realizada na posição plana, situação onde o arame-eletrodo está num plano vertical, orientado para baixo. O contrário acontece para soldagem sobre-cabeça, situação em que a força gravitacional atua no sentido de forçar a gota de metal contra o arame-eletrodo. Outro aspecto interessante sobre esta força é que ela continua agindo mesmo após o destacamento da gota [Machado, 1996; Scotti e Ponomarev, 2008; Simpson e Zhu, 1995].

#### **2.4.2 Força devido à Tensão Superficial**

Esta é uma das forças mais importantes para manter a gota aderida ao arame-eletrodo, seja qual for a posição de soldagem [Wainer et al, 2002]. No interior de um líquido a força resultante sobre cada átomo é pequena ou nula, porém, sobre os átomos da superfície a resultante da atração é para o interior, isso devido à densidade molecular dentro de um líquido ser maior do que em um gás ou plasma. É o que acontece na transferência do metal sob o arco de soldagem. O crescimento de uma gota de metal implica no aumento da área de sua superfície, fenômeno que demanda energia – chamada “energia livre de superfície”. Logo, para criar uma nova área de superfície é demandada uma força. A força atuando sobre uma área produz uma tensão, a tensão superficial. Esta tensão superficial é numericamente igual à energia livre de superfície [Machado, 1996; Scotti e Ponomarev, 2008].

A força devido à tensão superficial retém a gota na ponta do arame-eletrodo, agindo contrariamente ao seu destacamento, além de crescer proporcionalmente ao diâmetro da gota. Se não houvesse outras forças em sentido contrário, como a força gravitacional, o volume de uma gota cresceria infinitamente. Mas, como  $F_y$  cresce (retendo a gota) em proporção direta com o diâmetro, enquanto sua oponente  $F_g$  (que na posição plana facilita o destacamento da gota) aumenta em proporção do diâmetro ao cubo, vai haver um momento em que a gota destaca-se. O diâmetro em que este fenômeno acontece denomina-se diâmetro crítico. Ainda, na transferência por curto-circuito, existe um momento em que a força devido à tensão superficial contribui com o destacamento da gota, no momento do contato com a poça de fusão. Assim, enquanto não houver contato gota-poça, a força devido à tensão superficial é contrária à transferência, mas, passa a favorecê-la quando há o contato.

### 2.4.3 Força Eletromagnética

Um condutor gera ao seu redor um campo magnético que, por sua vez induz forças radiais no sentido do centro do condutor. Estas forças são chamadas forças eletromagnéticas ou forças de *Lorentz*, e aumentam de valor em função do aumento de densidade de corrente. Para um condutor sólido, a influência desta força pode ser desprezada, porém, quando se trata da gota de metal em estado líquido, o efeito desta força tende a comprimi-la. Essa pressão de compressão devido à força eletromagnética é dependente do raio do condutor, sendo maior para menores seções transversais de condução (menor raio) [Machado, 1996; Scotti e Ponomarev, 2008]. Conforme mostra a Figura 2.10, o que realmente importa é a seção utilizada para condução de corrente, que depende das interfaces entre arame-gota e gota-arco. Em baixas correntes, Figura 2.10 (a), a pressão devido à força eletromagnética é máxima na calota inferior da gota de metal, isso devido à densidade de corrente convergente. Sabendo que um líquido movimenta-se de um ponto de maior pressão para outro de menor pressão, a força eletromagnética ajuda a reter a gota na ponta do arame eletrodo.

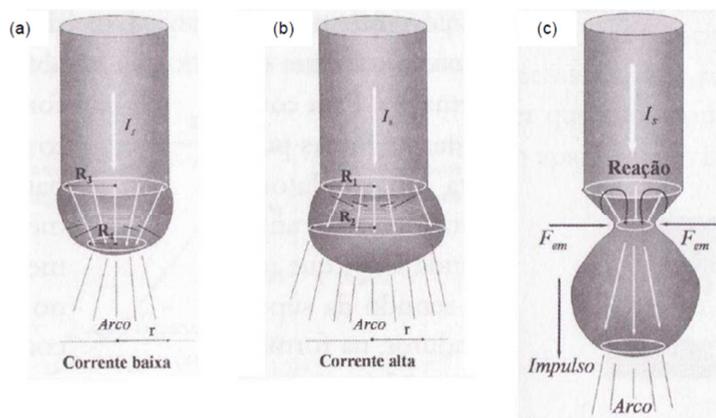


Figura 2.10 – Efeito da força eletromagnética. Em (a) densidade de corrente convergente ( $R_3 > R_4$ ), em (b) densidade de corrente divergente ( $R_1 < R_2$ ) e, em (c) Efeito *Pinch* (adaptado de [Scotti e Ponomarev, 2008])

Em correntes mais elevadas, a densidade de corrente passa a ser divergente, aumentando a seção transversal de condução, que agora é maior que o diâmetro do arame-eletrodo, Figura 2.10 (b). Neste caso, a força eletromagnética atua no sentido de destacamento da gota. Quando a gota alcança um diâmetro próximo ao seu diâmetro crítico, inicia-se um

fenômeno semelhante à estricção da gota na interface arame-gota, Figura 2.10 (c). Há uma redução da seção transversal próximo ao arame-eletrodo e um crescimento da densidade de corrente de forma abrupta, gerando uma grande pressão nesta seção. A gota é impulsionada para frente favorecendo o seu destacamento, fenômeno este denominado efeito *pinch*. Essa componente da força é sempre direcionada para o centro do condutor sendo igualmente importante no transcurso da transferência do metal no processo MIG/MAG [Slania, 1996].

Quando há variação na seção circular do macro condutor, como a que ocorre entre a frente de fusão e a interface arco-gota, esta força é dotada de uma componente axial, a qual é determinante em relação à transferência do metal. A componente axial da Força de *Lorentz* pode atuar a favor ou contra o destacamento da gota, mas sempre no sentido de aumento da área do condutor (Figura 2.11), enquanto o efeito *pinch* é responsável pela constrição da ponte metálica líquida adjacente ao eletrodo maciço, normalmente favorecendo o destacamento. Dada a Figura 2.11, a atuação da força de Lorentz depende da corrente elétrica e das características direcionais de seu fluxo [Choi et al, 1998].

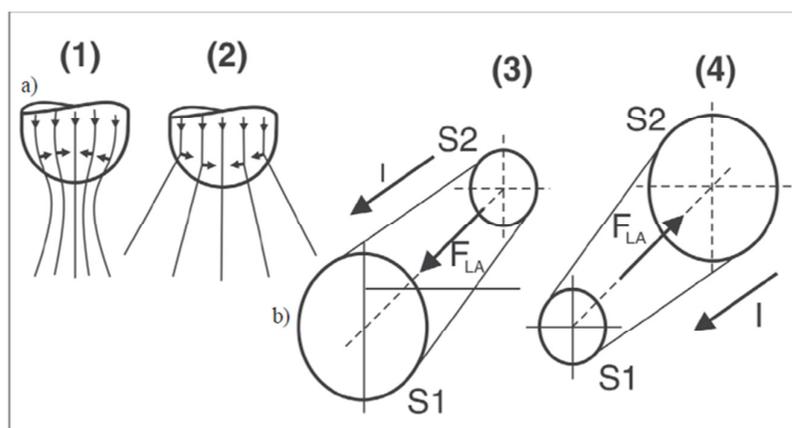


Figura 2.11 – Atuação da Força de Lorentz, originada pelos campos eletromagnéticos na soldagem MIG/MAG: (a) desmembramento da força em componente axial e longitudinal; (b) atuação da componente longitudinal ( $F_{LA}$ ). (a)1 e (b)4 são correspondentes, caracterizando uma  $F_{LA}$  contrária ao destacamento da gota. Já (a)2 e (b)3 caracterizam uma resultante  $F_{LA}$  a favor do destacamento [Baixo, 1999]

A força de *Lorentz* também aparece quando se trata dos raios anódicos e catódicos, os quais concentram a corrente elétrica momentaneamente em pontos específicos do eletrodo, podendo atuar no sentido de reter a transferência da gota de metal [Baixo, 1999; Kim, 1993].

#### 2.4.4 Força de Arraste

A força de arraste é originada pelo jato de plasma em contato com a gota. Devido a questões aerodinâmicas, depressões são geradas sob a gota, na forma de vórtices, fazendo com que esta seja sugada e arrastada pelo fluxo. Desse modo, esta força sempre contribui para o destacamento da gota, uma vez que a direção do fluxo do jato plasma é sempre do arame-eletrodo para a poça de fusão, independente da posição de soldagem. Conforme mostra a Figura 2.12, após o destacamento, durante o voo livre da gota, a força continua agindo, visto que a velocidade do jato de plasma é sempre maior que a velocidade de deslocamento da gota [Scotti e Ponomarev, 2008; Wainer et al, 2002]. A intensidade desta força depende do diâmetro da gota, da densidade do metal líquido, da velocidade do jato de plasma e do coeficiente de arraste do sistema.

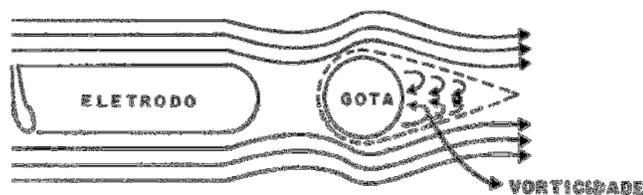


Figura 2.12 – Linhas de fluxo do gás de proteção através da gota de metal [Wainer et al, 2002]

#### 2.4.5 Força de Vaporização

A força de reação de vaporização é originada pela vaporização dos componentes do metal do arame-eletrodo na interface arco-gota. Nesta região é gerado muito calor, originando jatos de vapores metálicos. Segundo Scotti e Ponomarev, 2008, a ação desta força é mais significativa quando se tem polaridade direta (CCEN), provavelmente porque a área de interface arco-gota é menor e a densidade de corrente é maior, resultando em alta intensidade de vaporização. Caso o acoplamento do arco se dê somente na calota inferior da gota, esses jatos exercem uma força de reação sobre a gota, tendendo a mantê-la mais tempo retida, acarretando um aumento do valor do diâmetro crítico e consequente agregação de volume à gota de metal. Quanto menor esta área de interface, mais pontual é a atuação desta força de reação e, se a mesma se der fora da linha de centro da gota, pode desviá-la de sua trajetória

normal, ocorrendo repulsão instável da gota e formação de salpicos, conforme mostra a Figura 2.13. Esse fenômeno é comumente observado na soldagem MAG com  $\text{CO}_2$ , gás com alta capacidade de troca de calor [Ponomarev et al, 2004]. Não se deve esperar ação do efeito de  $F_v$  quando a gota já estiver destacada.

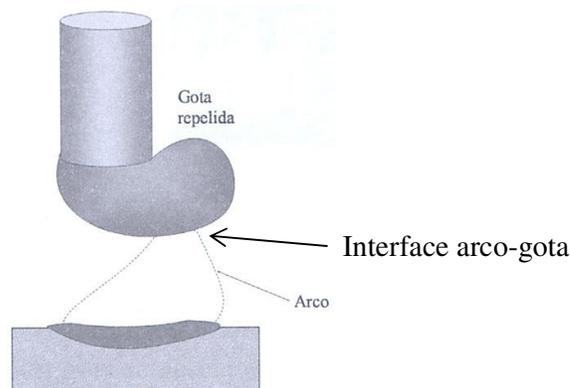


Figura 2.13 – Desvio da gota devido ao arco com conexão concentrada e fora da linha de centro [adaptado de Scotti e Ponomarev, 2008]

Entretanto, a força eletromagnética também pode ser responsável pela repulsão da gota [Machado, 1996]. Para que a força eletromagnética atue no sentido contrário ao destacamento da gota, as mesmas condições descritas anteriormente, densidade de corrente convergente, uso de polaridade negativa e de misturas  $\text{Ar-CO}_2$ , são válidas. Esse fenômeno pode ser classificado como o modo de transferência por gotas repelidas (globular repulsivo), o qual ocorre em níveis de correntes ligeiramente acima das utilizadas na transferência globular.

## 2.5 Gases de Proteção

### 2.5.1 Função

O processo de soldagem MIG/MAG requer um fluxo de gás em torno do metal de base e do arame-eletrodo para produzir soldas com qualidade. Os gases empregados têm como função principal a proteção do material fundido contra elementos da atmosfera que possam comprometer a integridade da solda efetuada. Eles formam uma barreira física contra o acesso de, principalmente, oxigênio, nitrogênio e hidrogênio, reduzindo a susceptibilidade à formação de poros, excesso de óxidos, nitretos, inclusões e trincas a frio, todos prejudiciais à

resistência mecânica da junta soldada [Irving, 1994; Chae et al, 1999]. Ainda, exercem efeitos adicionais e não menos importantes, como estabilizar o arco, controlar a operacionalidade e transferência do metal, influir sobre geometria, propriedades mecânicas e características metalúrgicas da solda [Scotti e Ponomarev, 2008].

Para que todos estes objetivos sejam alcançados, o fluxo de gás de proteção no bocal da tocha deve ser adequado, evitando o escoamento turbulento, e não deve haver orifícios que permitam entrada de ar no fluxo. Ambas as situações permitiriam a chegada de ar atmosférico na poça. É importante citar que a configuração do bocal da tocha e da junta tem influência determinante na eficiência de proteção da região da poça fundida. Na realidade, a importância dos gases utilizados na soldagem MIG/MAG se estende à própria viabilidade de realização do processo, pois deles depende a própria subsistência do arco elétrico de maneira coerente. Ao serem aquecidos e submetidos à tensão elétrica entre os eletrodos, os gases se dissociam liberando íons, necessários à formação do plasma e condução da corrente [Silva et al, 2007].

Outra função importante e já citada diz respeito à estabilidade do arco. Gases oxidantes são adicionados para que se forme uma película óxida sobre a poça fundida, propiciando a chamada estabilização dos pontos catódicos [Vaidya, 2002; Baixo, 1999; Irving, 1994]. Caso contrário, o arco é alimentado de elétrons advindos das bordas da poça aleatoriamente, o que está relacionado à queda de estabilidade do arco. Este fato é identificado pelo aparecimento de ataque eletroquímico nesta região [Baixo, 1999].

### **2.5.2 Efeitos**

Muitas vezes citados como funções dos gases, os efeitos que os mesmos causam no processo não são assim considerados, pois, as características do processo e do resultado vão depender não apenas da composição dos gases, mas de toda a configuração do procedimento, incluindo vários outros parâmetros de soldagem [Silva et al, 2007]. Para exemplificar o exposto, cita-se o efeito do gás  $\text{CO}_2$  de restringir o arco e, conseqüentemente, causar uma redução de área da interface arco-gota, em comparação com outra mistura mais pobre em  $\text{CO}_2$ , em regulagens de processo semelhantes. Este comportamento se deve a maior condutividade térmica do  $\text{CO}_2$ , e tende a originar uma força na gota em sentido contrário ao seu destacamento, o que, por sua vez, tende a levar o processo ao modo de transferência por curto-circuito [Vaidya, 2002; Baixo, 1999; Stenbakca e Persson, 1989]. No entanto, não se

pode afirmar que é função do  $\text{CO}_2$  definir o modo de transferência durante a soldagem, pois, isso dependerá principalmente dos parâmetros corrente de soldagem e tensão elétrica do arco.

A eficiência de proteção diz respeito, basicamente, à proteção da poça de fusão e das gotas em transferência de reações com elementos nocivos presentes no meio ambiente. O próprio gás de proteção pode também ter comportamento reativo com o metal de solda. Devido a esse fato, os gases de proteção são classificados como Inertes ou Ativos. Os gases Inertes são aqueles que não reagem quimicamente com o metal de solda (sendo o Ar e He os mais utilizados comercialmente), enquanto os Ativos são aqueles que, puros ou combinados com gases inertes, têm reatividade química moderada e controlada (sendo o  $\text{CO}_2$ ,  $\text{O}_2$ ,  $\text{N}_2$  e  $\text{NO}$  os mais utilizados).

A estabilidade do arco está vinculada às propriedades físico-químicas dos gases de proteção, destacando-se o potencial de ionização, a condutividade térmica (ou capacidade de troca de calor) e o potencial de oxidação. O potencial de ionização é a energia (em eV) necessária para ionizar o gás – um gás ionizado conduz eletricidade. Tanto a abertura quanto a estabilidade do arco são fortemente influenciadas por esta propriedade do gás. Desta forma, o Ar (baixo potencial de ionização) apresenta maior facilidade de abertura e maior estabilidade do arco que o He (maior potencial de ionização). Para um mesmo comprimento do arco e mesma corrente de soldagem, a tensão é maior para o He (arco “quente”) quando comparado ao Ar (arco “frio”) [Scotti e Ponomarev, 2008].

Os gases de proteção constituídos por moléculas de dois ou mais átomos ( $\text{CO}_2$ ,  $\text{H}_2$  e  $\text{O}_2$ ) se dissociam no arco (devido às altas temperaturas) em seus componentes atômicos antes de serem ionizados. Desta forma, para gases moleculares, certa quantidade de energia é necessária para dissociá-los e outra para ionizar os átomos dos mesmos. A soma desta energia normalmente torna-se maior do que a do Ar, mas menor do que para o He. Esta é a razão para misturas de argônio com gases moleculares ou  $\text{CO}_2$  puro demandarem maior tensão de soldagem (tornando-se arcos “quentes”). Os gases ionizados (e/ou dissociados) em contato com a poça de fusão (relativamente fria) se recombinaem e liberam energia neste ponto, afetando a formação do cordão de solda.

A capacidade de troca de calor é a capacidade que o gás tem de conduzir calor (seja para o meio ou para a chapa a ser soldada). A alta capacidade de troca de calor de gases como He,  $\text{CO}_2$  e  $\text{H}_2$  favorece a eficiência de fusão (zona fundida maior). Alguns autores creditam à baixa capacidade de troca de calor do Ar o formato de cálice (ou forma de dedo) dos cordões produzidos quando se utiliza este gás (Figura 2.15), mas, conforme já mencionado nesta

seção, o gás é apenas um dos fatores que governam a formação geométrica do cordão, e a ação mecânica é muito importante neste caso. Quanto maior a capacidade de troca de calor, maior a tensão elétrica do arco [Machado, 1996; Scotti e Ponomarev, 2008; Wainer et al, 2002].

Um alto poder de oxidação dos gases pode ser maléfico por oxidar os materiais de solda. Por outro lado, a presença de uma camada de óxido sobre a poça é condição necessária para a estabilidade do arco (efeito emissão por campo). Na soldagem de metais reativos, os mesmos sempre têm essa camada necessária, não havendo problema de estabilidade. Mas os metais menos reativos, como os aços, demandam gases ativos para se obter arcos estáveis. Por outro lado, a reatividade dos gases de proteção afeta também as propriedades resultantes da solda.

Além dos efeitos de gerar porosidade e fragilização de modo similar ao que a falta de proteção promove, os gases com algum potencial de oxidação reagem com elementos presentes no metal de adição e metal de base (formam normalmente uma escória na superfície do cordão de solda). Isso pode acarretar perdas significativas de elementos de liga, afetar a quantidade de escória, a taxa de emissão de fumos, a fluidez da poça de fusão e as propriedades mecânicas do cordão resultante [Machado, 1996; Scotti e Ponomarev, 2008; Wainer et al, 2002].

O potencial de oxidação também afeta o formato do cordão de solda, uma vez que altera a tensão superficial entre o metal fundido e o meio em sua volta (molhabilidade). Gases com baixo potencial de oxidação reduzem a molhabilidade e favorecem a produção de cordões irregulares e convexos. Na transferência por curto-circuito, apesar de o metal não ser transferido através do arco, a composição do gás é capaz de afetar o tamanho da gota e a duração do curto-circuito, alterando a estabilidade do processo. Desta forma, por diversas razões, o gás de proteção afeta significativamente a geometria da solda. Um efeito importante do  $\text{CO}_2$ , no caso de imposição de corrente durante a transferência por curto-circuito, é o aumento da potência gerada no processo, em comparação com gases mais pobres em  $\text{CO}_2$ , reiterando-se que em regulagem semelhante de corrente. Uma mesma corrente impõe tensões maiores para misturas com mais  $\text{CO}_2$ . Isto se traduz em maior fluidez na poça, e conseqüente maior molhabilidade [Silva et al, 2007; Stenbakca e Persson, 1989; Irving, 1994; Dillenbeck et al, 1987].

A tendência de geração de uma força contra o destacamento da gota é a razão pela qual também há maior tendência a salpicos, conforme o aumento de  $\text{CO}_2$  no gás (Figura 2.14)

[Moyer, 2002; Irving, 1999; Dillenbeck et al, 1987]. Em se tratando de salpicos, existe também o efeito explosivo causado por gases ricos em  $\text{CO}_2$ , advindo da formação de gases de oxidação e sua expansão repentina. Este fato contribui para a afirmação de que gases ricos em  $\text{CO}_2$  produzem, em geral, pior acabamento da solda e necessidade de limpeza adicional da mesma e, devido à adesão de salpicos ao bocal da tocha, maior tempo de limpeza desse e maior possibilidade de contaminação da poça de fusão, por perturbação no fluxo de gás [Baixo, 1999; Stenbakca e Persson, 1989; Chae et al, 1999; Liu e Siewert, 1989].

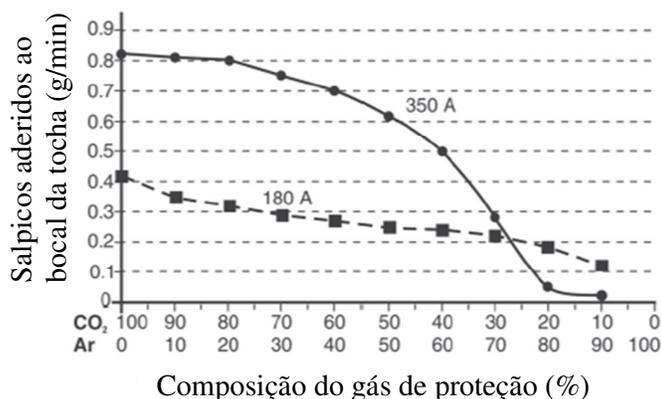


Figura 2.14 – Redução do nível de salpicos com a redução do teor de  $\text{CO}_2$  no gás de proteção [Irving, 1999]

A literatura também cita como função do gás de proteção a determinação do perfil e profundidade de penetração. Vaidya, 2002, afirma que isto advém de uma tendência de misturas com alta porcentagem de Ar em relação ao  $\text{CO}_2$  causarem transferência do tipo aerossol (*spray*), o que causaria maior eficiência de fusão no centro do cordão de solda e o chamado *finger shaped* (penetração em forma de dedo, Figura 2.15 (a)), enquanto crescentes porcentagens de  $\text{CO}_2$  levariam a uma transferência por curto-circuito, modificando o perfil transversal do cordão de solda. Outros autores afirmam que esta tendência ao *finger shaped* para misturas mais ricas em Ar advém da maior concentração de calor na região central do arco, ou ainda, pela possível maior força de arraste sobre as gotas [Baixo, 1999].

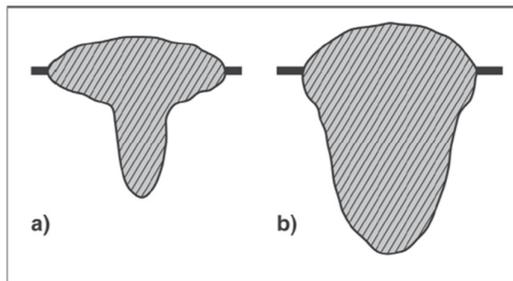


Figura 2.15 – Perfis de penetração típicos obtidos com misturas de Ar + CO<sub>2</sub> (a) baixa porcentagem de CO<sub>2</sub> e (b) alta porcentagem de CO<sub>2</sub> [Silva et al, 2007]

A condutividade térmica está relacionada com a energia de dissociação e ionização e afeta a concentração e distribuição da temperatura no arco. O argônio possui baixa condutividade térmica, de maneira que o calor não se espalha radialmente no arco, causando uma distribuição de calor na forma de uma coluna estreita no arco plasma no qual o metal é transferido. Isso também está relacionado com a obtenção de perfis de penetração com a forma de dedo [Machado, 1996; Gonzalez, 1997].

Como foi mencionado, o modo de transferência do metal durante a soldagem é fator determinante para o resultado do perfil geométrico transversal da solda, sendo que sua determinação depende, principalmente, da corrente de soldagem e da tensão do arco elétrico, tendo o gás de proteção apenas influência no resultado.

## 2.6 O Processo MIG/MAG com Transferência por Curto-circuito Convencional

O processo de soldagem MIG/MAG convencional utiliza uma fonte de energia do tipo tensão constante, sendo a corrente uma variável dependente, fundamentalmente, da velocidade de alimentação do arame e das suas características físicas e químicas. Assim, as variáveis independentes e básicas, e que são previamente ajustáveis, são a tensão e a velocidade do arame-eletrodo. De acordo com o nível das mesmas e, também, em dependência do tipo de gás de proteção, o processo apresenta diferentes configurações de transferência do metal [Gohr, 2002].

A transferência por curto-circuito ocorre para um comprimento do arco suficientemente curto (baixa tensão) que possibilita o contato do metal líquido na ponta do eletrodo com a poça de fusão antes que ocorra o seu destacamento. Esta forma de transferência é mais utilizada na soldagem com baixas correntes. Assim, a ponta do eletrodo,

formada por uma gota de metal fundido, atinge periodicamente a poça de fusão, ocasionando um curto-circuito e a extinção do arco elétrico. Durante o curto-circuito, a corrente tende a se elevar rapidamente, causando uma maior fusão do eletrodo por efeito *Joule* e, ao mesmo tempo, o metal fundido tende a se transferir para a poça de fusão por ação da tensão superficial e de forças de origem eletromagnética. Eventualmente, o curto é rompido (o que pode ocorrer de uma forma mais ou menos violenta com a vaporização de parte do material entre o eletrodo e a poça de fusão e a formação de salpicos) e o arco é restabelecido. A corrente, inicialmente elevada ao final do curto-circuito, vai se reduzindo progressivamente e, ao mesmo tempo, a fusão do eletrodo ocorre mais lentamente, iniciando-se um novo ciclo com a redução do comprimento do arco. A Figura 2.16 mostra imagens extraídas de uma filmagem de alta velocidade da transferência do metal por curto-circuito [Marques et al, 2009].

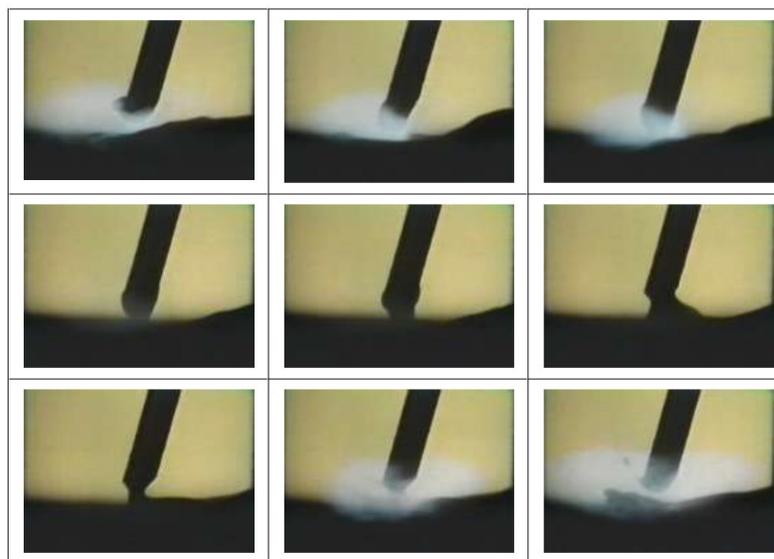


Figura 2.16 – Imagens obtidas a partir de filmagem em alta velocidade da transferência por curto-circuito [Marques et al, 2009].

Para descrever de forma sucinta a transferência por curto-circuito, a soldagem será considerada em regime permanente. Na Figura 2.17 são mostradas as formas de onda da tensão e da corrente típicas para essa modalidade de transferência. Para melhor entendimento, a transferência será dividida em quatro etapas, Figura 2.18. Na etapa A, a extremidade do eletrodo encontra-se no ponto mais afastado da poça de fusão e o arco possui o estado de

maior nível energético, onde a corrente e a tensão atingem seus máximos. O valor da corrente é reduzido exponencialmente a fim de conduzir a tensão ao valor de referência (valor de tensão ajustado para a soldagem), a uma taxa de decrescimento determinada através da indutância da fonte de soldagem. Essa etapa é responsável pela maior parcela na formação da gota de metal, produto da elevada taxa de fusão do arame. Na etapa B, o arco inicia um período de estabilização, onde a tensão do arco tende ao valor de referência e, devido à redução da energia, a gota continua crescendo, porém, com uma taxa menor.

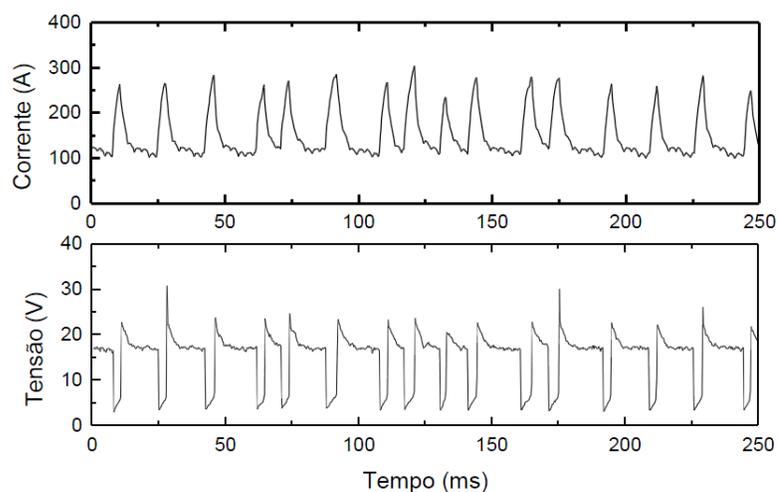


Figura 2.17 – Oscilograma da transferência por curto-circuito para um arame de aço inoxidável (AWS E308) de 1,0 mm de diâmetro. Gás de proteção Ar + 2% O<sub>2</sub> [Marques et al, 2009].

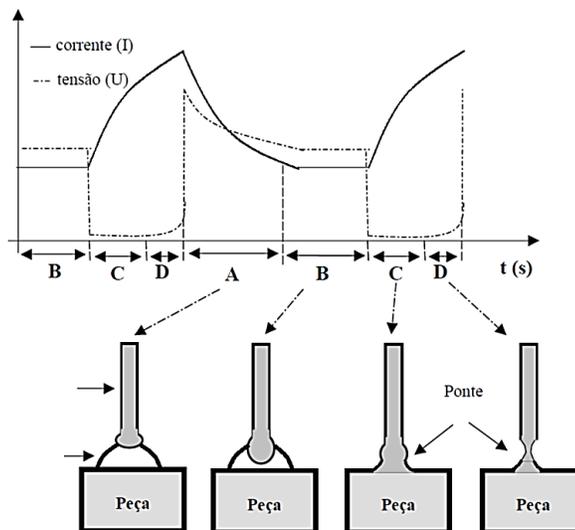


Figura 2.18 – Sequência de separação da gota de metal na transferência por curto-circuito  
[Gohr, 2002]

Na etapa C, em função do contato da gota com a poça de fusão (curto-circuito), parte da gota é transferida por tensão superficial. Este contato causa, também, uma elevação na corrente elétrica, fazendo com que as forças de origem eletromagnética aumentem a intensidade da pressão sobre o eletrodo e a massa fundida. A elevação do valor de corrente ocorre porque a fonte de soldagem tenta restabelecer o valor da tensão de referência. Neste caso, também, a indutância é que determina a taxa de subida da corrente. Na etapa D é iniciado o processo de constrição da parte restante da gota que forma a ponte de ligação entre o eletrodo e a peça. Uma das principais forças que atuam nesse momento é a eletromagnética (efeito *pinch*), sendo sua intensidade tanto maior quando maior o valor da corrente e menor o diâmetro da ponte. Como a corrente é cada vez maior, a força também acompanha esse aumento, reduzindo cada vez mais o diâmetro da ponte. Com essa redução, a força aumenta ainda mais. Isso causa uma espécie de realimentação, acelerando o processo de constrição [Gohr, 2002].

A regularidade da transferência do metal está condicionada a um equilíbrio entre a velocidade com que o eletrodo é introduzido no arco e a taxa de formação e transferência das gotas à poça de fusão (taxa de fusão do eletrodo). No processo por curto-circuito, a regularidade do processo de soldagem, bem como a formação de salpicos [Baixo e Dutra, 1995], estão fortemente relacionados à indutância de saída. Alguns equipamentos de soldagem permitem o ajuste do valor dessa indutância através da utilização de “*taps*”.

Entretanto, para se obter um melhor resultado é primordial o ajuste contínuo do valor da indutância. O ajuste contínuo da indutância não evita a ocorrência de salpicos, apenas contribui para a determinação do ponto de operação onde os mesmos são minimizados.

De acordo com a literatura [Maruyama et al, 1995; Stava, 1993] e observações práticas, os salpicos ocorrem frequentemente no momento em que a gota toca a peça e durante a reignição do arco, Figura 2.19.

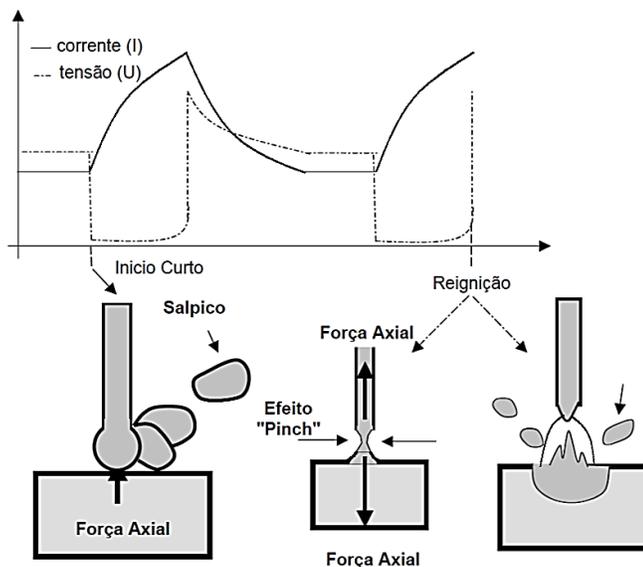


Figura 2.19 – Detalhe da transferência quando ocorre o curto-circuito [Gohr, 2002]

Quando a gota está na iminência de tocar na peça, a forma como o arco distribui-se sobre a gota pode fazer com que a força eletromagnética atue no sentido de empurrar a gota para cima (Figura 2.11) [Baixo, 1999; Kim e Eagar, 1993], projetando-a para fora da região da poça de fusão, dependendo do valor da corrente. Além disso, a passagem de corrente pela pequena área inicial de contato da gota com a peça causa uma elevação pontual de temperatura e, conforme o valor da corrente, pode ocorrer a evaporação de metal fundido, provocando micro explosões. Esses dois eventos são apontados por gerar os salpicos de maior volume. Durante a reignição do arco é descrito que são produzidos os salpicos finos, sendo apontados os fatores abaixo listados como principais causadores dos mesmos.

- Máxima densidade de corrente devido ao elevado valor da corrente e da pequena área transversal da ponte – formada pelo metal fundido, entre a ponta do eletrodo e a peça. A

elevada densidade de corrente provoca um superaquecimento do metal fundido com consequente explosão, o que acaba expulsando parte do metal fundido em forma de salpicos.

- Grande pressão sobre a poça de fusão, logo após a reabertura do arco com o rompimento da ponte, causada pela alta densidade de corrente passando por uma pequena região gasosa.

- Máximas forças eletromagnéticas, devido ao elevado valor da corrente e da pequena área transversal da ponte.

- Força de escoamento muito grande, devido à gota estar toda em contato com a peça.

Deve-se levar em consideração que estas explicações têm como base um modelo matemático que possui simplificações e limitações [Baixo, 1999; Kim e Eagar, 1993; Waszink, e Graat, 1983] existindo, ainda, outras forças não consideradas.

A alta geração de salpicos é um dos maiores inconvenientes do processo curto-circuito convencional com indutância pré-ajustada. Este fenômeno é ilustrado na Figura 2.20, obtida a partir de filmagem em alta velocidade.

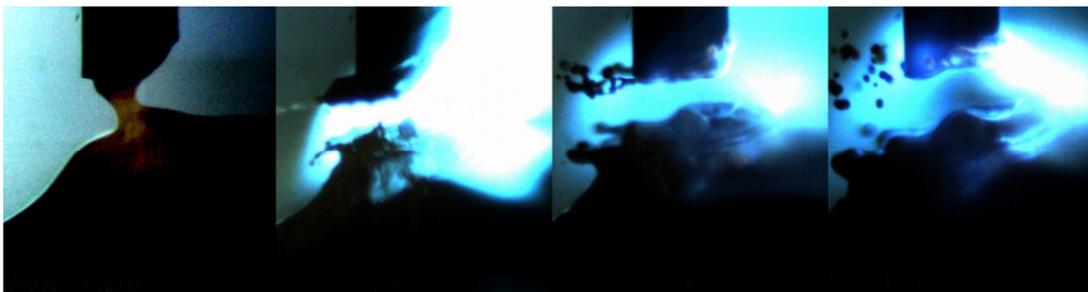


Figura 2.20 – Geração de salpicos durante a transferência do metal por curto-circuito convencional [Wilhelm et al, 2010]

Para minimizar a incidência de salpicos é necessário controlar o processo de curto-circuito. Devido principalmente aos avanços da eletrônica, modernas fontes de potência oferecem atualmente a possibilidade de reduzir a corrente de soldagem imediatamente antes de a gota fundida tocar a poça de fusão e aumentá-la novamente logo após o contato, voltando a reduzi-la imediatamente antes do rompimento da ponte líquida e aumentá-la novamente na fase de arco [Wilhelm et al, 2010]. Experimentos indicam que o controle da corrente no sentido de reduzi-la – no instante que a gota toca a poça e quando ocorre a reignição do arco – apresentam excelentes resultados com relação à redução de salpicos [Maruyama et al, 1995; Stava, 1993; Ogasawara et al, 1987; Yamamoto et al, 1990; Nacey, 1993]. Este trabalho tem como objetivo principal avaliar o processo de soldagem com transferência do metal por curto-

circuito com controle de corrente. Assim, um melhor detalhamento sobre este processo será visto mais adiante.

## 2.7 Fontes de Soldagem para o Processo MIG/MAG

Desde as últimas décadas do século passado tem ocorrido uma revolução no projeto e construção de fontes para soldagem, revolução esta que está associada com a introdução de sistemas eletrônicos para o controle nestes equipamentos. Atualmente, pode-se separar as fontes em duas classes básicas: máquinas convencionais, cuja tecnologia básica vem das décadas de 1950 e 60 (ou antes), e máquinas "eletrônicas", ou modernas, de desenvolvimento mais recente (décadas de 1970, 1980, 1990 e 2000) [Marques et al, 2009].

Os desenvolvimentos no campo da eletroeletrônica vêm permitindo a atuação dos diversos métodos de controle nas características dinâmicas das fontes, ou seja, tornaram possível realizar previsões e melhorias na abertura do arco, durante mudanças rápidas de comprimento do arco, durante a transferência do metal e, no caso da soldagem com corrente alternada, durante a extinção e reabertura do arco a cada meio ciclo de corrente. Consequentemente, torna-se possível atuar, por exemplo, na dinâmica de subida e descida da curva de corrente no processo com transferência por curto-circuito, através do controle da indutância da fonte. A alteração desta característica influencia na duração e frequência dos curtos-circuitos, além do valor máximo de corrente atingido nos ciclos afetando, desse modo, as condições de transferência e a estabilidade do processo.

Em comparação com as fontes convencionais, as fontes com controle eletrônico apresentam diversas vantagens, entre elas:

- Resposta dinâmica e reprodutibilidade muito superiores.
- Permitem simular diferentes curvas características, dependendo das características de seu sistema de controle.
- Conexão mais fácil com equipamentos periféricos e capacidade de ser programada (*"one-knob machines"*).
- Redução de peso e dimensões.

Porém, todos estes benefícios vieram com maior custo de fabricação e manutenção mais complexa, do ponto de vista do conhecimento e equipamentos/instrumentos necessários para realização do procedimento correto.

As formas mais conhecidas de projetos de fontes eletrônicas são:

- Fontes Tiristorizadas
- Fontes Transistorizadas
  - Em série (*Series Regulators*)
  - Chaveadas no secundário (*Choppers*)
  - Chaveadas no primário (Inversoras ou *Inverters*)

A seguir serão detalhados aspectos referentes às fontes transistorizadas, as quais possuem dispositivos eletrônicos mais rápidos e versáteis, capazes de controlar os fenômenos físicos de interesse deste trabalho com a frequência adequada (vide Figura 2.21). Além disso, dentre as fontes atualmente existentes no mercado, as fontes transistorizadas possuem a maior velocidade de resposta de corrente.

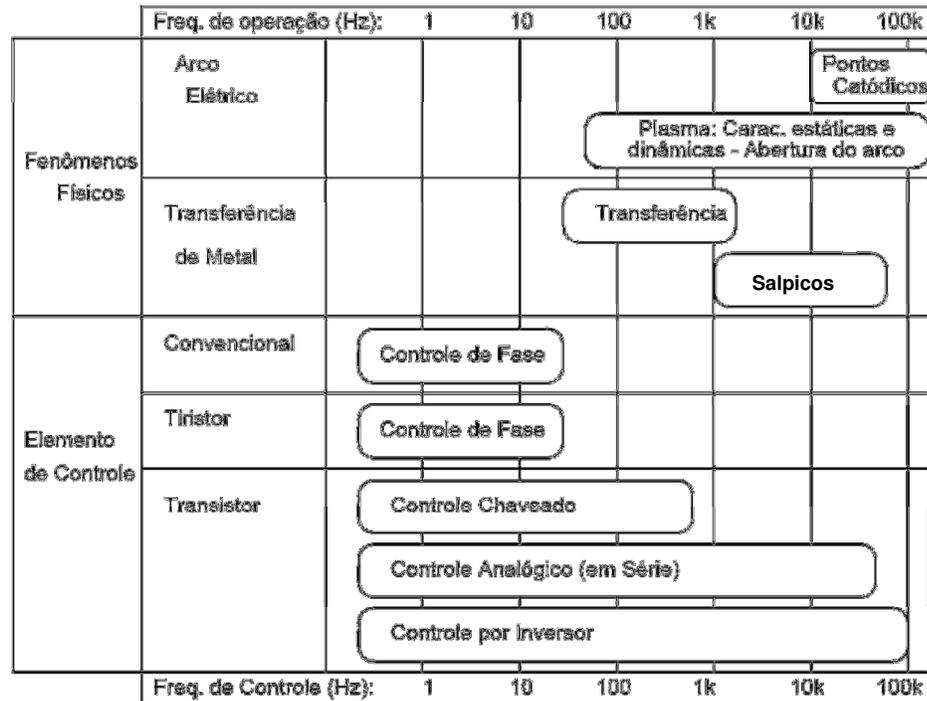


Figura 2.21 – Relação entre o tempo característico de fenômenos no arco elétrico e a frequência de controle de vários tipos de fontes [Ushio et al, 1994]

### 2.7.1 Fontes de Soldagem Transistorizadas Analógicas

Em uma fonte de potência analógica, um banco de transistores operando em série com um transformador-retificador controla continuamente a saída da fonte através de uma corrente

de base menor que o seu valor de saturação. Normalmente, um sistema de controle por retroalimentação é incorporado para garantir a estabilização da saída (Figura 2.22). Uma das características de maior interesse nas fontes analógicas é a ausência de ondulação da corrente de saída, existentes nas fontes chaveadas, bem como, de ruídos gerados pelo chaveamento, sendo ideais para trabalhos de pesquisas.

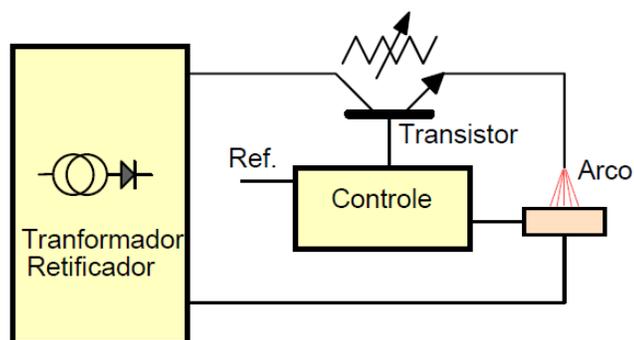


Figura 2.22 – Princípio de funcionamento de uma fonte transistorizada analógica [Marques et al, 2009]

As maiores desvantagens destas fontes são o seu baixo rendimento e elevado custo. O baixo rendimento resulta do modo de funcionamento do transistor, similar a uma resistência variável. Assim, uma fração razoável da energia consumida pela fonte é dissipada nos transistores, que necessitam de sistemas de resfriamento com água. Na maioria das aplicações o rendimento não passa de 60%. A fim de se reduzir essas perdas, foram desenvolvidas as fontes chaveadas, cujo rendimento geralmente supera 85%. O alto custo do equipamento resulta do número de transistores usados, da necessidade destes serem balanceados e da necessidade de um sistema de resfriamento [Marques et al, 2009].

### 2.7.2 Fontes de Soldagem Transistorizadas Chaveadas

Nas fontes chaveadas, os transistores trabalham como chaves que são abertas e fechadas a uma elevada velocidade. Desta forma, a saída da fonte é controlada pela razão dos tempos em que os transistores permanecem abertos ou fechados (Figura 2.23).

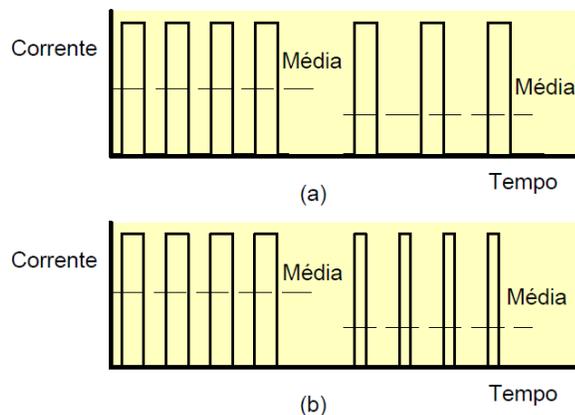


Figura 2.23 – Técnicas de modulação para controle da saída: (a) Modulação da frequência (b) Controle da largura do pulso [Marques et al, 2009]

As estruturas de potência mais recentes empregadas nas fontes de soldagem utilizam transistores avançados, como MOSFET's e IGBT's. Esses semicondutores permitiram um grande aumento da resposta dinâmica e redução de perdas no chaveamento, quando comparados aos dispositivos eletrônicos empregados nas primeiras fontes chaveadas. Embora o circuito básico destas fontes seja muito similar ao das analógicas (Figura 2.24), a utilização dos transistores no modo chaveado permite um grande aumento na eficiência da fonte e, assim, a utilização de resfriamento ao ar. A maior eficiência permite também uma construção mais simples, com menor número de transistores, o que reduz o preço da fonte. O processo de chaveamento gera ruído na saída do equipamento, mas, se a frequência de chaveamento for suficientemente elevada, esse ruído não tem nenhum efeito negativo no processo. Frequências de chaveamento de 5 a 200 kHz podem ser usadas [Marques et al, 2009].

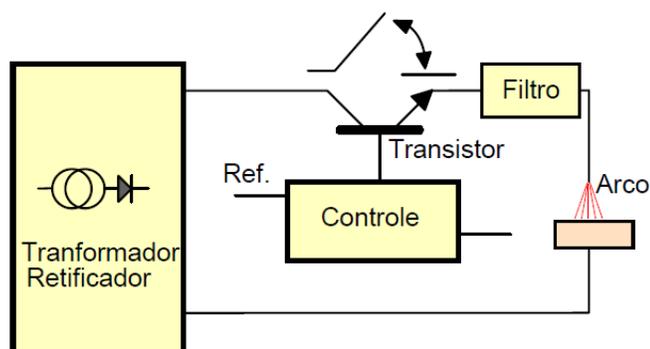


Figura 2.24 – Princípio de funcionamento de uma fonte transistorizada chaveada [Marques et al, 2009]

A velocidade de resposta da fonte também depende da frequência de chaveamento. Fontes com alta frequência de chaveamento são capazes de responder em poucos microssegundos, sendo significativamente mais rápidas do que as fontes convencionais.

O chaveamento pode ser no primário do transformador – como mostra a Figura 2.25 – o que deu origem ao nome fonte INVERSORA, ou no secundário, Figura 2.26.

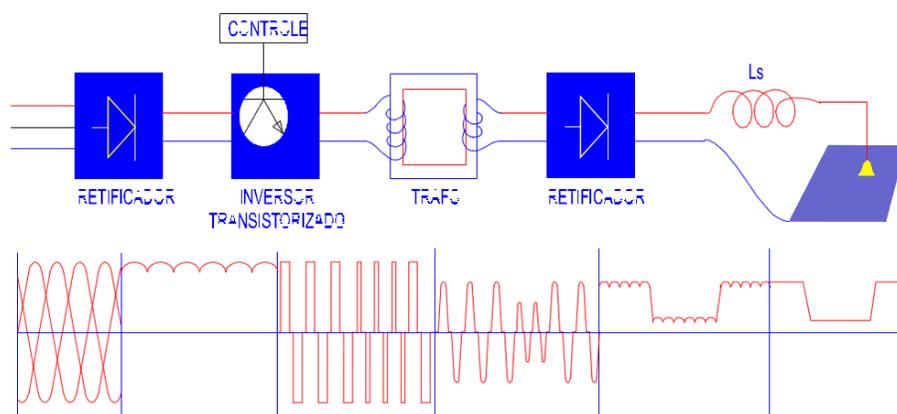


Figura 2.25 – Estrutura de potência de uma fonte chaveada no primário [Gohr, 2002]

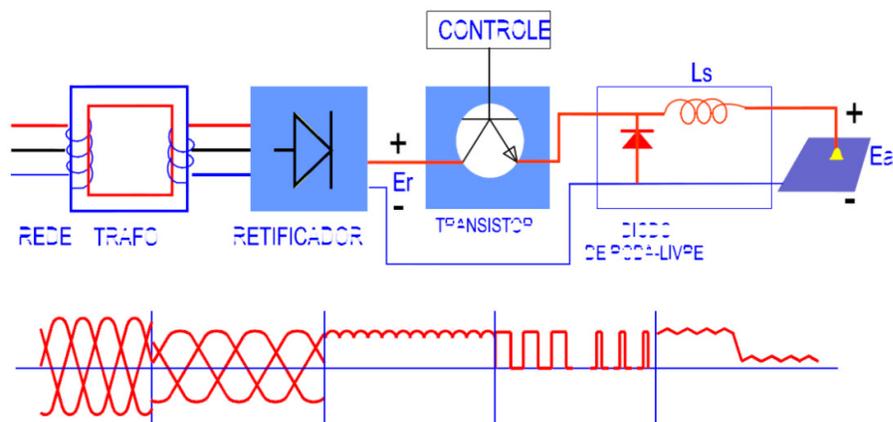


Figura 2.26 – Estrutura de potência de uma fonte chaveada no secundário [Gohr, 2002]

A maior vantagem do chaveamento no primário (comparado ao chaveamento no secundário) é a redução do tamanho do transformador, resultando em um menor volume e peso do equipamento. Também existe um leve aumento no rendimento, porque as perdas nos transistores do primário são menores que as perdas nos transistores do secundário, devido à corrente no primário ser menor que no secundário [Gohr, 2002].

Na fonte inversora, a corrente alternada da rede é retificada diretamente e a corrente contínua de tensão elevada é convertida em corrente alternada de alta frequência (5000 a 200.000 Hz) através de um sistema de transistores, sendo o inversor colocado antes do transformador, no circuito primário. Devido a esta elevada frequência, um transformador de pequenas dimensões pode ser utilizado eficientemente para reduzir a tensão. A saída da fonte é controlada atuando-se no inversor. A velocidade de resposta é bastante elevada, dependendo, dentre outros fatores, da frequência de operação do inversor. A saída do transformador é novamente retificada para a obtenção da corrente de soldagem contínua. Reatores ou capacitores são usados para reduzir o nível de ruídos da fonte [Marques et al, 2009].

A elevada frequência da corrente no transformador permite, nas fontes inversoras, um grande potencial de redução do consumo de energia elétrica. Byrd, 1993, indica reduções de até 80%. O controle da fonte no primário permite também uma grande redução na dissipação de energia quando a fonte está operando em vazio.

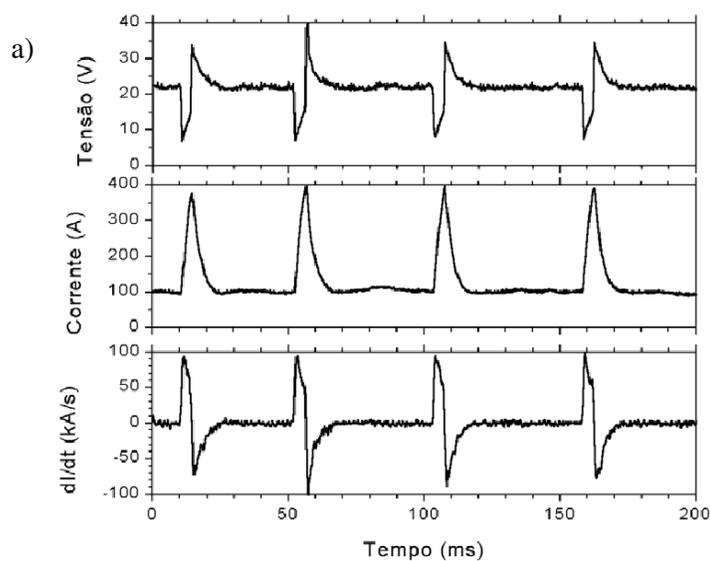
## **2.8 O Processo MIG/MAG com Curto-circuito Controlado**

Uma das maiores inovações apresentadas nos últimos anos como forma de aperfeiçoamento do processo MIG/MAG tem sido o controle da transferência do metal. Entende-se aqui este controle como o domínio do sinal de corrente, de uma forma imposta e cíclica, visando à otimização das características favoráveis de cada transferência para obter soldas mais adequadas para situações especiais. As finalidades para tal controle podem ser as mais variadas, isoladamente ou em conjunto, como a de garantir uma transferência de metal uniforme (melhoria dos aspectos visuais do cordão e/ou menos salpicos), uma poça de fusão de pequeno volume e estável termicamente (facilitando a soldagem de passes de raiz ou de chapas finas) e uma relação penetração/taxa de deposição controlada (através da distribuição do calor entre eletrodo e metal de base) [Scotti e Ponomarev, 2008].

Estes (relativamente) recentes desenvolvimentos do processo MIG/MAG têm permitido um melhor controle dos parâmetros do processo e uma redução do calor adicionado ao metal de base durante a soldagem [Vespa et al, 2012]. O processo MIG/MAG com transferência do metal do tipo curto-circuito controlado (CCC) vem sendo desenvolvido e aperfeiçoado desde o final da década de 1990 com objetivo de superar algumas limitações do processo curto-circuito convencional, as quais estão associadas principalmente à instabilidade

do processo e às perdas causadas pela alta incidência de salpicos [Huisman, 2000]. Este processo utiliza um sistema de controle que permite ajustar o comprimento do arco, tempos associados ao arco e ao curto-circuito, forma de onda da corrente, e diversos outros parâmetros [Joseph et al, 2005].

As fontes convencionais encontradas no mercado geralmente permitem o controle da indutância. Ao variar a indutância, pode-se atuar sobre o tempo que o sistema leva para alcançar o pico de corrente de curto-circuito (“rampa”), ou seja, promove-se uma defasagem da corrente em relação à tensão. A Figura 2.27(a) mostra oscilogramas de um teste de soldagem com transferência por curto-circuito realizado com baixo valor de indutância, o que resultou em rápidas variações de corrente (indicadas na curva de taxa de variação da corrente,  $dI/dt$ ) durante os curtos-circuitos. A figura 2.27(b) mostra oscilogramas de outro teste realizado com as mesmas condições de soldagem do teste anterior, mas com maior valor de indutância. Pode-se observar o efeito deste parâmetro nas condições de soldagem, particularmente na frequência de transferência e nos valores máximos de corrente, o que contribui para a diminuição do volume de salpicos [Machado, 1996; Marques et al, 2009].



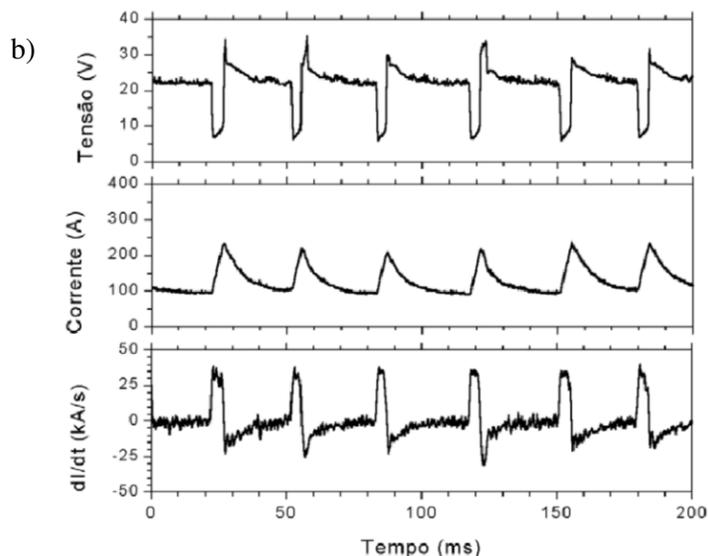


Figura 2.27 – Oscilogramas com (a) baixa e (b) alta indutância. Arame AWS ER70S6 1,2 mm com veloc. de alimentação de arame de 4 m/min. Gás: Ar + 4% CO<sub>2</sub> [Marques et al, 2009]

Sabe-se, ainda, que com uma regulagem adequada do valor da velocidade de alimentação do arame, da tensão (comprimento) do arco, da indutância, para um determinado gás de proteção e arame-eletrodo, é possível obter soldas quase sem salpicos e com um controle muito bom do cordão. Entretanto, para cada pequena variação, é necessário encontrar o ponto ótimo novamente [Scotti e Ponomarev, 2008]. Além disso, nenhuma das formas de comando do processo de soldagem com transferência do metal do tipo curto-circuito convencional possui a chamada retroalimentação ou controle interno em malha fechada, além de não permitirem o controle direto da variável corrente de soldagem.

Diferentemente do processo convencional (comando em tensão), nesta relativamente recente variante do MIG/MAG, a corrente passa a ser uma variável regulada e parcialmente controlada em tempo real durante o processo. Historicamente, o objetivo destes sistemas era elevar a qualidade da soldagem com CO<sub>2</sub> puro, uma vez que este gás tem, em muitos países, um custo reduzido em relação às misturas com argônio. O sistema era normalmente apresentado com foco em redução de salpicos. Porém, há alguns anos, ele começou a ganhar espaço no campo das soldas de raiz, em função da possibilidade de uma maior repetibilidade de resultados. Isto é consequência do fato de que a corrente de soldagem está muito mais definida, não se permitindo variar como acontece no sistema tradicional [Silva et al, 2008].

Nesse sentido, alguns trabalhos foram realizados com objetivo de estabelecer um procedimento para soldagem do passe de raiz na construção e reparo de dutos. Silva, 2005, utilizou este processo e concluiu que a aplicação do CCC para o passe de raiz na soldagem de tubulações petrolíferas em substituição ao Eletrodo Revestido é técnica e economicamente recomendável. O mesmo autor cita ainda que, para que isso se concretize, é necessário um trabalho intenso junto aos engenheiros das empresas construtoras destas linhas dutoviárias (*pipelines*), seus clientes e, por último, mas não menos importante, junto aos soldadores, em aplicações em campo. Possebon, 2009, aplicou o processo MIG/MAG semiautomatizado com curto-circuito controlado na soldagem de dutos em operação, obtendo falta de fusão nas juntas soldadas, para os diversos níveis de energia de soldagem empregados nos estudos. Todavia, em suas conclusões, ressaltou que não se pode descartar o uso deste processo para o reparo de dutos em operação sem antes realizar outros estudos, estabelecer o melhor pacote operacional, avaliar outros gases de proteção como o CO<sub>2</sub> puro, além de utilizar a modalidade automatizada de soldagem, eliminando, assim, algumas variáveis indesejáveis intrínsecas ao modo semiautomatizado.

De uma maneira geral, o funcionamento destes sistemas se baseia na garantia de que o contato entre a gota de metal e a poça de fusão ocorra em baixo nível de corrente, no fornecimento de uma corrente responsável pela transferência da gota, e na redução de corrente antes que a ponte metálica se rompa e a gota se transfira. Para que seja possível obter um real controle do processo, todas as técnicas utilizam alguma estratégia de monitoração e realimentação, permitindo, assim, que ele se ajuste à condição instantânea da operação, respondendo a oscilações impostas à configuração de soldagem [Silva, 2005].

Estão disponíveis comercialmente patentes de diferentes sistemas utilizados para este fim, como *Surface Tension Transfer* (STT) da empresa Lincoln Electric-EUA, *Regulated Metal Deposition* (RMD) da Miller-EUA, *Cold Metal Transfer* (CMT) da Fronius-Áustria e Curto-Circuito Controlado (CCC) da IMC-Brasil, lista que se estende a outros fabricantes em todo o mundo.

A empresa Lincoln Electric patenteou o processo STT no ano de 1988 [Deruntz, 2003], sendo pioneira entre os fabricantes de fontes. A Figura 2.28 ilustra a forma de onda utilizada. Este processo foi descrito por alguns autores [Scotti e Ponomarev, 2008; Silva, 2005; Dutra e Silva, 2008].

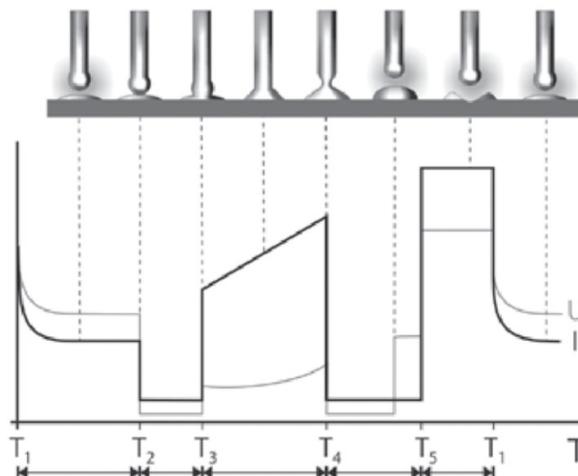


Figura 2.28 – Forma de onda de corrente utilizada no processo Lincoln STT [Dutra e Silva, 2008]

Conforme foi relatado na seção correspondente ao processo de soldagem com transferência do metal por curto-circuito convencional, tão logo a gota toca na poça de fusão, a corrente imediatamente começa a aumentar. Com um contato ainda muito tênue, frequentemente acontece que a resultante das forças (de origem da tensão superficial e de origem eletromagnética) não seja favorável à transferência, ocasionando forte vaporização do metal e a separação da gota do eletrodo na forma de salpicos grosseiros. Um dos objetivos primordiais do sistema com controle de corrente está na eliminação desta problemática, através da harmonização entre os dois principais efeitos atuantes na transferência do metal por curto-circuito: a força devido à tensão superficial e a força eletromagnética. Isso é realizado por intermédio de uma redução da corrente no momento do contato físico. A variável que sinaliza o instante do contato é a tensão. Com essa redução de corrente, a gota terá condições de se assentar melhor sobre a poça de fusão pela ação da força devido à tensão superficial. Essa situação corresponde ao instante  $T_2$  do oscilograma esquemático da Figura 2.28 e, devido à implicação com a tensão superficial, a empresa Lincoln lançou no mercado seu equipamento com o nome STT (*Surface Tension Transfer*) o que, em português, significa Transferência por Tensão Superficial. O tempo de permanência da corrente neste valor é de aproximadamente 0,7 ms, que é o tempo em que a região de contato leva para atingir a dimensão idêntica ao diâmetro do eletrodo, geometricamente adequada para o início da próxima fase. Após isto, é aplicado um pulso de corrente, que corresponde ao intervalo  $T_3$  a  $T_4$  da Figura 2.28, com objetivo de atuação sobre o efeito *pinch* para o estrangulamento da

gota. No sistema STT este pulso de corrente tem uma forma em rampa, o que resulta em uma evidente rampa do sinal de tensão. O tempo deste pulso é uma variável controlada por intermédio das condições da ponte metálica, tentando-se detectar a iminência do destacamento, da seguinte forma: a redução da seção transversal da ponte metálica provoca o aumento da sua resistência elétrica, detectada por um circuito especial através da variação da tensão por unidade de tempo ( $dU/dt$ ), o qual gera um sinal de saída que serve de indicação que o curto-circuito está chegando ao fim. Então, a corrente de curto-circuito é reduzida a níveis abaixo da corrente de base, da ordem de 30 A, possibilitando a interrupção da ponte metálica de forma suave e com mínima produção de salpicos (intervalo  $T_4$  a  $T_5$ ), diminuindo-se drasticamente os salpicos finos. O tempo de permanência neste valor é da ordem de 1 ms, valor este necessário para garantir a abertura do arco em corrente baixa. No gráfico, o instante de reabertura do arco é realçado pela defasagem da tensão em relação à corrente. Na sequência, um novo pulso de corrente é dado com a finalidade de formação de uma nova gota. Este é o intervalo  $T_5$  a  $T_1$  da Figura 2.28. Sua amplitude e tempo são responsáveis pela manutenção de um diâmetro de gota constante ao longo da solda, independentemente de variações na distância bico de contato-peça – DBCP. Para isso, é aplicado um sistema de autocontrole do tempo desta fase, de acordo com a DBCP medida na fase de curto-circuito. A DBCP deve, então, ser avaliada continuamente, o que pode ser realizado por intermédio da leitura da tensão na referida fase, pois é nesta que se tem uma situação mais estabilizada devido à ponte metálica. A obtenção de uma adequada correlação para servir ao citado autocontrole é realizada por ensaios variando-se a DBCP e regulando-se o tempo  $T_5$  a  $T_1$  para uma corrente arbitrada de tal maneira que se obtenha o mesmo diâmetro da gota. O ciclo completo da transferência termina com a redução da corrente (instante  $T_1$  da Figura 2.28) a um valor considerado adequado até que a gota toque na peça. A maneira como esta corrente decresce é, no sistema STT, uma regulagem denominada *Tail-Out*, e é equivalente a uma regulagem de indutância. Esta regulagem influi na frequência de destacamento e, por consequência, no volume e quantidade de calor das gotas com as respectivas ações sobre a estabilidade e geometria do cordão de solda [Dutra e Silva, 2008].

Como o STT opera com controle da corrente de soldagem independentemente da velocidade de alimentação do arame, este processo é capaz de controlar a temperatura – e a fluidez – da poça, assegurando penetração e fusão adequadas. Isto faz com que este processo seja especialmente atrativo para aplicações de soldagem de raiz de dutos [Stava, 2001].

O processo RMD (*Regulated Metal Deposition*), desenvolvido pela empresa Miller Electric, consiste de uma tecnologia de soldagem MIG/MAG que utiliza a transferência por curto-circuito modificada. Esta tecnologia traduz-se em um software avançado que é capaz de controlar precisamente a corrente de soldagem durante todas as fases do processo. Na Figura 2.29 é mostrada a forma de onda de corrente, evidenciando as sete fases deste processo. Dentre as características citadas para este método está a estabilidade da transferência, menor agitação da poça, redução do aporte de calor e minimização dos salpicos [Cuhel, 2008]. Outra vantagem deste processo é a capacidade de manter o comprimento do arco elétrico constante, independentemente de bruscas variações da DBCP, fato que contribuiu para melhor qualidade da soldagem semiautomática.

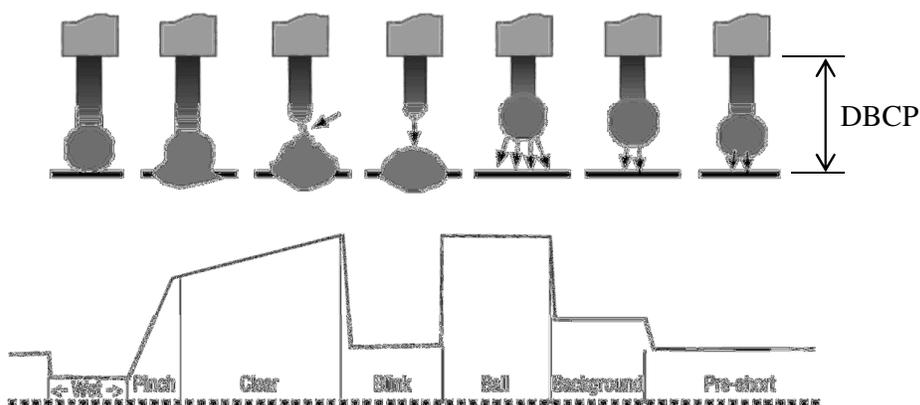


Figura 2.29 – Forma de onda de corrente utilizada no processo Miller RMD [Miller Welds Specification Sheets, 2012]

O processo RMD funciona da seguinte maneira: estando a gota de metal já formada na ponta do arame-eletrodo, a corrente se mantém em níveis baixos (fase *wet*) até o momento em que ela toca a poça de fusão. Após a gota tocar a poça de fusão, a corrente é elevada rapidamente (fase *pinch*), iniciando a atuação da força eletromagnética no destacamento da gota. Na fase seguinte (*clear*), a corrente continua crescendo, porém, com uma taxa menor do que na fase *pinch*, até o momento que o fim do curto-circuito é detectado, ou seja, momento em que ocorre a formação do “pescoço” na interface arame-gota por ação do efeito *pinch*. Após a detecção do fim do curto-circuito, a corrente é novamente reduzida (fase *blink*), visando restabelecer o arco elétrico de maneira suave e não promover agitação da poça de fusão. Restabelecido o arco elétrico, a corrente é novamente elevada (fase *ball*),

proporcionando a formação de uma nova gota de metal na ponta do arame-eletrodo. Nas fases seguintes (*background* e *pre-short*), a corrente é novamente reduzida para permitir o contato da nova gota com a poça de fusão. Essa redução da corrente também garante que a força do arco elétrico não promova agitação na poça de fusão.

O processo CMT (*Cold Metal Transfer*) utiliza, além do controle dos parâmetros elétricos, o controle da velocidade e sentido de alimentação do arame-eletrodo para otimização do processo de transferência do metal por curto-circuito [Feng et al, 2009; Zhang et al, 2009]. Este processo foi lançado no mercado em 2005 pela empresa Fronius, sendo classificado como um Sistema Controlado Eletromecanicamente [Scotti e Ponomarev, 2008]. A inovação principal consiste em movimentos reversíveis do arame-eletrodo de forma integrada ao processo de soldagem, movimentos estes orientados pela parte mecânica de controle. A cada curto-circuito – detectado pela queda de tensão – o controle do processo impõe uma pausa de corrente e inicia, após um breve intervalo, a retração do arame-eletrodo, seguida de um novo avanço. Este movimento pode ser realizado com uma frequência de até 70 vezes por segundo e tem o objetivo de separar o arame-eletrodo da poça de fusão, garantindo a transferência da gota de forma extremamente suave. Assim, no momento de arco aberto tem-se uma fase quente e, no curto-circuito com corrente quase nula, uma fase fria. Como resultado tem-se, na fase fria, uma redução considerável da energia de soldagem e da pressão do arco. Em outras palavras, a transferência do metal acontece sem a aplicação de corrente de curto-circuito, graças à ação de retração do arame-eletrodo, favorecendo a soldagem de chapas muito finas, de até 0,3 mm [Fronius Brasil, 2012]. A grande limitação deste processo é a necessidade de automação. Existe um segundo alimentador de arame, dotado de um servo motor corrente alternada com alta dinâmica, instalado na tocha de soldagem, o qual é responsável pelo movimento “para frente e para trás”. O processo CMT, por sua característica de solda “fria”, encontra aplicação na soldagem de chapas finas, inclusive chapas de alumínio. Durante o período frio do processo CMT, a viscosidade da poça de fusão aumenta, propiciando maior estabilidade, o que favorece a soldagem em altas velocidades [Fronius, 2012].

Já o processo CCC foi desenvolvido no Brasil pela empresa IMC, contando com o apoio técnico e científico do LABSOLDA, o qual é um instituto ligado à Universidade Federal de Santa Catarina. Tal processo foi desenvolvido com foco de aplicação naquelas operações que requerem as características presentes no processo MIG/MAG convencional, em transferência do metal por curto-circuito. Por vezes, porém, sua aplicação está ligada a sua

habilidade em obter resultados que ficam entre os obtidos com MIG/MAG convencional em transferência por curto-circuito e os obtidos com outra variante, ou que extrapolam a faixa de aplicabilidade do primeiro [Silva, 2005]. Por exemplo, Vespa et al, 2012, aplicaram recentemente o processo MIG curto-circuito controlado para depositar revestimentos à base de WC/Ni em chapas de aço carbono, obtendo resultados satisfatórios principalmente devido aos cordões de solda livres de salpicos, ao alto nível de controle do usuário sobre a forma de onda da corrente de soldagem, além de obterem energias de soldagem com ordem de magnitude inferior a do processo MIG/MAG convencional.

Zhu et al, 2007, estudaram a relação da forma de onda da corrente de soldagem sobre diversas características do processo e encontraram que o controle apurado deste parâmetro e do seu tempo de atuação possibilita uma transferência suave da gota fundida até a poça de fusão, além de um aumento da função da força eletromagnética (efeito *pinch*), o que induz à tendência da formação e ruptura do “pescoço”, na ponte líquida, ocorrer no arame eletrodo. Este efeito, por sua vez, garante que a maior parte do metal líquido da gota fundida seja transferida para a poça de fusão, resultando em mínima quantidade residual de metal líquido na ponta do eletrodo, conseqüentemente gerando boa concordância mesmo se as gotas fundidas tiverem volumes diferentes.

Outra aplicação muito citada para este processo é o passe de raiz na união (junta de topo) de dutos [Roth, 2011; Stava e Nicholson, 2001; Silva, 2005; Stava, 2001], sendo citados a alta produtividade e a qualidade dos cordões depositados, além da possibilidade de controle do aporte térmico.

No processo CCC a transferência do metal ocorre por curto-circuito, tendo como característica principal o controle da corrente, tanto durante a fase de curto-circuito, quanto durante a fase de arco. Na Figura 2.30 é apresentada a forma de onda de corrente para o CCC, onde estão representados os períodos de curto-circuito e de reabertura de arco.

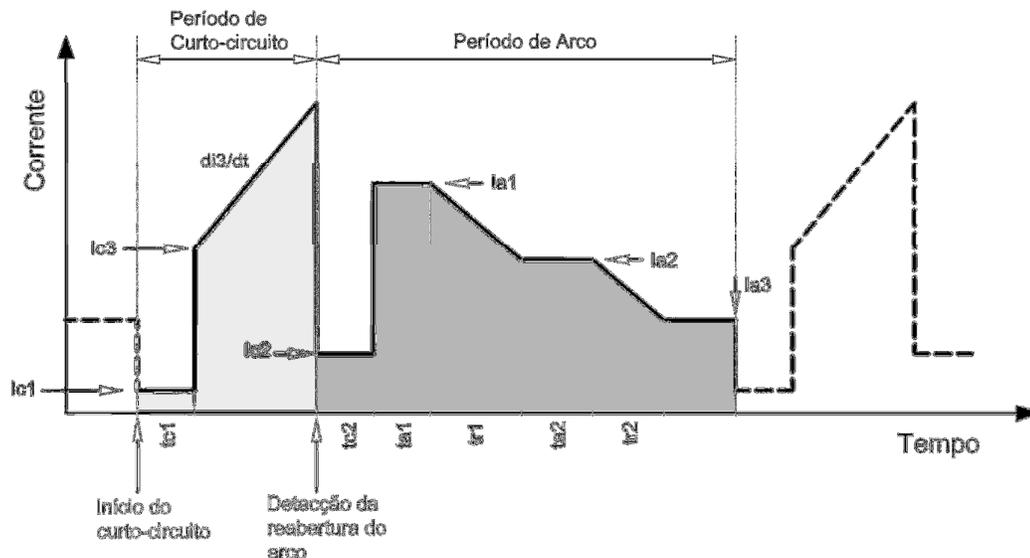


Figura 2.30 – Forma de onda para a corrente de soldagem no processo CCC IMC Soldagem  
[IMC Soldagem, 2009]

No início do curto-circuito a corrente será reduzida para  $I_{c1}$  durante o tempo  $t_{c1}$ , para assentamento da gota. O curto-circuito é detectado quando a tensão do arco ( $U_a$ ) torna-se menor que a tensão de curto-circuito ajustada previamente ( $U_{cc}$ ). Após, a corrente irá para o valor  $I_{c3}$  e subirá a uma taxa definida por  $di_3/dt$  até que o sistema de controle detecte a iminência de reabertura de arco, momento em que a corrente será reduzida para  $I_{c2}$ . A corrente permanecerá em  $I_{c2}$  durante  $t_{c2}$ . Após a reabertura do arco, a fonte irá aplicar a corrente  $I_{a1}$  durante o tempo  $t_{a1}$ , descendo em rampa até  $I_{a2}$  durante o intervalo  $t_{r1}$ . Após, a corrente permanece em  $I_{a2}$  durante o período  $t_{a2}$ . Por fim, a corrente irá decrescer em rampa até o valor  $I_{a3}$  durante o intervalo  $t_{r2}$ , permanecendo neste valor até que um novo curto ocorra.

Apesar de semelhante ao processo STT, no processo CCC as variáveis que são controladas têm suas fundamentações de controle baseadas em diferentes critérios. Como método de determinação da iminência de reabertura do arco, o sistema é realimentado continuamente com o sinal de resistência elétrica do circuito de soldagem durante a fase de curto-circuito, o qual é comparado com um valor de referência. Como foi mencionado, no processo STT isso é realizado por intermédio da variação da tensão por unidade de tempo ( $dU/dt$ ). A redução do volume de salpicos leva a outras vantagens como maior rendimento de deposição (menores perdas), menores tempos secundários de limpeza, menor suscetibilidade a defeitos e menor nível de insalubridade do ambiente para o soldador.

Uma atenção especial tem que ser dada ao método de cálculo da potência do arco ao se estudar os efeitos sobre penetração e molhabilidade neste tipo de tecnologia, pois, há uma implicação direta das formas de onda sobre os valores médios e eficazes da corrente, o que tem influência direta sobre a quantidade de calor das gotas e sobre a potência do arco e, conseqüentemente, sobre a energia entregue à peça [Dutra e Silva, 2008]. Segundo Nascimento et al, 2007, os métodos mais indicados a serem utilizados são o da Potência Instantânea e o da Potência Instantânea RMS, pois, estes podem ser aplicados mesmo que as variáveis tensão e corrente sejam dependentes.

Neste trabalho será avaliada a influência dos parâmetros da fase de arco da curva de corrente de soldagem do processo MIG/MAG curto-circuito controlado (CCC) sobre a geometria do cordão de solda depositado em um tubo de aço da série API 5L. Os parâmetros do arco analisados serão a corrente de pico de arco ( $I_{a1}$ ), o tempo de atuação desta corrente ( $ta_1$ ), o tempo de atuação da corrente  $I_{a2}$  ( $ta_2$ ), além da velocidade de alimentação do arame ( $W$ ) e a velocidade de soldagem ( $v$ ). Os outros parâmetros da curva CCC foram mantidos constantes durante os testes. Resultados, discussões e conclusões serão apresentados com o intuito de determinar qualitativa e quantitativamente esta influência sobre as características geométricas do cordão de solda como a largura, a altura do reforço e a penetração.

## **2.9 Projeto de Experimento Composto de Segunda Ordem**

A abordagem de Projeto de Experimento Composto de Segunda Ordem combina os conceitos de duas ferramentas muito utilizadas em Projeto de Experimentos: Projeto Fatorial e Método da Superfície de Resposta (MSR), ou seja, contém embutido um projeto fatorial – ou projeto fatorial fracionado – com pontos centrais e um conjunto de “pontos estrelas”, possibilitando ao pesquisador estimar a curvatura da superfície de resposta [Ritesh e Zebunnissa, 2012].

Projetos Fatoriais são amplamente utilizados em experimentos que envolvem muitos fatores e quando se faz necessário estudar os efeitos combinados destes fatores em uma ou mais respostas, possibilitando a obtenção de conclusões mais robustas para o experimento. Além disso, esse tipo de abordagem permite ao pesquisador estimar os efeitos de um fator sobre os outros níveis dos demais fatores envolvidos no experimento, resultando em conclusões que são válidas além dos limites impostos pelas condições experimentais específicas [Montgomery, 2001].

O MSR constitui-se em um conjunto de técnicas matemáticas e estatísticas, sendo muito útil para modelar analiticamente e graficamente a relação entre os parâmetros de entrada e as respostas, fornecendo também subsídios para a otimização dos processos. Este método também reduz o numero de experimentos requeridos, economizando, assim, tempo e recursos [Ginta et al, 2009].

Os resultados de um Projeto Fatorial completo são mais confiáveis, porém, conduzi-lo consome tempo e recursos que muitas vezes os pesquisadores não têm [Prasad et al, 2012; Myers e Montgomery, 2002]. Nestes casos é possível utilizar algumas técnicas estatísticas combinadas em blocos. Existem três tipos de Projeto de Experimento Composto: Circunscrito, Inscrito e Centrado na Face (Figura 2.31).

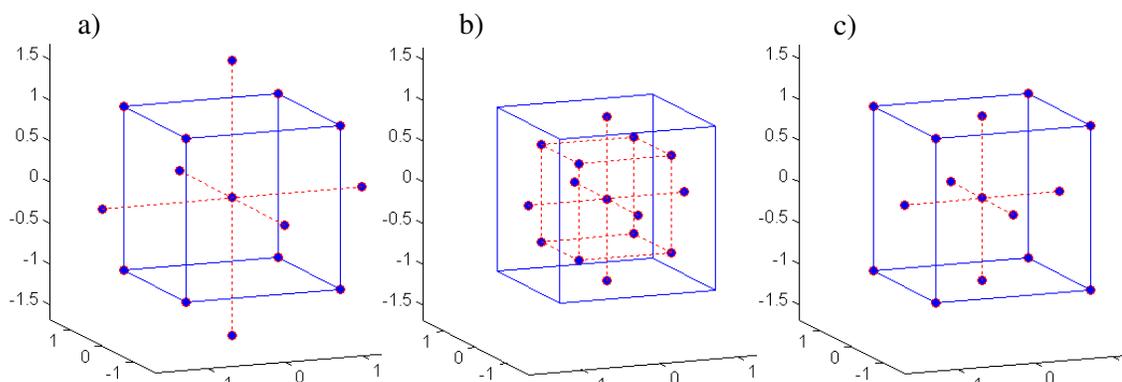


Figura 2.31 – Tipos de Projeto de Experimento Composto: (a) Circunscrito, (b) Inscrito e (c) Centrado na Face

Cada projeto consiste de um Projeto Fatorial (os cantos de um cubo) combinados com pontos centrais e pontos estrelas, os quais permitem estimar os efeitos de segunda ordem. O tipo de projeto utilizado – a posição dos pontos fatoriais e pontos estrela – será determinado pelo número de fatores controláveis – e seus níveis – e pelas propriedades desejadas para o experimento. A Tabela 2.1 mostra um resumo das propriedades mais importantes. Um projeto de experimento é dito “rotacional” se a variância prevista depende apenas da distância do ponto a partir do centro do projeto de experimento [Zhang e Xiaofeng, 2009].

Tabela 2.1 – Propriedades importantes de um projeto de experimento

<b>Tipo de Projeto</b>	<b>Rotacional</b>	<b>Níveis dos fatores</b>	<b>Utiliza pontos além dos limites <math>\pm 1</math></b>	<b>Acuracidade das estimativas</b>
Circunscrito	Sim	5	Sim	Boa sobre todo o espaço de projeto
Inscrito	Sim	5	Não	Boa sobre o subconjunto central do espaço de projeto
Centrado na Face	Não	3	Não	Satisfatória sobre todo o espaço de projeto; pobre para coeficientes quadráticos puros

Atualmente os projetos de experimento são gerados e analisados com auxílio de um *software* de estatística. Muitos destes *softwares* são capazes de gerar diversas classes de projetos de MSR e, em alguns casos, oferecem variações de cada classe. Porém, o Projeto de Experimento Composto é a classe mais popular de projetos de MSR segundo Myers e Montgomery, 2002, devido, principalmente, às propriedades abaixo:

- Pode ser executado de maneira sequencial, ou seja, pode ser particionado em dois subconjuntos de pontos; o primeiro subconjunto faz a estimativa dos efeitos lineares e da interação de dois fatores, enquanto o segundo subconjunto faz a estimativa dos efeitos de curvatura. O segundo subconjunto não necessita ser executado quando a análise dos dados a partir do primeiro subconjunto não indica a presença de efeitos de curvatura significativos.
- É muito eficiente, fornecendo bastante informação sobre os efeitos das variáveis e sobre o erro global do experimento com um número mínimo de experimentos necessários.
- É flexível, na medida em que a disponibilidade dos diferentes tipos de projeto possibilita seu uso em diferentes regiões de interesse e operacionalidade.

Para selecionar corretamente o tipo de projeto que melhor se encaixa nas necessidades de cada caso, o engenheiro precisa entender as diferenças que existem entre as variações, em termos da região de interesse e operacionalidade. A região de interesse é uma região geométrica definida pelos limites inferiores e superiores das combinações dos níveis da variável de estudo que são de interesse para o engenheiro. Enquanto que a região de operacionalidade é uma região geométrica definida pelos limites inferiores e superiores das combinações dos níveis da variável de estudo que podem ser operacionalmente alcançadas com aceitável segurança e cuja saída será um produto testável [Myers e Montgomery, 2002].

Nos projetos de experimento rotacionais (circunscrito) e pseudo-rotacionais (inscrito), cada variável experimental é representada em cinco níveis. O projeto centrado na face requer apenas três níveis para cada variável experimental, o que torna este tipo de projeto mais simples de ser executado e também menos propenso de ser corrompido pelas fontes de erros experimentais associadas com sua configuração e operação. Assim, no presente trabalho optou-se pela utilização do tipo de projeto centrado na face, devido a sua capacidade de operar com três níveis para os fatores controláveis, além de fornecer resultados satisfatórios no espaço de projeto.

### 3 MATERIAIS E MÉTODOS

#### 3.1 Equipamentos

O sistema utilizado para realização dos ensaios de soldagem consiste das seguintes partes: cabeçote alimentador de arame STA-20-2 que contém a tocha de soldagem, fonte de soldagem multiprocessos Digiplus A7 450, microcontrolador ARM 7 de 32 bits que possibilita o controle e monitoramento dos parâmetros de soldagem e um sistema automatizado CNC Tartílope v.4 com 4 graus de liberdade que possibilita o controle e a repetibilidade dos movimentos da tocha de soldagem e dos parâmetros do processo. Este sistema foi desenvolvido e fabricado pela IMC Soldagem e SPS, contando com o apoio do LABSOLDA da Universidade Federal de Santa Catarina.

O Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas – LS&TC da Universidade Federal do Rio Grande do Sul adquiriu este sistema visando dar continuidade à pesquisa e aplicação de processos de soldagem inovadores através de trabalhos de mestrado e doutorado, contexto no qual este trabalho está inserido.

A fonte de soldagem utilizada neste trabalho possui um processador ARM 7 de 32 bits que permite a sua operação com vários processos de soldagem, possibilitando também atuar no controle do arco e da transferência do metal. O sistema de controle, baseado em um micro controlador, possibilita toda a operação da fonte através de softwares o que, por sua vez, permite que seja desenvolvido um programa especial para cada aplicação, além da possibilidade de comunicação com outros sistemas automatizados. Outra grande vantagem do sistema utilizado é a possibilidade de armazenar as variáveis e parâmetros fornecidos durante a soldagem para posterior reutilização.

A arquitetura da fonte obedece, em princípio, a estrutura apresentada na Figura 3.1. Trata-se de uma fonte de potência chaveada no secundário, que utiliza transistores IGBT's para controlar a variável de soldagem desejada através da interrupção ou liberação do fluxo de corrente pelo transistor. Além disso, ela possui um filtro, composto por uma indutância ( $L_f$ ) e uma capacitância ( $C_f$ ), visando obter um melhor fator de potência (aproximadamente 0,95).

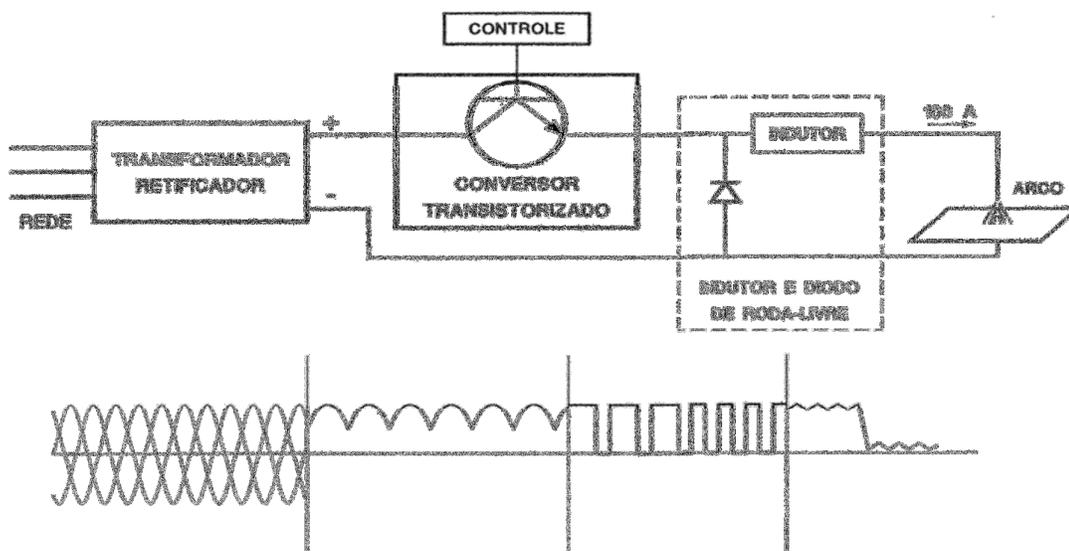


Figura 3.1 – Diagrama simplificado de uma fonte chaveada no secundário

A Tabela 3.1 mostra os dados técnicos da fonte de soldagem utilizada.

Tabela 3.1 – Dados técnicos da fonte de soldagem IMC Digiplus A7 450 [IMC Soldagem, 2009]

Capacidade de corrente	450 A
Tensão de alimentação trifásica	220/380/440 V
Tensão em vazio (configurável de fábrica)	50/68/85 V
Corrente a 100% do fator de carga	280 A
Potência nominal	10 kVA
Faixa de corrente	5-450 A
Corrente nominal por fase (220/380/440)	26/15/13 A
Ripple de corrente	8 A
Fator de potência	0,94

A variante do processo MIG/MAG com curto-circuito controlado (CCC) desenvolvida pela IMC Soldagem possui duas modalidades: o CCCI e o CCCU. No CCCI a transferência ocorre por curto-circuito, tendo como característica o controle de corrente, tanto durante o curto-circuito, quanto durante o arco. A detecção da reabertura do arco é realizada através de predição utilizando-se, conforme visto na fundamentação teórica, um cálculo baseado no valor instantâneo da resistência de curto-circuito ( $R_i$ ). No CCCU, apenas para citá-lo, alguns princípios são semelhantes ao CCCI e outros ao MIG/MAG convencional com controle de

tensão. Nessa modalidade, a rampa de subida no curto-circuito e a fase de arco dependem parcialmente da tensão de arco e dos efeitos indutivos. A Figura 3.2 mostra as formas de onda para o CCCI e CCCU.

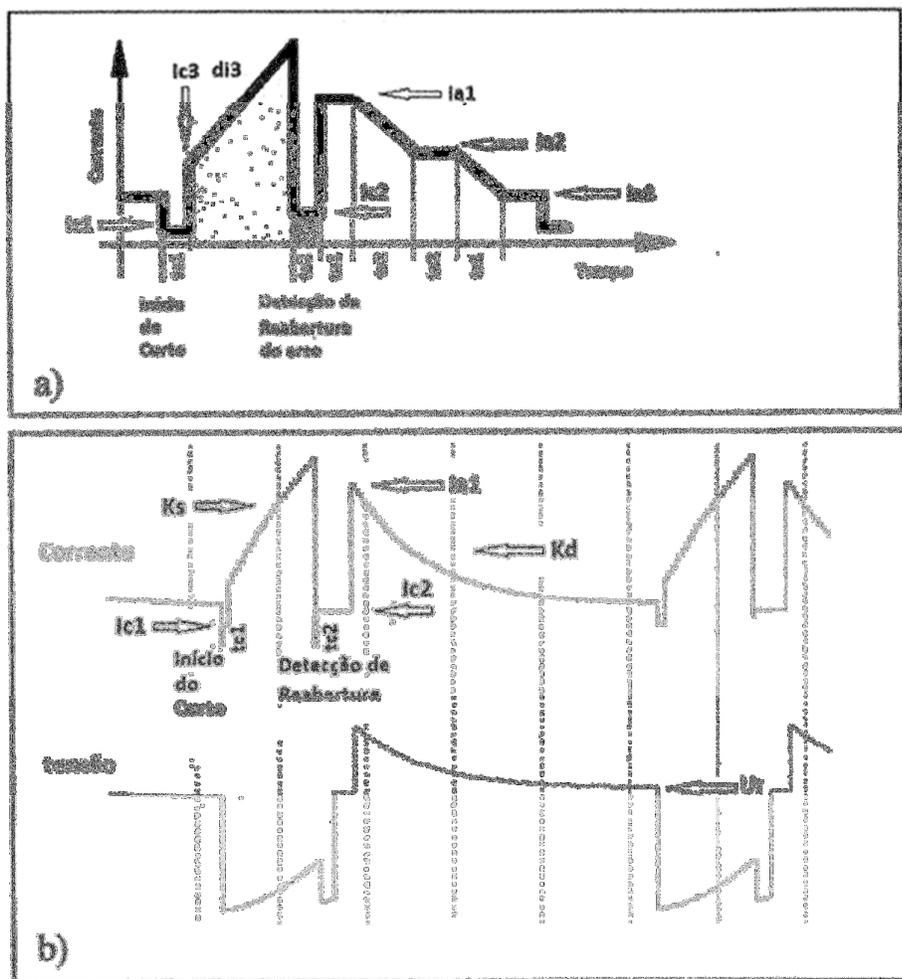


Figura 3.2 – Formas de onda da modalidade MIG/MAG (a) CCCI e (b) CCCU [IMC Soldagem, 2009]

Durante a realização dos experimentos a fonte de soldagem foi ajustada para executar o processo MIG/MAG Curto-Circuito Controlado CCCI, utilizando CCEP (corrente contínua eletrodo positivo).

A Figura 3.3 mostra detalhes da fonte de soldagem IMC Digiplus A7 450.



Figura 3.3 – (a) Fonte de soldagem IMC Digiplus A7 450 e (b) detalhe da IHM da fonte de soldagem

O sistema automatizado CNC Tartílope v.4 utilizado neste trabalho é constituído basicamente por 4 módulos: o manipulador da tocha, o gabinete de controle, a interface homem-máquina e o controle de correção manual. As Figuras 3.4 e 3.5 mostram cada um destes módulos.



Figura 3.4 – Manipulador da tocha do dispositivo Tartílope v.4

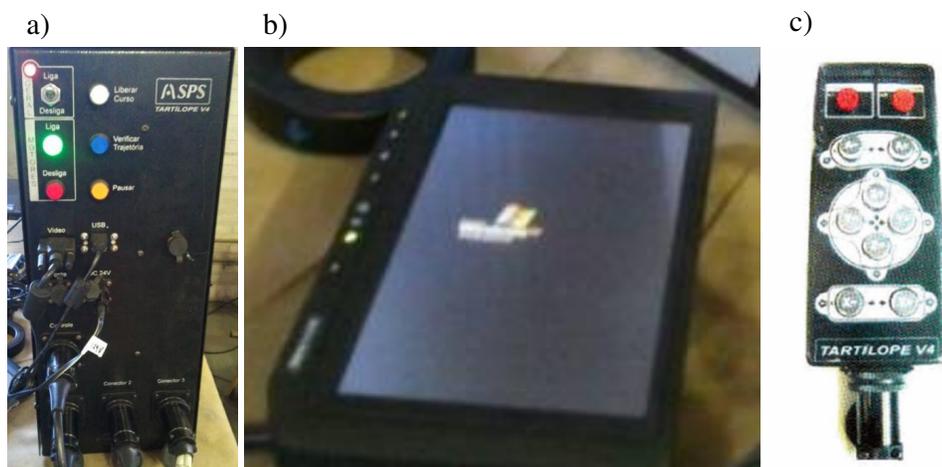


Figura 3.5 – (a) Gabinete de controle, (b) Interface Homem-máquina (IHM) e (c) Controle de correção manual do dispositivo Tartilope v.4

Com a utilização do dispositivo automatizado Tartilope v.4 foi possível soldar os corpos de prova mantendo alguns parâmetros do processo constantes durante a soldagem, tais como: velocidade de soldagem ( $v$ ), distância bico de contato-peça (DBCP), ângulo de trabalho, ângulo de deslocamento, além da técnica linear (sem oscilação) de deslocamento da tocha. Tal fato é de fundamental importância para a avaliação proposta neste trabalho, pois, sabe-se da literatura e de conhecimentos práticos que todas as variáveis mencionadas têm influência determinante na geometria do cordão de solda. Conforme relatado na fundamentação teórica, foram encontrados na literatura alguns estudos abordando a utilização do processo MIG/MAG com transferência do metal por curto-circuito controlado, sendo que os testes foram realizados no modo semiautomático, contando com auxílio de um operador qualificado (Possebon, 2009). Dessa forma, todas as variações intrínsecas do processo semiautomático acabam sendo incorporadas aos resultados da soldagem, levando a conclusões com um elevado grau de incerteza, sendo este um aspecto que o presente trabalho pretende superar.

A soldagem dos corpos de prova foi monitorada através do sistema de aquisição de dados SAP-v4.01, também fabricado pela IMC Soldagem. Tal sistema possui sensores para medir os sinais de corrente, tensão, velocidade de alimentação do arame e vazão de gás de proteção, e possui também um software para aquisição e registro destes sinais. A taxa de amostragem utilizada durante a realização dos experimentos foi de 5 kHz. As Figuras 3.6, 3.7 e 3.8 mostram detalhes do sistema de aquisição de dados.

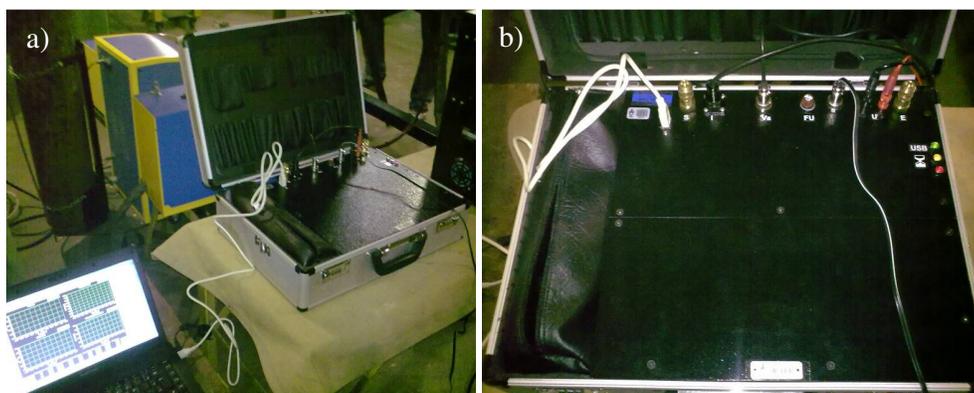


Figura 3.6 – (a) Sistema de aquisição de dados com suas conexões devidamente ligadas ao sistema de soldagem. (b) Detalhe da maleta do sistema de aquisição de dados mostrando suas conexões

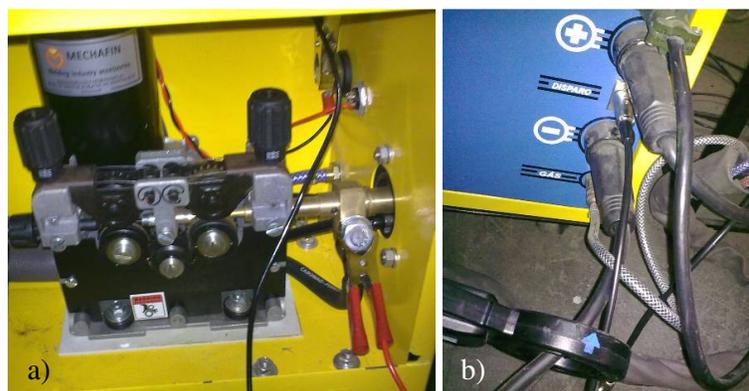


Figura 3.7 – Detalhe da (a) conexão do sinal de tensão (U) e (b) conexão do sinal de corrente (I) no cabeçote alimentador de arame

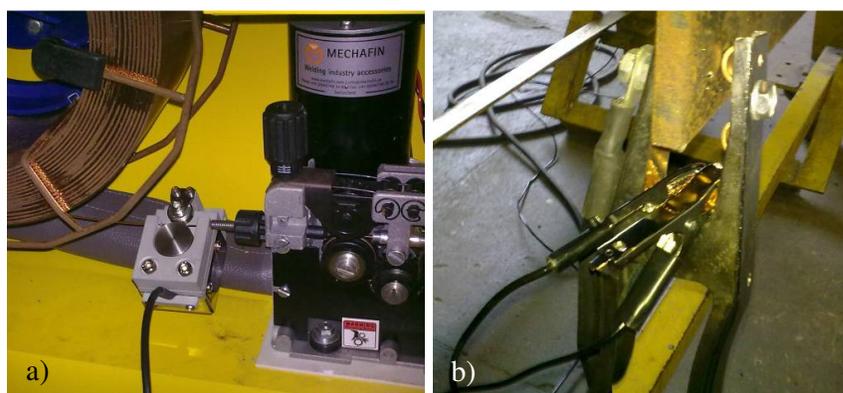


Figura 3.8 – Detalhe da (a) conexão do sinal de velocidade de alimentação de arame e (b) conexão do sinal de tensão no cabo terra

### 3.2 Metal de Base e Consumíveis

Como metal de adição foi utilizado o arame-eletrodo AWS ER70S-6 diâmetro 1,2mm certificado pela FBTS (Fundação Brasileira de Tecnologia da Soldagem) cuja composição química, informada pelo fabricante, é mostrada na Tabela 3.2. O metal de base utilizado foi um tubo de aço da série API 5L X65 diâmetro interno 204 mm e espessura 8 mm, cuja composição química foi obtida através de espectrometria ótica, e é mostrada na Tabela 3.3. A escolha deste material de base foi em função de que o LS&TC está realizando trabalhos de pesquisa para a indústria do petróleo e gás, sendo que os tubos da série API 5L são os mais comumente utilizados na construção das linhas dutoviárias.

Tabela 3.2 – Composição química do metal de adição AWS ER70S-6 utilizado nos experimentos

Elemento Químico	C	Mn	Si	P	S	Cu	Cr	Ni	Mo	V
<b>Teor (% peso)</b>	0,07	1,46	0,85	0,01	0,01	0,07	0,02	0,02	0,01	0,01

Tabela 3.3 – Composição química do Tubo API 5L X65 utilizado nos experimentos

Elemento Químico	C	Si	Mn	P	S	Cr	Al	Ni	Cu
<b>Teor (% peso)</b>	0,14	0,024	0,78	0,017	0,01	0,07	0,04	<0,005	<0,01
Elemento Químico	Mo	Ni	Ti	V	Nb	Sn	W	Pb	B
<b>Teor (% peso)</b>	<0,005	<0,005	<0,001	<0,001	0	0,01	<0,01	<0,002	<0,0001

O gás de proteção empregado foi uma mistura de Argônio + 25% CO<sub>2</sub> com uma vazão de 15 L/min. A escolha desse gás foi em função das considerações explanadas na fundamentação teórica, sendo citado que o argônio possui baixo potencial de ionização, apresentando maior facilidade de abertura e estabilidade do arco. Porém, para metais reativos, sempre é necessária a presença de um gás ativo para soldagem. Assim, foi utilizado o gás CO<sub>2</sub> com percentual limitado em 25%, com o objetivo de aumentar a fluidez da poça de fusão e a molhabilidade.

### 3.3 Parâmetros de Processo

Foram realizadas soldas de simples deposição diretamente sobre o tubo (*bead on pipe*) com a tocha de soldagem posicionada a um ângulo fixo de 90° com a superfície do tubo, sendo que todas as soldas foram realizadas na posição plana de soldagem.

A Tabela 3.4 relaciona alguns parâmetros que foram mantidos constantes durante a realização dos experimentos.

Tabela 3.4 – Parâmetros de processo constantes

DBCP	Posição de soldagem	Ângulo de trabalho	Ângulo de deslocamento	Técnica
15 mm	Plana	0°	0°	Linear

Um desenho esquemático do aparato experimental é mostrado na Figura 3.9. A Figura 3.10 mostra uma foto do sistema montado.

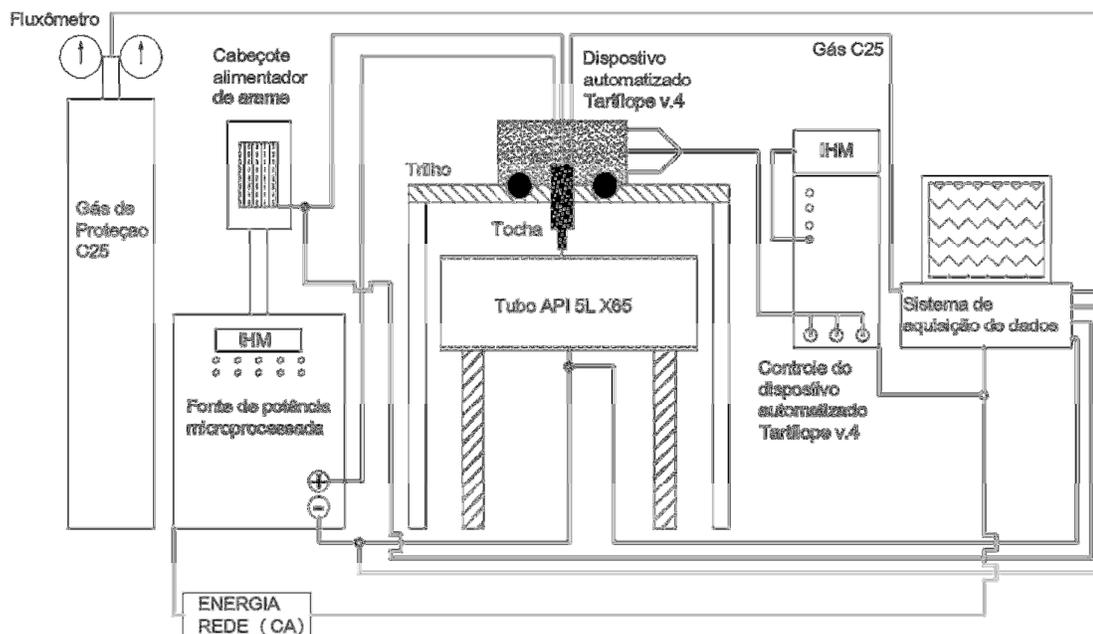


Figura 3.9 – Desenho esquemático representando o aparato experimental

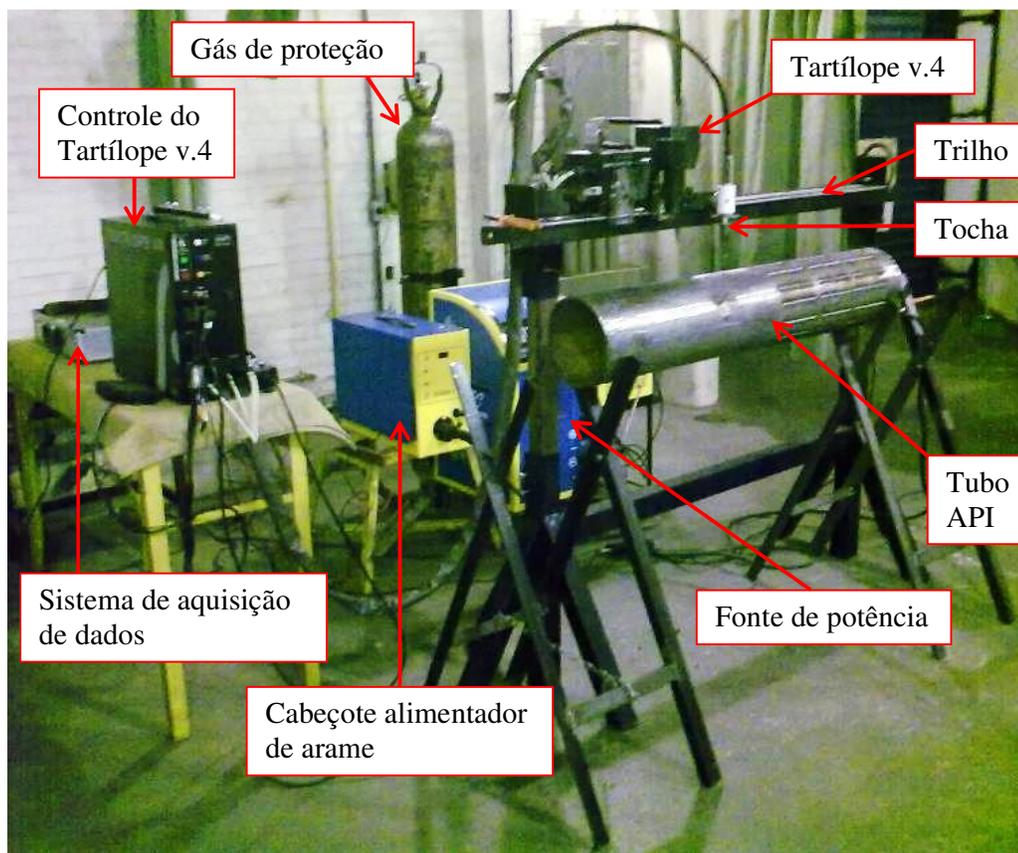


Figura 3.10 – Sistema de soldagem com o tubo posicionado

Os parâmetros de processo constantes e controláveis que compõem o Projeto de Experimentos foram previamente selecionados através de deposição de cordões de solda, sendo que nessas ocasiões a estabilidade do processo foi observada e analisada qualitativamente. Posteriormente, procedeu-se à inspeção visual dos cordões de solda. Os testes prévios foram realizados com os mesmos equipamentos, materiais e condições de soldagem projetadas para os experimentos.

Os corpos de prova produzidos foram cortados transversalmente utilizando-se um equipamento dotado de disco de corte refrigerado e, após o corte, os mesmos foram lixados progressivamente com lixas d'água. Então, procedeu-se ao ataque químico com reagente Nital 10% para revelação das regiões de interesse do cordão de solda. Para o registro das macrografias foi utilizada uma câmera digital e para a medição das características geométricas do cordão de solda – largura (**L**), altura do reforço (**H**) e penetração (**P**), vide Figura 3.11 – foi utilizado o software ImageJ.

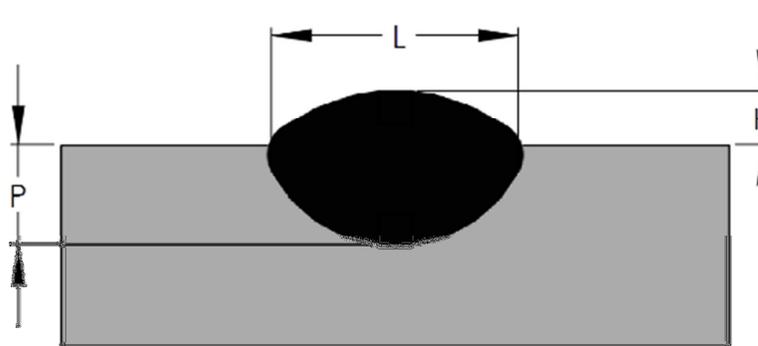


Figura 3.11 – Características geométricas do cordão de solda

Para identificar a relação entre os parâmetros de processo controláveis e as características geométricas dos cordões de solda foi utilizado um Projeto de Experimento Composto de Segunda Ordem. Conforme mencionado na fundamentação teórica, neste trabalho optou-se pela aplicação de um projeto composto por um Fatorial Fracionado ( $2^{k-1}$ ), seis pontos centrais ( $n_c$ ) e 10 pontos axiais ( $2k$ ) centrados na face, onde  $k$  é o número de fatores controláveis presentes no experimento (neste caso  $k = 5$ ). A Equação 3.1 mostra a composição dos blocos que resultou em 32 experimentos necessários para este projeto.

$$N = 2^{k-1} + n_c + 2k \quad (3.1)$$

Considerando a forma de onda do processo CCC mostrada na Figura 3.12, o presente trabalho tem o objetivo de avaliar a influência dos parâmetros da fase de arco da curva de corrente de soldagem sobre a geometria do cordão de solda. Sendo assim, os parâmetros da fase de curto-circuito foram selecionados previamente, conforme procedimento mencionado, e mantidos constantes durante a realização dos experimentos. Na Tabela 3.5 são mostrados os parâmetros de processo controláveis, ou seja, aqueles fatores cujos valores foram sistematicamente variados durante a realização dos experimentos com o objetivo de estudar qualitativa e quantitativamente sua influência nas respostas do sistema. Os parâmetros da fase de arco analisados foram a corrente de pico de arco ( $Ia_1$ ), o tempo de atuação desta corrente ( $ta_1$ ), o tempo de atuação da corrente  $Ia_2$  ( $ta_2$ ), além da velocidade de alimentação do arame ( $W$ ) e da velocidade de soldagem ( $v$ ).

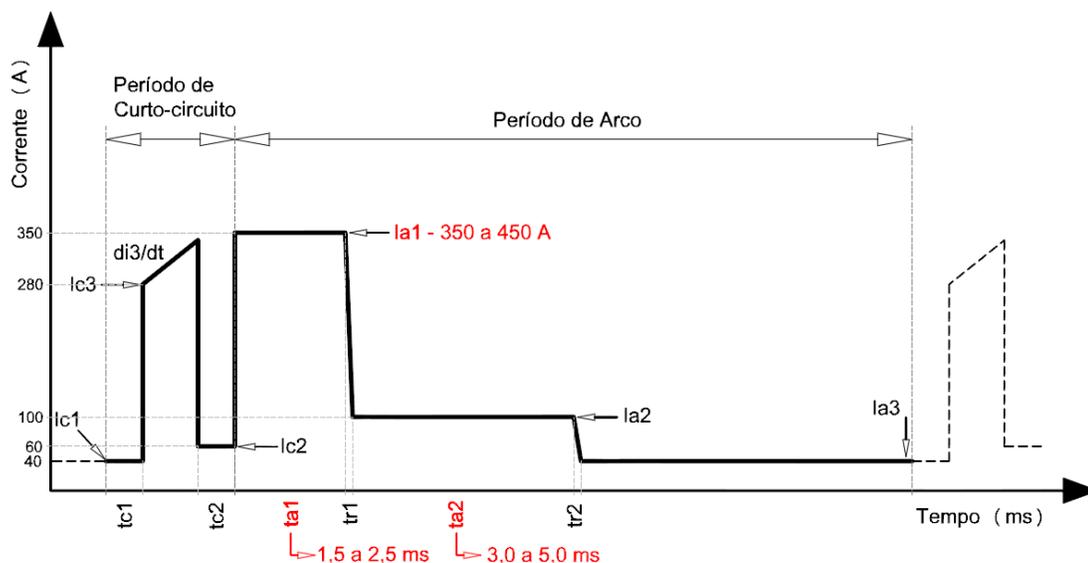


Figura 3.12 – Forma de onda para a corrente de soldagem no processo CCC evidenciando os parâmetros controláveis e seus valores em escala

Tabela 3.5 – Níveis dos parâmetros de processo controláveis com seus respectivos valores

Parâmetros Controláveis	Níveis		
	Mínimo	Intermediário	Máximo
	-1	0	1
$I_{a1}$ (A)	350	400	450
$ta_1$ (ms)	1,5	2,0	2,5
$ta_2$ (ms)	3,0	4,0	5,0
$W$ (m/min)	3,0	3,5	4,0
$v$ (mm/s)	4,0	5,0	6,0

A Tabela 3.6 mostra os parâmetros da fase de curto-circuito da curva de corrente de soldagem, e a Tabela 3.7 relaciona os demais parâmetros que não foram variados durante os experimentos. A escolha dos parâmetros  $I_{a1}$ ,  $ta_1$ ,  $ta_2$ ,  $W$  e  $v$  como fatores controláveis do presente estudo foi baseada, principalmente, na hipótese da similaridade do processo MIG/MAG CCC com o processo MIG/MAG pulsado. Sabe-se que a corrente de pulso e o tempo de pulso no processo pulsado são fatores determinantes para o volume de metal fundido na ponta do eletrodo e também para a magnitude das forças envolvidas na transferência do metal, com conseqüente influência na geometria do cordão de solda,

penetração e aporte térmico [Amin, 1981 e 1983; Bosworth, 1991; Gonzalez, 1997]. A energia de soldagem no processo MIG/MAG é inversamente proporcional à velocidade de soldagem e, além disso, quando se trata deste processo de soldagem, sabe-se que a velocidade de alimentação do arame exerce influência significativa no resultado da soldagem, tendo influência direta na taxa de fusão do processo [Machado, 1996; Marques et al, 2009; Wainer et al, 2002].

Tabela 3.6 – Parâmetros de processo da fase de curto-circuito

<b>Parâmetros Constantes (Fase de curto-circuito)</b>	<b>Valor</b>
<b>Ic<sub>1</sub> (A)</b>	40
<b>tc<sub>1</sub> (ms)</b>	0,5
<b>Ic<sub>2</sub> (A)</b>	60
<b>tc<sub>2</sub> (ms)</b>	0,5
<b>Ic<sub>3</sub> (A)</b>	280
<b>di<sub>3</sub>/dt (A/ms)</b>	80

Tabela 3.7 – Parâmetros de processo do “Menu Configurar”

<b>Parâmetros Constantes (Menu Configurar)</b>	<b>Valor</b>
<b>Ucc (V)</b>	10
<b>Kr</b>	1,15
<b>tr<sub>1</sub> (ms)</b>	0,1
<b>tr<sub>2</sub> (ms)</b>	0,1
<b>Ia<sub>3</sub> (A)</b>	40
<b>Ia<sub>2</sub> (A)</b>	100

Conforme visto na fundamentação teórica, o parâmetro Ucc refere-se à tensão de curto-circuito, ou seja, é o valor de tensão utilizado pela unidade de controle do sistema de soldagem para detecção do início do curto-circuito. Para a unidade de controle, o início do curto-circuito ocorre quando a tensão de saída da fonte de soldagem fica menor que Ucc. O parâmetro Kr representa o percentual acrescentado ao valor inicial da resistência de curto-

circuito (o qual é lido pela unidade de controle no início desta fase) e que determina o momento no qual o sistema detecta a iminência de reignição do arco. Os valores para estes parâmetros foram estabelecidos através de testes práticos no LS&TC, os quais tiveram como ponto de partida o conhecimento gerado por Gohr, 2002, durante os ensaios realizados quando da elaboração da sua tese de doutorado.

A Tabela 3.8 mostra o projeto de experimentos gerado para este estudo. Nota-se aí a combinação dos cinco fatores:  $Ia_1$ ,  $ta_1$ ,  $ta_2$ ,  $W$  e  $v$  nos três níveis considerados, de forma que os 32 experimentos possam fornecer uma resposta estatística confiável sobre a relação existente entre os parâmetros de processo controláveis e a geometria do cordão de solda. Também é importante mencionar que a coluna “Ordem Execução” significa que os experimentos foram executados de forma aleatória, seguindo as premissas estatísticas.

Tabela 3.8 – Projeto de experimentos composto de segunda ordem

<b>Experimento</b>	<b>Ordem Execução</b>	<b><math>Ia_1</math> (A)</b>	<b><math>ta_1</math> (ms)</b>	<b><math>ta_2</math> (ms)</b>	<b><math>W</math> (m/min)</b>	<b><math>v</math> (mm/s)</b>
1	6	350	1,5	3,0	3,0	6,0
2	11	450	1,5	3,0	3,0	4,0
3	10	350	2,5	3,0	3,0	4,0
4	7	450	2,5	3,0	3,0	6,0
5	24	350	1,5	5,0	3,0	4,0
6	29	450	1,5	5,0	3,0	6,0
7	27	350	2,5	5,0	3,0	6,0
8	9	450	2,5	5,0	3,0	4,0
9	14	350	1,5	3,0	4,0	4,0
10	30	450	1,5	3,0	4,0	6,0
11	21	350	2,5	3,0	4,0	6,0
12	20	450	2,5	3,0	4,0	4,0
13	13	350	1,5	5,0	4,0	6,0
14	22	450	1,5	5,0	4,0	4,0
15	23	350	2,5	5,0	4,0	4,0
16	26	450	2,5	5,0	4,0	6,0
17	28	350	2,0	4,0	3,5	5,0
18	2	450	2,0	4,0	3,5	5,0
19	12	400	1,5	4,0	3,5	5,0
20	16	400	2,5	4,0	3,5	5,0
21	18	400	2,0	3,0	3,5	5,0
22	3	400	2,0	5,0	3,5	5,0
23	32	400	2,0	4,0	3,0	5,0
24	25	400	2,0	4,0	4,0	5,0
25	5	400	2,0	4,0	3,5	4,0
26	4	400	2,0	4,0	3,5	6,0
27	15	400	2,0	4,0	3,5	5,0
28	17	400	2,0	4,0	3,5	5,0
29	8	400	2,0	4,0	3,5	5,0
30	1	400	2,0	4,0	3,5	5,0
31	19	400	2,0	4,0	3,5	5,0
32	31	400	2,0	4,0	3,5	5,0

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 4.1 Análise Qualitativa

A Figura 4.1 mostra o perfil de um cordão de solda obtido nos experimentos com o processo MAG CCC utilizando como gás de proteção uma mistura de Argônio e 25% CO<sub>2</sub>. Nota-se que há altura do reforço (H) excessiva e a largura (L) do cordão é bem maior em comparação com a penetração (P). É importante ressaltar que um elevado valor da altura do reforço não constitui, necessariamente, um problema – como é o caso do passe de raiz aplicado em juntas de topo na soldagem de dutos. Outra característica comum entre todos os cordões obtidos é o perfil pontiagudo da região onde é medida a penetração (forma de dedo). Isto vai ao encontro do exposto na fundamentação teórica, onde é citado que misturas de gases com alta porcentagem de Ar em relação ao CO<sub>2</sub> tendem a produzir essa geometria, devido a maior concentração de calor na região central do arco ou ainda pela possível maior força de arraste sobre as gotas.

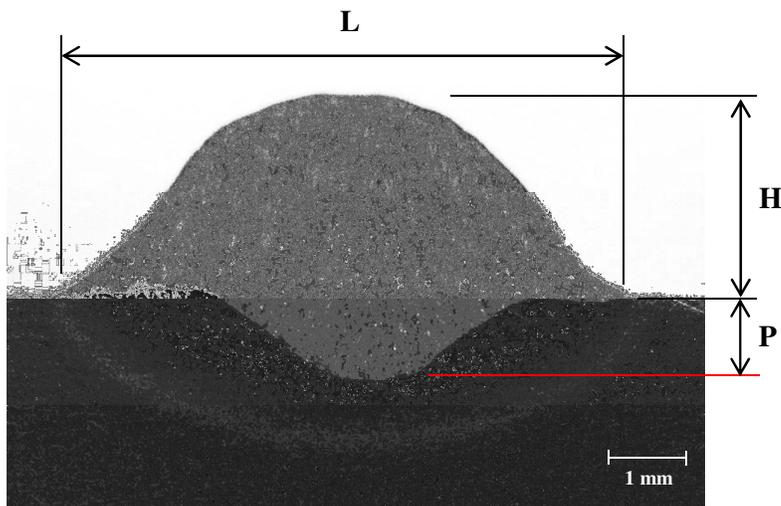


Figura 4.1 – Perfil obtido para o cordão de solda 23 indicando altura do reforço (H) excessiva

A Figura 4.2 mostra dois perfis com sobreposição (*overlap*) [American Welding Society, 2001] e falta de fusão (FF) nas laterais do cordão de solda, fato que se repetiu em 60% dos casos (19 dos 32 cordões analisados). Na seção 4.2.4 será discutida uma hipótese para explicar esse fato.

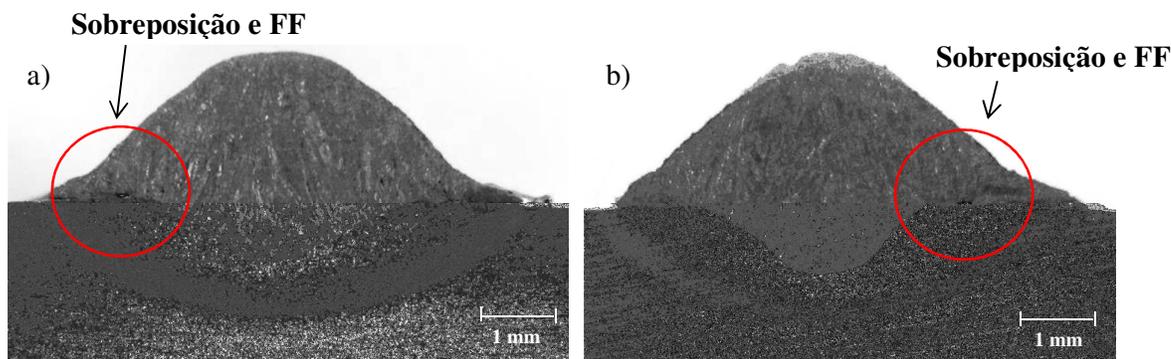


Figura 4.2 – Perfis obtidos para os cordões de solda (a) 20 e (b) 26 indicando sobreposição (*overlap*) e falta de fusão (FF) nas laterais

Quanto à produção de salpicos, pode-se observar pela Figura 4.3 e pela avaliação dos 32 cordões depositados que, em geral, o processo MAG CCC utilizando como gás de proteção uma mistura de Argônio e 25% CO<sub>2</sub> resultou em cordões de solda com quantidade praticamente nula de salpicos, fato que comprova a hipótese de que o controle de corrente aplicado ao processo de soldagem MIG/MAG com curto-circuito conduz à redução ou até mesmo à eliminação dos salpicos.

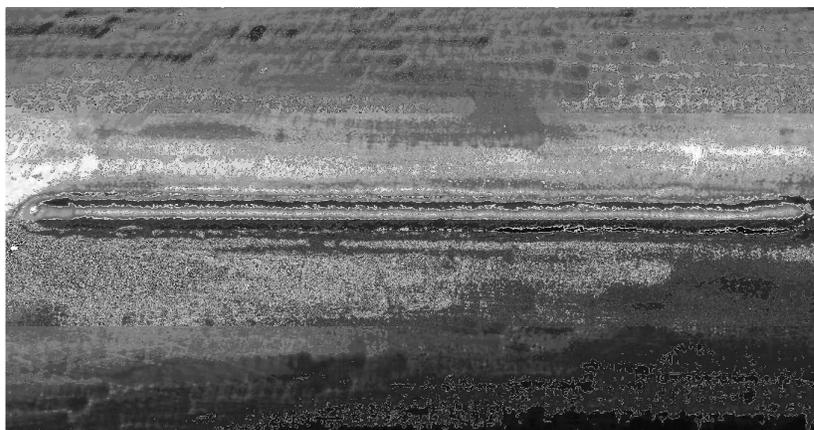


Figura 4.3 – Cordão de solda depositado sem presença de salpicos

## 4.2 Projeto de Experimentos

De posse das macrografias e do resultado da avaliação dimensional das características geométricas dos cordões de solda – as respostas – foi realizado o tratamento dos dados através das técnicas estatísticas. A Tabela 4.1 mostra o Projeto de Experimento Composto de

Segunda Ordem com os cinco parâmetros de processo controláveis e os valores obtidos para as três características geométricas dos cordões de solda de acordo com as medições realizadas após os experimentos.

Tabela 4.1 – Projeto de experimento composto de segunda ordem com os resultados obtidos

Exp.	$Ia_1$ (A)	$ta_1$ (ms)	$ta_2$ (ms)	$W$ (m/min)	$v$ (mm/s)	L (mm)	H (mm)	P (mm)
1	350	1,5	3,0	3,0	6,0	5,608	2,441	1,112
2	450	1,5	3,0	3,0	4,0	7,183	3,070	1,120
3	350	2,5	3,0	3,0	4,0	7,975	3,089	1,138
4	450	2,5	3,0	3,0	6,0	8,371	2,104	0,727
5	350	1,5	5,0	3,0	4,0	7,215	2,926	1,353
6	450	1,5	5,0	3,0	6,0	7,376	2,460	0,814
7	350	2,5	5,0	3,0	6,0	6,251	2,367	0,884
8	450	2,5	5,0	3,0	4,0	9,646	2,569	0,907
9	350	1,5	3,0	4,0	4,0	5,355	3,263	0,017
10	450	1,5	3,0	4,0	6,0	7,352	2,479	1,423
11	350	2,5	3,0	4,0	6,0	8,405	2,851	1,163
12	450	2,5	3,0	4,0	4,0	11,024	3,016	1,753
13	350	1,5	5,0	4,0	6,0	4,705	2,726	0,017
14	450	1,5	5,0	4,0	4,0	9,487	3,109	1,860
15	350	2,5	5,0	4,0	4,0	8,605	2,946	1,996
16	450	2,5	5,0	4,0	6,0	8,825	2,609	1,443
17	350	2,0	4,0	3,5	5,0	6,749	2,680	1,272
18	450	2,0	4,0	3,5	5,0	8,203	2,728	1,280
19	400	1,5	4,0	3,5	5,0	7,055	2,526	1,390
20	400	2,5	4,0	3,5	5,0	8,860	2,708	1,295
21	400	2,0	3,0	3,5	5,0	7,798	2,570	1,528
22	400	2,0	5,0	3,5	5,0	9,315	2,598	1,161
23	400	2,0	4,0	3,0	5,0	7,147	2,449	1,170
24	400	2,0	4,0	4,0	5,0	7,975	3,202	1,426
25	400	2,0	4,0	3,5	4,0	8,946	3,020	1,321
26	400	2,0	4,0	3,5	6,0	8,029	2,546	1,269
27	400	2,0	4,0	3,5	5,0	7,936	2,618	1,364
28	400	2,0	4,0	3,5	5,0	7,511	2,790	1,213
29	400	2,0	4,0	3,5	5,0	7,504	2,726	1,063
30	400	2,0	4,0	3,5	5,0	8,972	2,932	1,171
31	400	2,0	4,0	3,5	5,0	8,111	2,742	1,579
32	400	2,0	4,0	3,5	5,0	8,217	2,601	1,348

#### 4.2.1 Análise da Largura (L) do Cordão de Solda

##### Análise de Variância

Para avaliar os efeitos dos parâmetros controláveis e das interações destes sobre as respostas obtidas, estas foram submetidas à Análise de Variância (ANOVA). Para tal utilizou-se *softwares* com funções estatísticas avançadas. Neste trabalho considerou-se que um determinado parâmetro afetou estatisticamente uma resposta quando o valor resultante para o fator **P** (nível de significância, última coluna da Tabela 4.2) for igual ou inferior a 5%, ou seja, adotou-se um intervalo de confiança estatística de 95%. A Tabela 4.2 mostra os dados da ANOVA realizada para a Largura (L) do cordão de solda utilizando-se unidades codificadas. Vale ressaltar que quanto menor for o valor de **P**, mais significativa será a influência do parâmetro ou da interação entre parâmetros na resposta analisada. Mediante a ANOVA foi determinado que os parâmetros  $I_{a1}$ ,  $ta_1$ ,  $W$  e  $v$ , e ainda as interações  $ta_1 \times ta_2$ ,  $ta_1 \times W$  e  $ta_2 \times v$  têm influência significativa sobre a largura do cordão de solda ( $P < 0,05$ ).

Tabela 4.2 – Resultado da Análise de Variância realizada para L

	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
	20	49,1524	49,1524	2,4576	10,64	0,000
<b>Linear</b>	<b>5</b>	<b>38,4804</b>	<b>38,4804</b>	<b>7,6961</b>	<b>33,33</b>	<b>0,000</b>
Ia1 (A)	1	15,3070	15,3070	15,3070	66,30	0,000
ta1 (ms)	1	15,3569	15,3569	15,3569	66,51	0,000
ta2 (ms)	1	0,3079	0,3079	0,3079	1,33	0,273
w (m/min)	1	1,3673	1,3673	1,3673	5,92	0,033
v (mm/s)	1	6,1413	6,1413	6,1413	26,60	0,000
<b>Square</b>	<b>5</b>	<b>2,7960</b>	<b>2,7960</b>	<b>0,5592</b>	<b>2,42</b>	<b>0,103</b>
Ia1 (A)*Ia1 (A)	1	1,3433	0,8902	0,8902	3,86	0,075
ta1 (ms)*ta1 (ms)	1	0,0054	0,0354	0,0354	0,15	0,703
ta2 (ms)*ta2 (ms)	1	0,5708	0,5647	0,5647	2,45	0,146
w (m/min)*w (m/min)	1	0,4628	0,6564	0,6564	2,84	0,120
v (mm/s)*v (mm/s)	1	0,4137	0,4137	0,4137	1,79	0,208
<b>Interaction</b>	<b>10</b>	<b>7,8761</b>	<b>7,8761</b>	<b>0,7876</b>	<b>3,41</b>	<b>0,028</b>
Ia1 (A)*ta1 (ms)	1	0,2221	0,2221	0,2221	0,96	0,348
Ia1 (A)*ta2 (ms)	1	0,2428	0,2428	0,2428	1,05	0,327
Ia1 (A)*w (m/min)	1	1,0460	1,0460	1,0460	4,53	0,057
Ia1 (A)*v (mm/s)	1	0,0953	0,0953	0,0953	0,41	0,534
ta1 (ms)*ta2 (ms)	1	2,0542	2,0542	2,0542	8,90	0,012
ta1 (ms)*w (m/min)	1	1,6250	1,6250	1,6250	7,04	0,022
ta1 (ms)*v (mm/s)	1	0,0899	0,0899	0,0899	0,39	0,545
ta2 (ms)*w (m/min)	1	0,2174	0,2174	0,2174	0,94	0,353
ta2 (ms)*v (mm/s)	1	2,2463	2,2463	2,2463	9,73	0,010
w (m/min)*v (mm/s)	1	0,0372	0,0372	0,0372	0,16	0,696

Para o desenvolvimento dos modelos matemáticos para cada resposta, foi considerada a significância de cada variável e suas interações, sendo que as mesmas poderiam ser expressas em função da corrente de pico ( $I_{a1}$  – A), tempo de pico ( $ta_1$  – ms), tempo de

atuação da corrente  $Ia_2$  ( $ta_2$  – ms), velocidade de alimentação do arame ( $W$  – m/min) e velocidade de soldagem ( $v$  – mm/s), ou seja (Equação 4.1):

$$y = f(Ia_1, ta_1, ta_2, W, v) \quad (4.1)$$

Os coeficientes de regressão para cada variável e suas interações foram estimados utilizando-se unidades não codificadas, o que resultou na equação de resposta para a Largura (L) do cordão de solda, segundo a Equação 4.2.

$$\begin{aligned} \hat{L} = & - 49,697 + 0,182. (Ia_1) + 4,806. (ta_1) + 9,786. (W) - 1,931. (v) - 2,406. 10^{-4}. (Ia_1)^2 + 0,479. (ta_2)^2 - \\ & 2,066. (W)^2 + 0,010. (Ia_1). (W) - 0,717. (ta_1). (ta_2) + 1,275. (ta_1). (W) - 0,375. (ta_2). (v) \quad (4.2) \end{aligned}$$

A ANOVA indicou que os termos lineares (*Linear*) e de interação (*Interaction*) são significativos na equação de resposta de L ( $P < 0,05$ ). Os termos quadráticos (*Square*) não são significativos ( $P = 0,103$ ), porém, alguns deles aparecem na equação. O motivo para tal foi a adoção do seguinte critério: se  $P < 0,15$ , então o parâmetro deve ser absorvido pela equação de resposta. A análise estatística também indicou que o modelo matemático é adequado, resultando um  $R^2 = 0,9509$ .

### Efeitos dos parâmetros principais

As Figuras 4.4, 4.5 e 4.6 mostram os efeitos isolados dos parâmetros principais na Largura (L) do cordão de solda. Nota-se na Figura 4.4 que ambos os parâmetros  $Ia_1$  e  $ta_1$  produzem efeitos isolados similares em L, ou seja, um aumento no valor do parâmetro desde o seu nível mínimo até seu nível máximo, passando pelo nível intermediário, causa um aumento na resposta de L, com comportamento muito parecido para  $Ia_1$  e  $ta_1$ . Tal comportamento é esperado para o processo de soldagem com corrente pulsada [Amin, 1981 e 1983; Bosworth, 1991; Gonzalez, 1997], isto é, tanto a variação da corrente de pulso como a variação do tempo de pulso produzem efeitos similares nas respostas do processo mencionado.

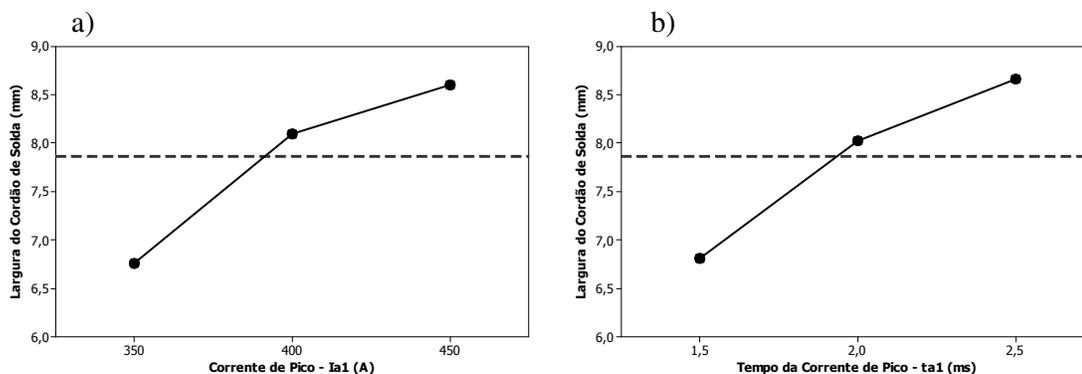


Figura 4.4 – Efeito dos parâmetros (a)  $I_{a1}$  e (b)  $ta_1$  em L

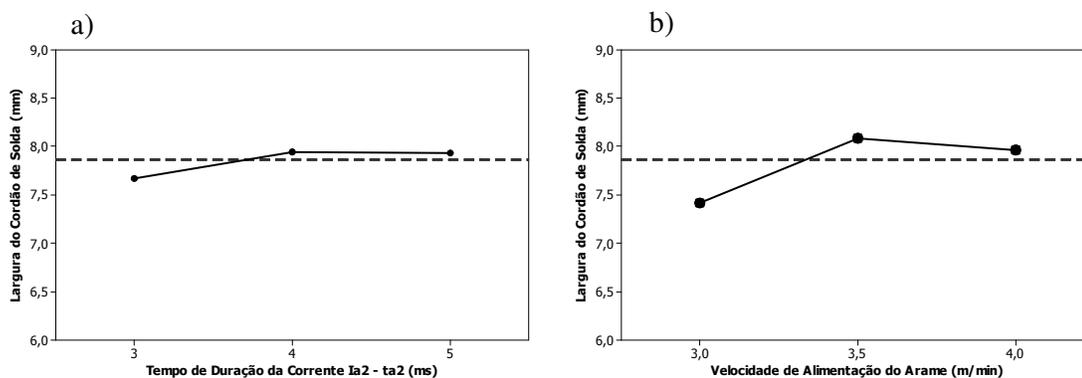


Figura 4.5 – Efeito dos parâmetros (a)  $ta_2$  e (b)  $W$  em L

Na Figura 4.5 (a) é mostrado o efeito isolado do parâmetro  $ta_2$  e, para o intervalo de valores escolhido para tal parâmetro no procedimento experimental, percebe-se que este não produziu efeito significativo na resposta de L. Esse fato demonstra que são necessárias investigações adicionais para detectar a real contribuição do escalonamento da redução da variável corrente de soldagem e seu tempo de duração – desde o início da fase de arco até o início do curto-circuito – para o volume de metal fundido na fase de arco. A Figura 4.5 (b) mostra que um aumento na velocidade de alimentação do arame  $W$  desde seu nível mínimo até o nível intermediário causa um aumento de L, porém, um aumento subsequente de  $W$  até o seu nível máximo causa uma sutil redução na resposta de L. Isto significa que, a partir de determinado valor de  $W$ , a energia de soldagem não foi suficiente para continuar fundindo o metal de adição e aumentar a largura do cordão de solda.

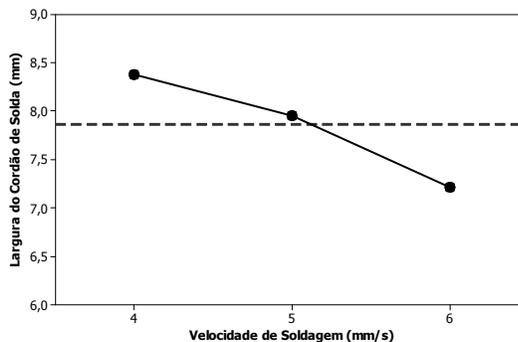


Figura 4.6 – Efeito do parâmetro  $v$  em  $L$

Na Figura 4.6 nota-se que  $L$  diminuiu com o aumento da velocidade de soldagem ( $v$ ), sendo este comportamento em função da menor energia de soldagem imposta ao processo o que, por sua vez, produziu menor aporte térmico e também menor quantidade de metal fundido por unidade de comprimento. Conforme visto na fundamentação teórica, cabe ressaltar aqui que o mecanismo de fusão do arame-eletrodo e formação da gota de metal possui características extremamente complexas, havendo forte interação entre as diversas variáveis de processo. Dessa forma, a representação gráfica dos efeitos isolados dos parâmetros principais, conforme visto nesta seção, deve ser utilizada com cautela e com a devida interpretação física do processo. Isto será mais bem entendido com a leitura da seção seguinte, onde serão mostrados os efeitos das interações entre os parâmetros principais.

### Efeitos das interações de dois fatores

Através da ANOVA também foi possível identificar quais interações entre os parâmetros controláveis produziram os maiores efeitos na resposta. No caso da Largura ( $L$ ) do cordão de solda, demonstrou-se que as interações  $ta_2 \times v$ ,  $ta_1 \times ta_2$  e  $ta_1 \times W$  são, em ordem decrescente, as mais significativas.

A Figura 4.7 mostra o gráfico da superfície de resposta obtido para a interação  $ta_2 \times v$ , e a Figura 4.8 mostra o gráfico de contorno obtido a partir desta superfície de resposta, fixando-se os valores de  $Ia_1$ ,  $ta_1$  e  $W$  nos seus níveis intermediários. Na Figura 4.7 é possível visualizar, nos dois eixos do plano inferior, os limites dos parâmetros controláveis  $ta_2$  e  $v$  empregados nos experimentos. O eixo vertical representa os valores da resposta  $L$  resultantes da interação destes parâmetros.

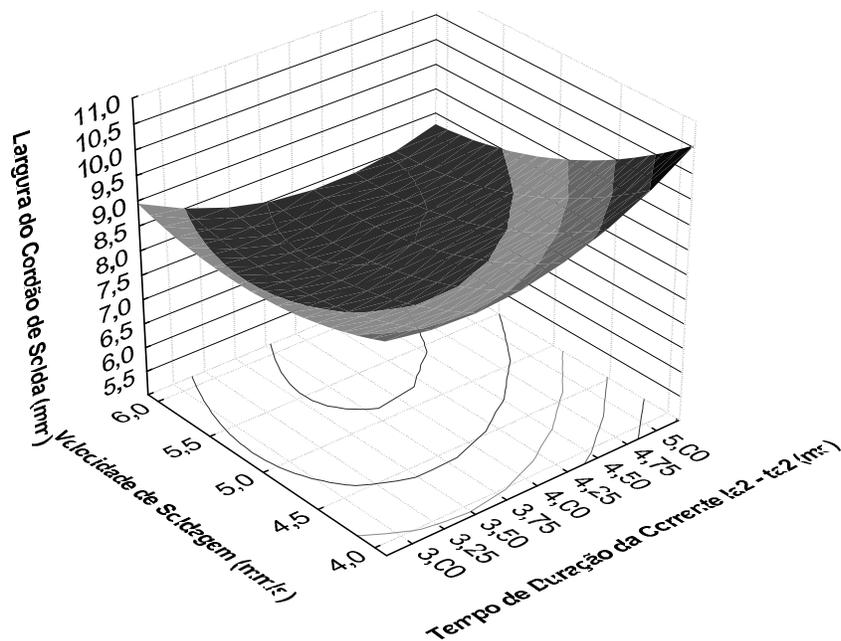


Figura 4.7 – Superfície de resposta “L” obtida para a interação dos parâmetros  $ta_2$  x  $v$

A partir das Figuras 4.7 e 4.8 observa-se que os maiores valores de L ocorrem para valores de  $ta_2$  e  $v$  próximos de 5,0 ms (máximo  $ta_2$ ) e 4,0 mm/s (mínimo  $v$ ), respectivamente, valores estes que, se considerados separadamente, proporcionam maior energia de soldagem ao processo. Também nota-se (Figura 4.8) que um valor de  $L=8$  mm é obtido com  $ta_2$  variando de 3,6 até aproximadamente 4,8 ms, e  $v$  variando de 5,2 até 6,0 mm/s.

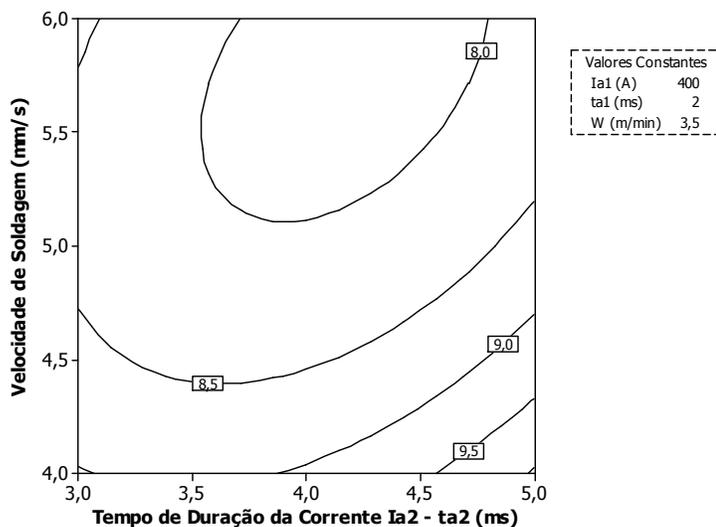


Figura 4.8 – Gráfico de contorno mostrando o efeito da interação entre  $ta_2$  e  $v$  em L

A Figura 4.9 mostra o gráfico da superfície de resposta obtido para a interação  $ta_1 \times ta_2$ , e a Figura 4.10 mostra o gráfico de contorno obtido para esta interação. Observa-se que um valor de  $L=9$  mm é alcançado quando os valores do tempo de atuação da corrente de pico  $ta_1$  são da ordem de 2,25 até aproximadamente 2,6 ms, mesmo com o parâmetro  $ta_2$  variando desde o seu nível mínimo (3,0 ms) até o seu nível máximo (5,0 ms). Isso ocorre quando são fixados os valores de  $Ia_1$ ,  $W$  e  $v$  nos seus níveis intermediários. Aqui, mais uma vez o parâmetro  $ta_2$  demonstra ter influência não significativa na largura do cordão de solda, mesmo quando considerada sua interação com outra variável de processo. Assim, atribui-se a significância desta interação muito mais ao parâmetro  $ta_1$  do que a  $ta_2$ .

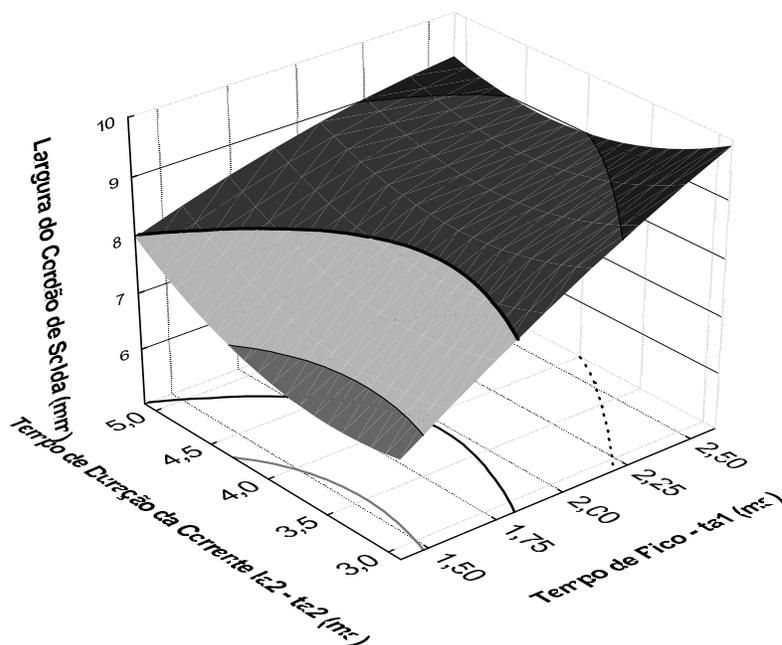


Figura 4.9 – Superfície de resposta “L” obtida para a interação dos parâmetros  $ta_1 \times ta_2$

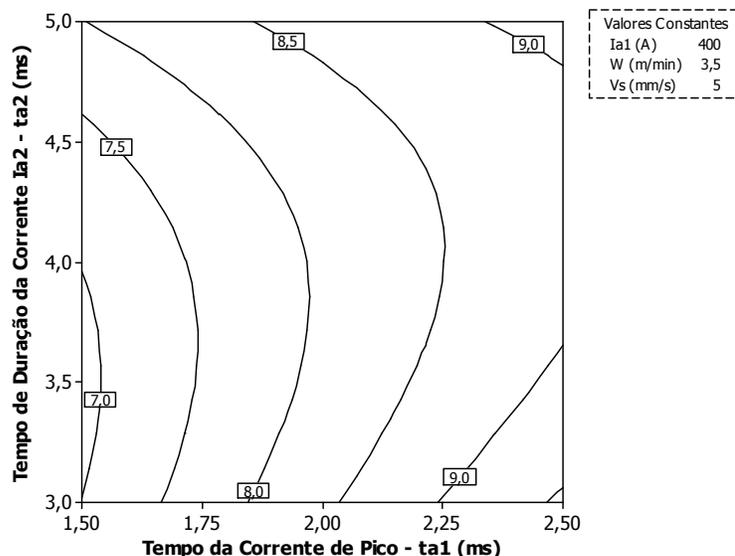


Figura 4.10 – Gráfico de contorno mostrando os efeitos da interação entre  $ta_1$  e  $ta_2$  em  $L$

A Figura 4.11 mostra o gráfico da superfície de resposta obtido para a interação  $ta_1 \times W$  e a Figura 4.12 mostra o gráfico de contorno obtido a partir desta superfície, fixando-se os valores de  $Ia_1$ ,  $ta_2$  e  $v$  nos seus níveis intermediários. A partir dos dados experimentais infere-se que os menores valores de  $L$  são obtidos quando  $ta_1$  é ajustado entre 1,5 e 1,75 ms, mesmo com a velocidade de alimentação do arame  $W$  variando desde o seu nível mínimo (3,0 m/min) até o seu nível máximo (4,0 m/min). Os gráficos das Figuras 4.10 e 4.12 evidenciam a influência determinante do parâmetro  $ta_1$  na resposta de  $L$ . Da Figura 2.30 tem-se que a corrente de pico de arco  $Ia_1$  e o tempo de atuação desta corrente,  $ta_1$ , são fatores determinantes para o volume de metal fundido na fase de arco, o que explica o fato de a variação na largura do cordão de solda ser diretamente proporcional à variação destes parâmetros.

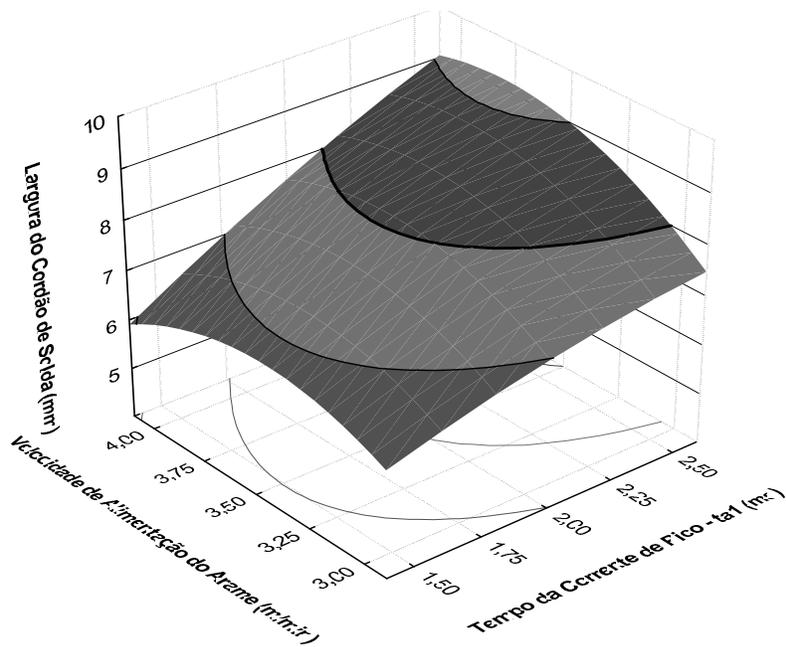


Figura 4.11 – Superfície de resposta “L” obtida para a interação dos parâmetros  $ta_1$  x  $W$

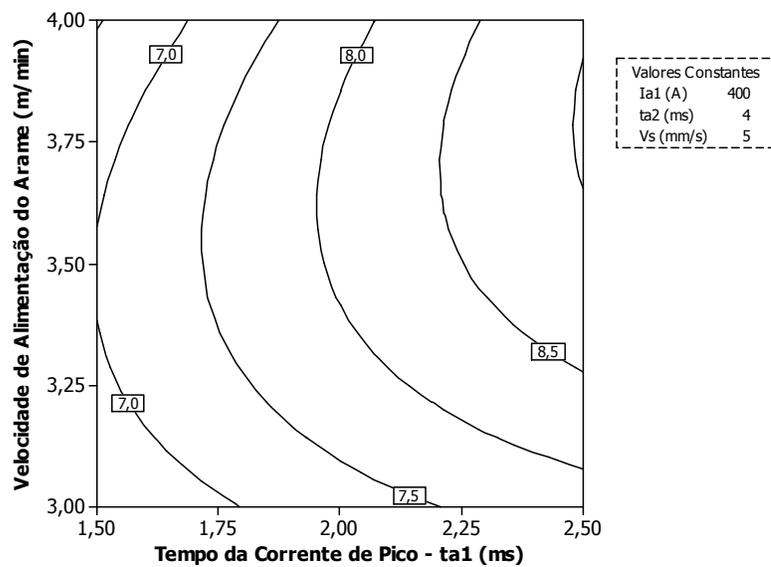


Figura 4.12 – Gráfico de contorno mostrando os efeitos da interação entre  $ta_1$  e  $W$  em  $L$

## 4.2.2 Análise da Altura do Reforço (H) do Cordão de Solda

### Análise de Variância

Também foi realizada Análise de Variância para a Altura do Reforço (H) do cordão de solda utilizando-se unidades codificadas. A Tabela 4.3 mostra os dados da ANOVA. Esta análise mostrou que somente os parâmetros  $W$  e  $v$  têm influência significativa em H ( $P < 0,05$ ).

Tabela 4.3 – Resultado da Análise de Variância realizada para H

	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
	20	1,96306	1,96306	0,09815	4,23	0,009
<b>Linear</b>	<b>5</b>	<b>1,62223</b>	<b>1,62223</b>	<b>0,32445</b>	<b>13,99</b>	<b>0,000</b>
Ia1 (A)	1	0,07283	0,07283	0,07283	3,14	0,104
ta1 (ms)	1	0,03050	0,03050	0,03050	1,32	0,276
ta2 (ms)	1	0,01824	0,01824	0,01824	0,79	0,394
W (m/min)	1	0,41284	0,41284	0,41284	17,80	0,001
v (mm/s)	1	1,08781	1,08781	1,08781	46,91	0,000
<b>Square</b>	<b>5</b>	<b>0,09462</b>	<b>0,09462</b>	<b>0,01892</b>	<b>0,82</b>	<b>0,563</b>
Ia1 (A)*Ia1 (A)	1	0,00708	0,00019	0,00019	0,01	0,930
ta1 (ms)*ta1 (ms)	1	0,00372	0,01507	0,01507	0,65	0,437
ta2 (ms)*ta2 (ms)	1	0,00604	0,03046	0,03046	1,31	0,276
W (m/min)*W (m/min)	1	0,05883	0,04174	0,04174	1,80	0,207
v (mm/s)*v (mm/s)	1	0,01895	0,01895	0,01895	0,82	0,385
<b>Interaction</b>	<b>10</b>	<b>0,24621</b>	<b>0,24621</b>	<b>0,02462</b>	<b>1,06</b>	<b>0,458</b>
Ia1 (A)*ta1 (ms)	1	0,03213	0,03213	0,03213	1,39	0,264
Ia1 (A)*ta2 (ms)	1	0,03582	0,03582	0,03582	1,54	0,240
Ia1 (A)*W (m/min)	1	0,00014	0,00014	0,00014	0,01	0,940
Ia1 (A)*v (mm/s)	1	0,00466	0,00466	0,00466	0,20	0,663
ta1 (ms)*ta2 (ms)	1	0,01802	0,01802	0,01802	0,78	0,397
ta1 (ms)*W (m/min)	1	0,02349	0,02349	0,02349	1,01	0,336
ta1 (ms)*v (mm/s)	1	0,02052	0,02052	0,02052	0,88	0,367
ta2 (ms)*W (m/min)	1	0,00166	0,00166	0,00166	0,07	0,794
ta2 (ms)*v (mm/s)	1	0,08629	0,08629	0,08629	3,72	0,080
W (m/min)*v (mm/s)	1	0,02349	0,02349	0,02349	1,01	0,336

Os coeficientes de regressão para cada variável e suas interações foram estimados utilizando-se unidades não codificadas, o que resultou na equação de resposta para a Altura do Reforço (H) do cordão de solda, segundo a Equação 4.3.

$$\hat{H} = 13,694 - 0,002975.(Ia_1) - 4,162.(W) - 1,692.(v) + 0,0734.(ta_2).(v) \quad (4.3)$$

Da ANOVA foi determinado que apenas os termos lineares (*Linear*) são significativos na equação de resposta de H ( $P < 0,05$ ). Os termos quadráticos (*Square*) e de interação (*Interaction*) não são significativos ( $P=0,563$  e  $P=0,458$ , respectivamente), porém, alguns deles aparecem na equação. O motivo para tal foi exposto anteriormente neste trabalho. A análise estatística também indicou que o modelo matemático é satisfatório, resultando um  $R^2=0,8850$ .

## Efeitos dos parâmetros principais

As Figuras 4.13 e 4.14 mostram os efeitos isolados dos parâmetros principais na Altura do Reforço (H) do cordão de solda. Nota-se na Figura 4.13 (a) a influência de  $Ia_1$  em H, a qual foi considerada irrisória após a análise estatística. A velocidade de alimentação do arame  $W$  tem influência significativa na resposta, sendo que um aumento no seu valor produz aumento na resposta de H, conforme mostra a Figura 4.13 (b). A velocidade de soldagem  $v$ , ao ser incrementada durante os experimentos, levou a uma redução da altura do reforço H (Figura 4.14), sendo este fenômeno físico similar ao mencionado para a largura L na seção correspondente.

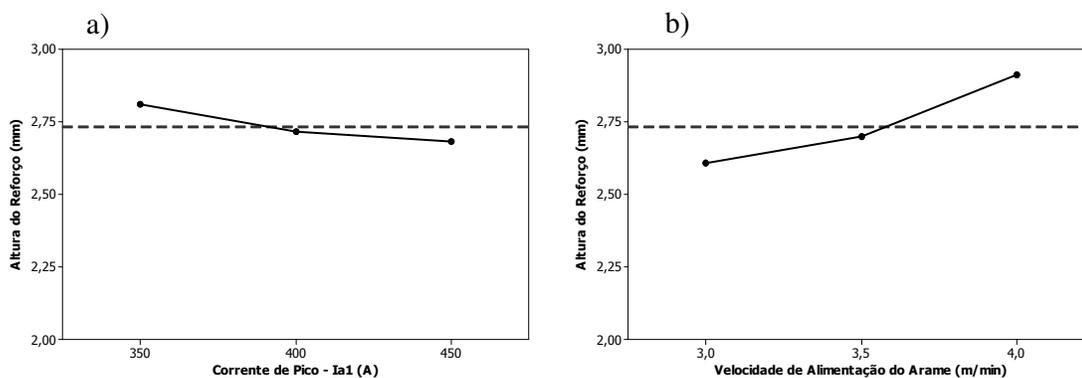


Figura 4.13 – Efeito dos parâmetros (a)  $Ia_1$  e (b)  $W$  em H

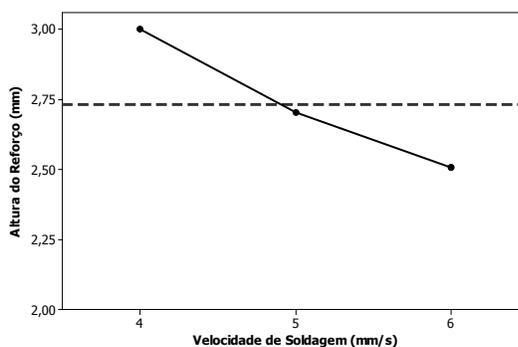


Figura 4.14 – Efeito do parâmetro  $v$  em H

Conforme mencionado anteriormente, a representação dos efeitos isolados das variáveis do processo de soldagem deve ser utilizada como informação complementar para os

estudos e, ainda assim, de forma cautelosa.

### Efeitos das interações de dois fatores

Através da ANOVA identificou-se que as interações entre os parâmetros controláveis não produziram efeitos significativos na Altura do Reforço (H) do cordão de solda – de acordo com os critérios de confiança estatística adotados neste trabalho e já observados anteriormente.

### 4.2.3 Análise da Penetração (P) do Cordão de Solda

#### Análise de Variância

Também foi realizada Análise de Variância para a Penetração (P) do cordão de solda utilizando-se unidades codificadas. A Tabela 4.4 mostra os dados da ANOVA. Esta análise mostrou que os parâmetros  $Ia_1$ ,  $ta_1$ ,  $W$  e  $v$  e, ainda, as interações  $Ia_1 \times ta_1$ ,  $Ia_1 \times W$ ,  $ta_1 \times W$  e  $ta_2 \times v$  têm influência significativa na Penetração ( $P < 0,05$ ).

Tabela 4.4 – Resultado da Análise de Variância realizada para P

	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
	20	4,91951	4,91951	0,24598	6,55	0,001
<b>Linear</b>	<b>5</b>	<b>1,16792</b>	<b>1,16792</b>	<b>0,23358</b>	<b>6,22</b>	<b>0,006</b>
Ia1 (A)	1	0,31337	0,31337	0,31337	8,35	0,015
ta1 (ms)	1	0,26889	0,26889	0,26889	7,16	0,022
ta2 (ms)	1	0,01145	0,01145	0,01145	0,31	0,592
W (m/min)	1	0,19490	0,19490	0,19490	5,19	0,044
v (mm/s)	1	0,37932	0,37932	0,37932	10,11	0,009
<b>Square</b>	<b>5</b>	<b>0,29804</b>	<b>0,29804</b>	<b>0,05961</b>	<b>1,59</b>	<b>0,243</b>
Ia1 (A)*Ia1 (A)	1	0,25625	0,01506	0,01506	0,40	0,539
ta1 (ms)*ta1 (ms)	1	0,01486	0,00034	0,00034	0,01	0,926
ta2 (ms)*ta2 (ms)	1	0,00560	0,00023	0,00023	0,01	0,939
W (m/min)*W (m/min)	1	0,01269	0,00778	0,00778	0,21	0,658
v (mm/s)*v (mm/s)	1	0,00863	0,00863	0,00863	0,23	0,641
<b>Interaction</b>	<b>10</b>	<b>3,45355</b>	<b>3,45355</b>	<b>0,34535</b>	<b>9,20</b>	<b>0,001</b>
Ia1 (A)*ta1 (ms)	1	0,58867	0,58867	0,58867	15,68	0,002
Ia1 (A)*ta2 (ms)	1	0,04192	0,04192	0,04192	1,12	0,313
Ia1 (A)*W (m/min)	1	1,10513	1,10513	1,10513	29,44	0,000
Ia1 (A)*v (mm/s)	1	0,00056	0,00056	0,00056	0,02	0,905
ta1 (ms)*ta2 (ms)	1	0,00037	0,00037	0,00037	0,01	0,923
ta1 (ms)*W (m/min)	1	0,89350	0,89350	0,89350	23,80	0,000
ta1 (ms)*v (mm/s)	1	0,02198	0,02198	0,02198	0,59	0,460
ta2 (ms)*W (m/min)	1	0,07549	0,07549	0,07549	2,01	0,184
ta2 (ms)*v (mm/s)	1	0,70350	0,70350	0,70350	18,74	0,001
W (m/min)*v (mm/s)	1	0,02243	0,02243	0,02243	0,60	0,456

Os coeficientes de regressão para cada variável e suas interações foram estimados utilizando-se unidades não codificadas, o que resultou na equação de resposta para a Penetração (P) do cordão de solda, segundo a Eq. 4.4.

$$\hat{P} = [-357,261 + 9,726.(Ia_1) + 524,924.(ta_1) - 4488,0.(W) + 1648,7.(v) - 7,673.(Ia_1).(ta_1) + 10,513.(Ia_1).(W) + 945,25.(ta_1).(W) - 209,687.(ta_2).(v)].10^{-3} \text{ mm} \quad (4.4)$$

Da ANOVA foi determinado que os termos lineares (*Linear*) e de interação (*Interaction*) são significativos na equação de resposta de P ( $P < 0,05$ ). Os termos quadráticos (*Square*) não são significativos ( $P = 0,243$ ). A análise estatística também indicou que o modelo matemático é satisfatório, resultando em  $R^2 = 0,9226$ .

### Efeitos dos parâmetros principais

As Figuras 4.15 e 4.16 mostram os efeitos isolados dos parâmetros principais na Penetração (P) do cordão de solda. Um aumento do parâmetro  $Ia_1$  desde o seu nível mínimo (350 A) até o nível intermediário (400 A) causa um ligeiro incremento na penetração, e um aumento desde o seu nível intermediário até o nível máximo (450 A) praticamente não produz efeitos na penetração (Figura 4.15 (a)). Uma situação muito parecida ocorre para a variação do parâmetro  $ta_1$ , conforme mostra a Figura 4.15 (b). Mais uma vez, agora considerando a penetração, nota-se que ambos os parâmetros  $Ia_1$  e  $ta_1$  produzem efeitos isolados similares na resposta.

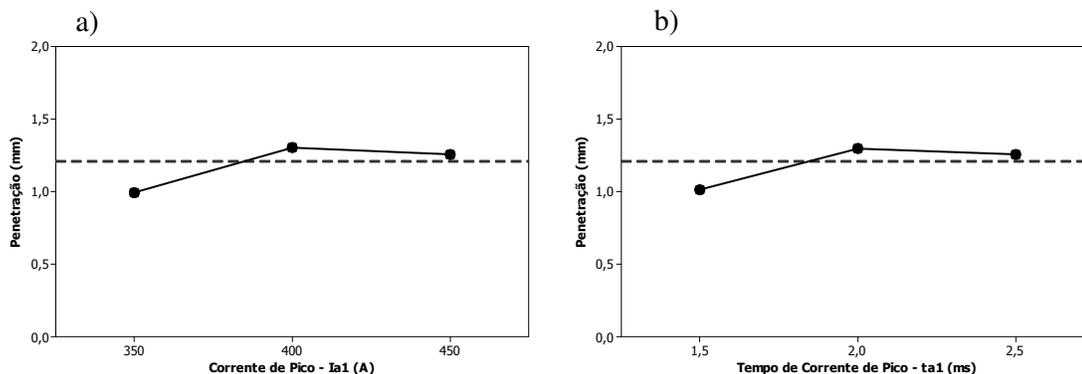


Figura 4.15 – Efeito dos parâmetros (a)  $Ia_1$  e (b)  $ta_1$  em P

A Figura 4.16 (a) mostra o efeito da velocidade de alimentação do arame  $W$  na resposta de  $P$ , onde se vê que um aumento deste parâmetro desde o seu nível mínimo (3,0 m/min) até o nível intermediário (3,5 m/min) leva a um incremento da penetração de 1,0 até aproximadamente 1,3 mm, e um aumento desde o seu nível intermediário até o nível máximo (4,0 m/min) leva a um ligeiro decréscimo da penetração. Isto pode ser explicado pelo fato de que no processo MIG/MAG CCC a velocidade de alimentação do arame, a corrente de soldagem e seus tempos de atuação são ajustados de forma independente. O que pode acontecer é que, mesmo com a velocidade de alimentação do arame ajustada no seu nível máximo, a corrente de soldagem – e/ou os tempos de atuação dos diferentes valores que a corrente assume durante o ciclo de soldagem – pode estar no seu nível mínimo, levando a uma menor taxa de fusão, menor aporte térmico e conseqüente baixa capacidade desta regulagem de parâmetros em gerar penetrações crescentes. Fica clara, então, a importância do estudo da relação entre todos os parâmetros da curva do processo CCC e a geometria do cordão de solda, para uma posterior correta seleção daqueles visando atingir determinado objetivo em uma dada aplicação em soldagem.

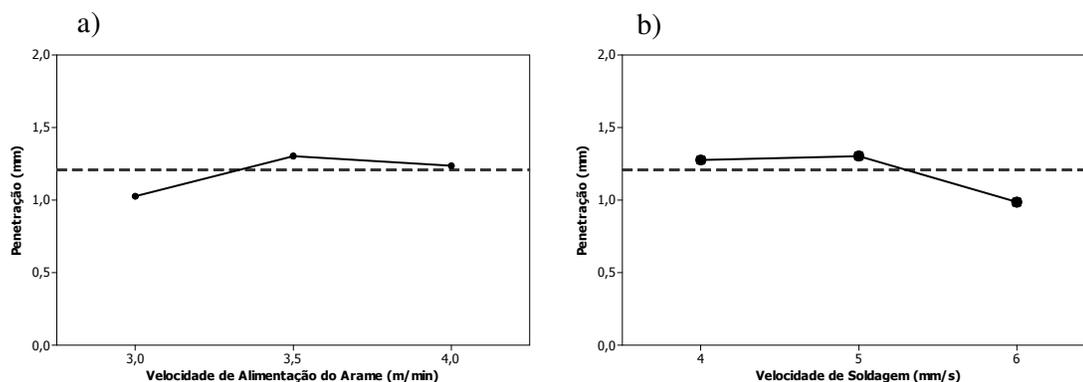


Figura 4.16 – Efeito dos parâmetros (a)  $W$  e (b)  $v$  em  $P$

Na Figura 4.16 (b) nota-se que a velocidade de soldagem  $v$ , ao ser incrementada desde 4 até 5 mm/s durante os experimentos, praticamente não produziu efeito sobre a penetração, porém, um aumento subsequente de 5 até 6 mm/s levou a uma redução da penetração, o que pode ser atribuído a um fenômeno físico similar àqueles já mencionados para a largura ( $L$ ) e altura do reforço ( $H$ ) nas seções correspondentes.

### Efeitos das interações de dois fatores

Através da ANOVA foram determinadas as interações entre os parâmetros controláveis que produziram efeitos significativos sobre a resposta. No caso da Penetração (P) do cordão de solda, demonstrou-se que as interações  $Ia_1 \times W$ ,  $ta_1 \times W$ ,  $ta_2 \times v$  e  $Ia_1 \times ta_1$  são, em ordem decrescente, as mais significativas.

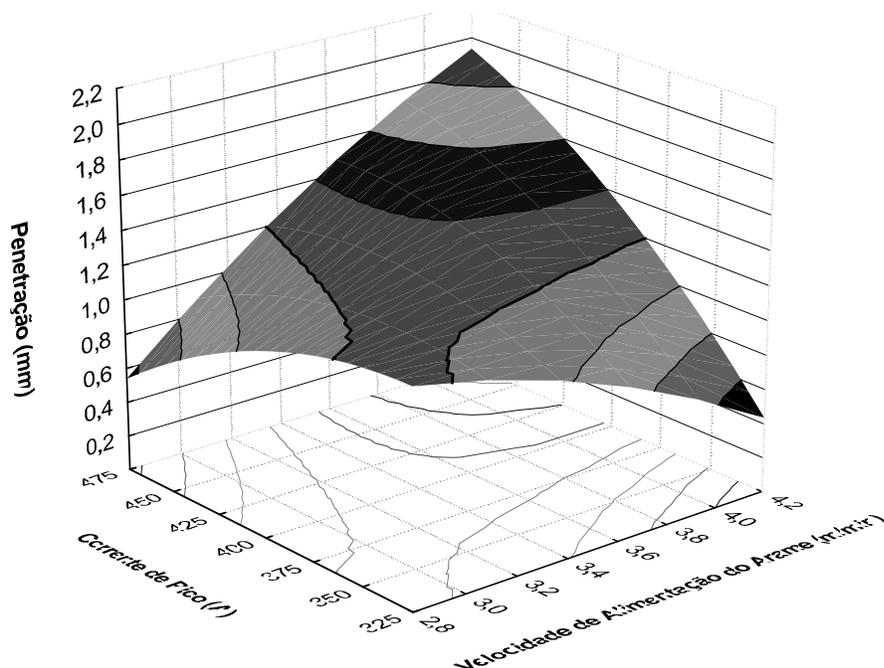


Figura 4.17 – Superfície de resposta “P” obtida para a interação dos parâmetros  $Ia_1 \times W$

A Figura 4.17 mostra o gráfico da superfície de resposta obtido para a interação  $Ia_1 \times W$ , e a Figura 4.18 mostra o gráfico de contorno obtido a partir desta superfície de resposta, fixando-se os valores de  $ta_1$ ,  $ta_2$  e  $v$  nos seus níveis intermediários. A análise da Figura 4.17 revela que a penetração do cordão de solda aumenta com o acréscimo da corrente de pico  $Ia_1$  e da velocidade de alimentação do arame  $W$ , atingindo seu maior valor quando estes parâmetros estão ajustados nos seus níveis superiores. Porém, esta afirmação não deve ser considerada uma regra geral, já que na região da curva (Figura 4.18) onde os valores de  $Ia_1$  estão entre 380 e 450 A e  $W$  entre 3,0 e 3,2 m/min, acontece que um aumento de  $Ia_1$  causa uma redução em  $P$ . Já na região da curva onde os valores de  $Ia_1$  estão entre 350 e 375 A e  $W$  entre 3,2 e 4,0 m/min, acontece que um aumento de  $W$  causa uma redução em  $P$ . Este comportamento pode

ser explicado pela complexidade das curvas dos parâmetros corrente e tensão de soldagem e as respectivas interações que acontecem entre os mesmos em todas as fases do processo, além das interações com outros parâmetros do processo como velocidade de alimentação do arame e velocidade de soldagem. No Apêndice A podem ser visualizados os gráficos contendo os sinais de corrente e tensão, além da energia de soldagem, para os 32 cordões de solda depositados. Uma interpretação possível para o fato exposto acima é que, na região onde os valores de  $W$  estão entre 3,0 e 3,2 m/min e os valores de  $I_{a1}$  são incrementados desde 380 até 450 A, não há alimentação de metal de adição suficiente para que seja produzido um acréscimo de penetração. E, na região onde os valores de  $I_{a1}$  estão entre 350 e 375 A e  $W$  é incrementada desde 3,2 até 4,0 m/min, ocorre que a energia de soldagem se torna insuficiente para fundir a quantidade adicional de metal de adição que está sendo imposta à poça de fusão. Estas duas situações serão mais bem discutidas na seção 4.2.4, numa análise complementar com os sinais elétricos adquiridos durante a soldagem e com exemplos específicos dos cordões de solda.

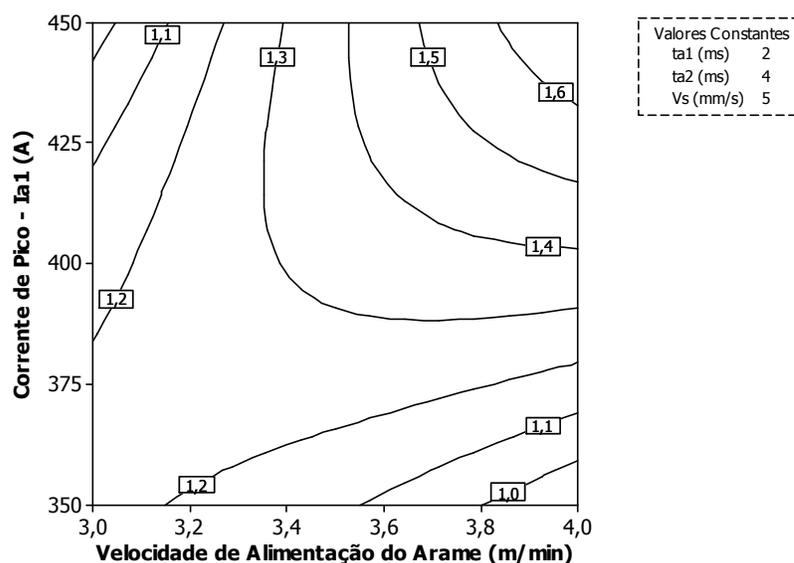


Figura 4.18 – Gráfico de contorno mostrando os efeitos da interação entre  $I_{a1}$  e  $W$  em P

A Figura 4.19 mostra o gráfico da superfície de resposta obtido para a interação  $t_{a1} \times W$ , e a Figura 4.20 mostra o gráfico de contorno obtido a partir desta superfície de resposta. Analisando-se as Figuras 4.19 e 4.20 percebe-se um comportamento completamente similar às curvas das Figuras 4.17 e 4.18, ou seja, tanto a corrente  $I_{a1}$  como o tempo de atuação desta

corrente,  $ta_1$ , produzem efeitos muito similares na penetração do cordão de solda, reforçando que esse comportamento ocorreu quando os outros parâmetros controláveis –  $Ia_1$ ,  $ta_2$  e  $v$  – foram fixados nos seus níveis intermediários.

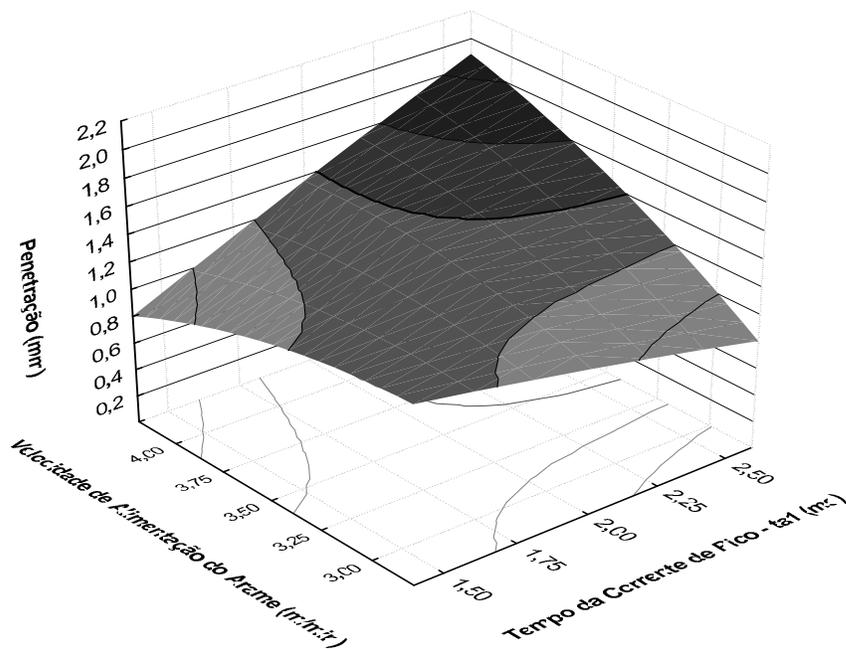


Figura 4.19 – Superfície de resposta “P” obtida para a interação dos parâmetros  $ta_1 \times W$

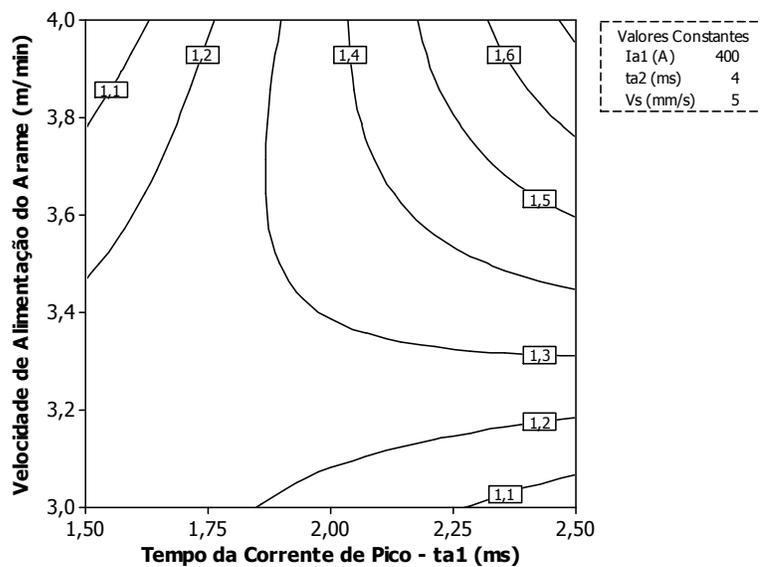


Figura 4.20 – Gráfico de contorno mostrando os efeitos da interação entre  $ta_1$  e  $W$  em P

A Figura 4.21 mostra o gráfico da superfície de resposta obtido para a interação  $ta_2 \times v$ , e a Figura 4.22 mostra o gráfico de contorno obtido a partir desta superfície de resposta, fixando-se os outros parâmetros controláveis  $Ia_1$ ,  $ta_1$  e  $W$  nos seus níveis intermediários. A análise destas figuras revela uma tendência de que os maiores valores da Penetração (P) do cordão de solda sejam atingidos quando o parâmetro  $ta_2$  é ajustado no seu nível superior e o parâmetro  $v$  é ajustado no seu nível inferior, simultaneamente. Mais uma vez, tal constatação pode ser explicada pela maior energia de soldagem que a combinação descrita dos parâmetros  $ta_2$  e  $v$  proporciona ao processo: da Figura 2.30 tem-se que quanto maior é o tempo de atuação da corrente na fase de arco, maiores são o volume e o aquecimento da gota fundida; também é sabido que quanto menor é a velocidade de soldagem, maior é o valor da energia produzida. Sendo assim, quanto maiores são o volume e aquecimento da gota fundida e a energia imposta à poça de fusão durante a soldagem, maior é a penetração do cordão de solda.

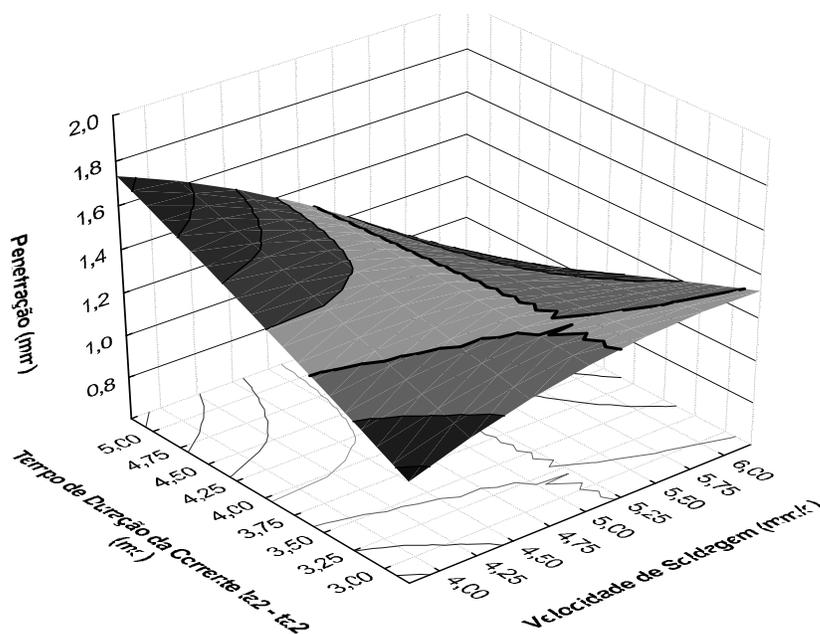


Figura 4.21 – Superfície de resposta “P” obtida para a interação dos parâmetros  $ta_2 \times v$

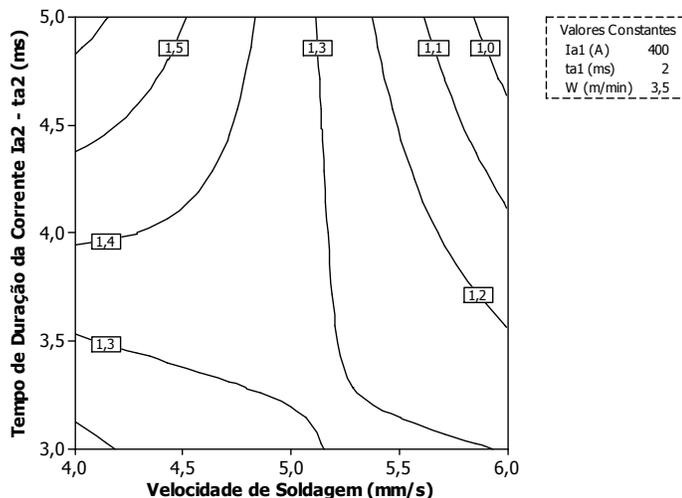


Figura 4.22 – Gráfico de contorno mostrando os efeitos da interação entre  $t_{a2}$  e  $v$  em P

A Figura 4.23 mostra o gráfico da superfície de resposta obtido para a interação  $I_{a1}$  x  $t_{a1}$ , e a Figura 4.24 mostra o gráfico de contorno obtido a partir desta superfície de resposta. Analisando as duas figuras citadas, nota-se que, quando a corrente de pico  $I_{a1}$  é fixada em 350 A, um aumento do tempo de pico  $t_{a1}$  desde 1,5 até 2,5 ms acarreta um aumento contínuo no valor de P desde aproximadamente 0,8 mm até 1,4 mm. Uma situação muito parecida ocorre quando o tempo de pico  $t_{a1}$  é fixado em 1,5 ms e aumenta-se a corrente de pico  $I_{a1}$  desde 350 até 450 A. Para valores intermediários dos outros parâmetros controláveis  $t_{a2}$ ,  $W$  e  $v$ , mais uma vez pode-se dizer que  $I_{a1}$  e  $t_{a1}$  produzem efeitos similares na resposta de P, considerando-se a região da curva analisada.

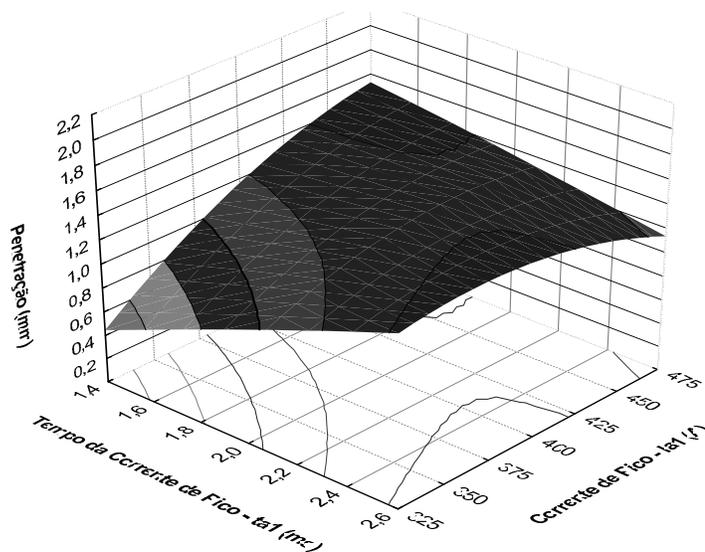


Figura 4.23 – Superfície de resposta “P” obtida para a interação dos parâmetros  $I_{a1}$  x  $t_{a1}$

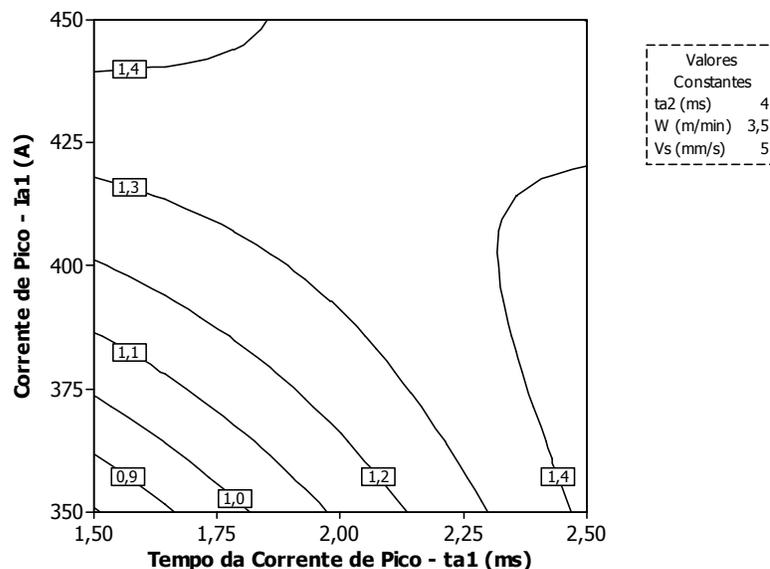


Figura 4.24 – Gráfico de contorno mostrando os efeitos da interação entre  $Ia_1$  e  $ta_1$  em P

#### 4.2.4 Análise da Relação entre os Sinais Elétricos de Corrente, Tensão e Energia de Soldagem e as Características Geométricas do Cordão de Solda

A Energia de Soldagem foi calculada através da Equação 4.5, sem considerar, neste momento, o rendimento térmico ( $\eta$ ) do processo de soldagem.

$$E = \frac{U \cdot I}{v} \quad (4.5)$$

Onde:  $E$  = Energia de Soldagem (J/mm)

$U$  = Tensão (V)

$I$  = Corrente (A)

$v$  = velocidade de soldagem (mm/s)

As Figuras 4.25 e 4.26 revelam uma tendência de aumento da penetração e da área fundida do metal de base (MB) com o aumento da energia de soldagem, fato esperado considerando-se o conteúdo explanado na fundamentação teórica. Todavia, o cordão 8 não se enquadra nesta tendência, pois, foi obtido com relativa alta energia de soldagem e apresentou baixa penetração. Analisando-se a Tabela C.1 do Apêndice C, percebe-se que, para a soldagem deste cordão, todos os parâmetros controláveis foram ajustados nos seus níveis

máximos, com exceção da velocidade de alimentação do arame  $W$  e da velocidade de soldagem  $v$ , ajustadas nos seus níveis mínimos. A partir do Apêndice A, Figura A.8, vê-se que o cordão de solda apresenta uma grande largura e área total fundida intermediária. Uma interpretação possível é que, apesar da alta energia de soldagem, não houve alimentação de metal de adição suficiente para obtenção de um valor maior da área total fundida, visto que, no processo CCC, a regulagem de  $W$  se faz independentemente da corrente de soldagem.

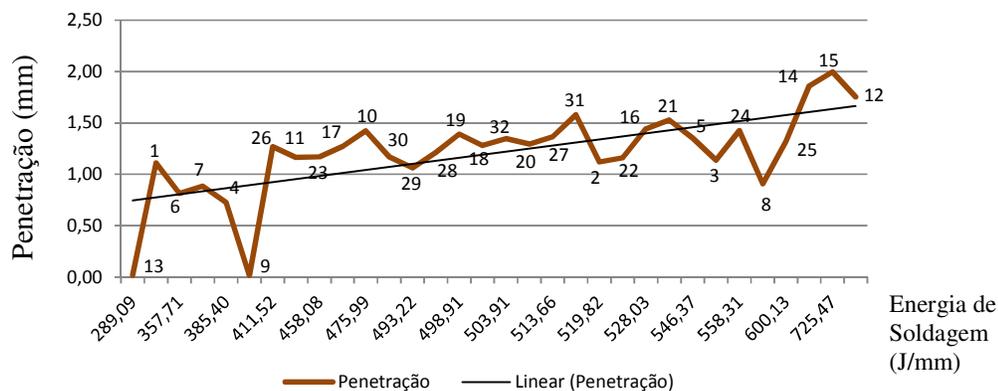


Figura 4.25 – Gráfico Penetração x Energia de Soldagem

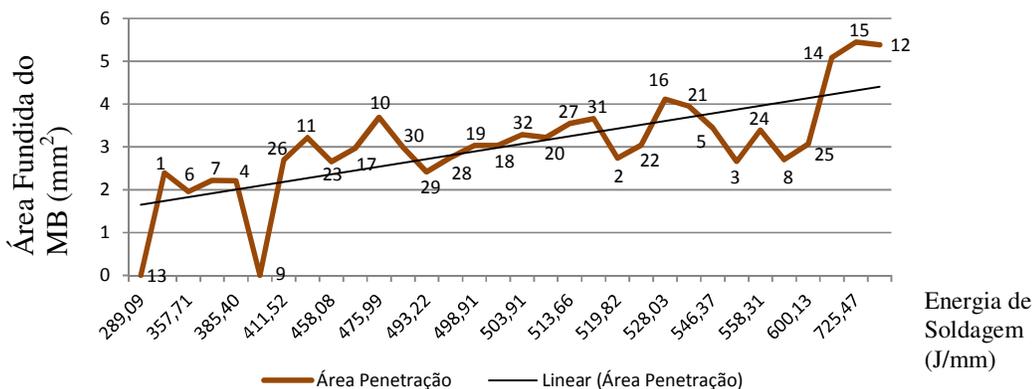


Figura 4.26 – Gráfico Área Fundida do MB x Energia de Soldagem

A análise das Figuras 4.27 e 4.28 revela uma tendência de aumento da altura do reforço e da área do reforço do cordão de solda com o aumento da energia de soldagem. A Figura A.24 do Apêndice A ilustra esse caso, onde se vê que o cordão 24 foi obtido com

energia de 558,31 J/mm e apresentou altura do reforço de 3,20 mm e área do reforço de 16,56 mm<sup>2</sup> (dados da Tabela C.1, Apêndice C).

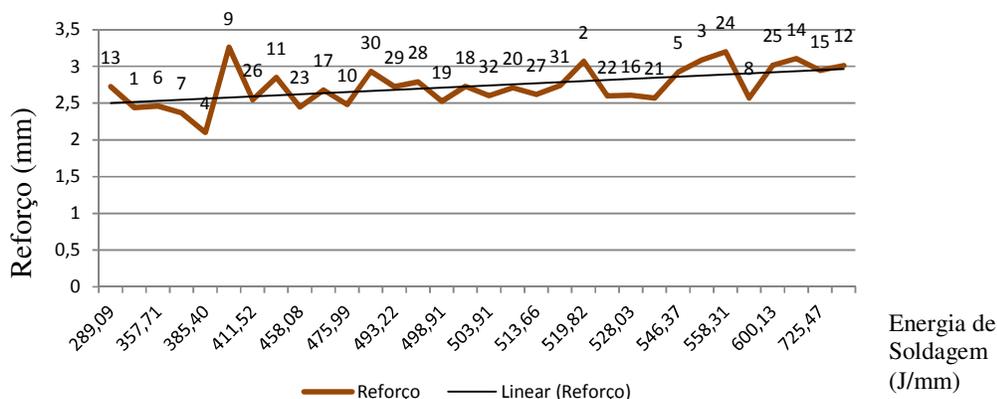


Figura 4.27 – Gráfico Reforço do cordão de solda x Energia de Soldagem

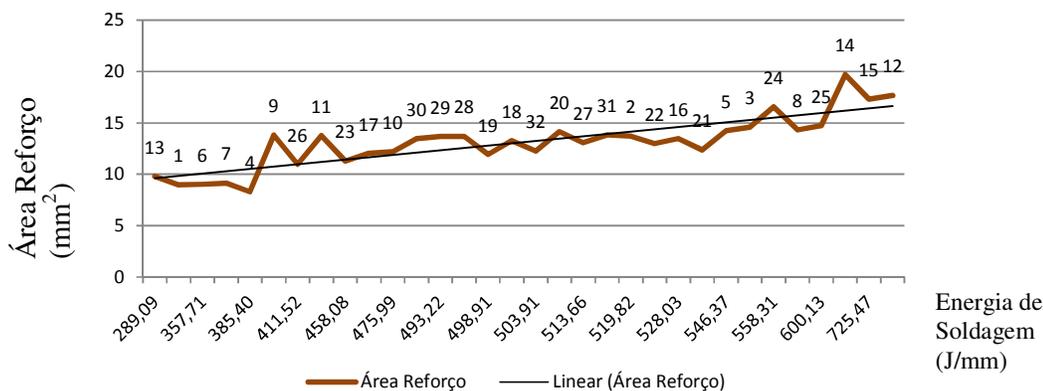


Figura 4.28 – Gráfico Área Reforço do cordão de solda x Energia de Soldagem

Na Figura 4.29 percebe-se uma tendência de aumento da largura do cordão de solda com o aumento da energia de soldagem. A Figura A.12 ilustra esse caso, onde se vê que o cordão 12 foi obtido com energia de 769,84 J/mm e apresentou largura de 11,02 mm. A Figura 4.30 revela uma tendência de aumento da área total fundida do cordão de solda com o aumento da energia de soldagem, fato também esperado considerando-se que uma alta energia de soldagem traduz-se em maior poder calorífico e, em teoria, maior volume de metal fundido no processo de soldagem. A Figura A.14 ilustra esse caso, onde se vê que o cordão 14 foi

obtido com energia de 718,90 J/mm e apresentou área total de 24,78 mm (dados da Tabela C.1). Porém, ressalta-se que a hipótese anterior se confirmou, de fato, muito provavelmente porque na soldagem do cordão 14 foi utilizado o valor máximo de velocidade de alimentação do arame ( $W = 4,0$  m/min), o que possibilitou um maior volume de metal fundido e consequente maior área total fundida do cordão de solda, o que não aconteceu para o cordão 8.

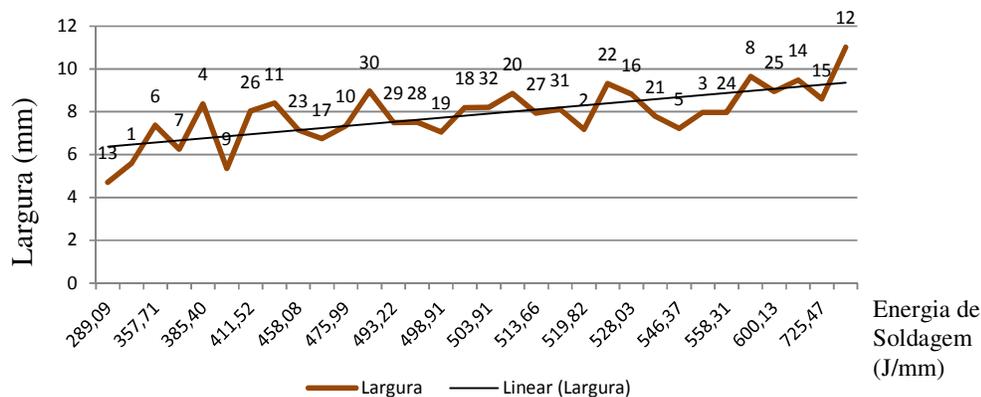


Figura 4.29 – Gráfico Largura do cordão de solda x Energia de Soldagem

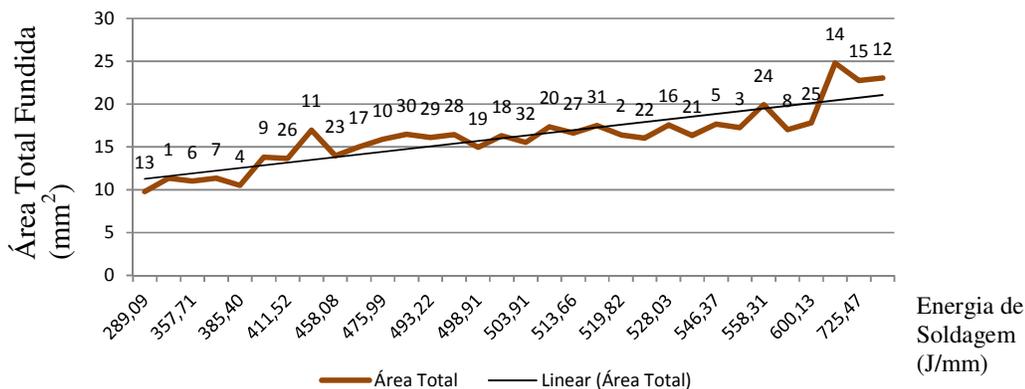


Figura 4.30 – Gráfico Área Total Fundida do cordão de solda x Energia de Soldagem

Analisando-se o ajuste linear realizado nas curvas de pontos das Figuras 4.31 e 4.32, nota-se que a corrente eficaz ( $I_{ef}$ ) teve influência pouco significativa na penetração e área fundida do MB. Define-se valor eficaz da corrente – também conhecido como valor RMS, do

inglês *Root Mean Square* – como o valor que deveria ter uma corrente contínua para produzir numa determinada resistência o mesmo efeito calorífico que produz a corrente que está variando ao longo do tempo. Porém, segundo Nascimento et al, 2007, sabe-se que o valor RMS só é igual ao valor médio quando o sinal for constante (sem oscilações, o que aconteceria, por exemplo, quando a resistência e/ou sinal da fonte não variam no tempo). No entanto, o arco de soldagem não obedece à lei de Ohm e a tensão do arco não é proporcional à corrente de soldagem. Em outras palavras, embora o arco seja considerado como uma carga resistiva, não exibe uma resistência constante. Entretanto, de acordo com Bosworth, 1991, o valor RMS pode ser satisfatório para muitas aplicações de soldagem onde o aporte térmico não precisa ser controlado ou especificado. Mas, quando o material a ser soldado é sensível ao efeito do calor, como aços tratados termicamente, o aporte térmico precisa ser corretamente definido e controlado para evitar possíveis perdas de propriedades mecânicas, alterações metalúrgicas e geométricas da união (Nascimento et al, 2007).

No caso do presente trabalho, a utilização do valor eficaz da corrente de soldagem – calculado através da Equação 4.6 – tem a intenção de verificar e/ou comprovar uma possível relação direta deste com aspectos geométricos do cordão de solda, como a penetração. Neste sentido, procedeu-se à exclusão dos cordões 9 e 13 – os quais podem ser tratados como “*outliers*”, ou pontos fora da curva (mais adiante será discutido o motivo pelo qual as respostas para estes cordões resultaram atípicas) – dos gráficos das Figuras 4.31 e 4.32, visando a uma melhor interpretação dos resultados. Deste modo, foram gerados os gráficos das Figuras 4.33 e 4.34, os quais indicam que a corrente eficaz calculada para os experimentos realizados com o processo CCC produziu efeitos pronunciados na penetração e também na área fundida do MB.

$$I_{RMS} = \sqrt{\sum_{i=1}^n \frac{I_i^2}{n}} \quad (4.6)$$

Onde:  $I_{RMS}$  = Corrente Eficaz (A)

$I_i$  = Valor instantâneo da corrente (A) num determinado instante

$n$  = número de amostras da aquisição

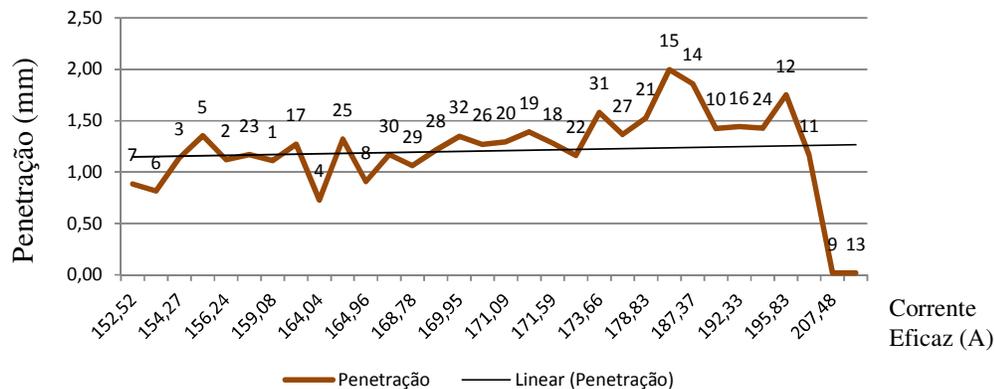


Figura 4.31 – Gráfico Penetração x Corrente Eficaz

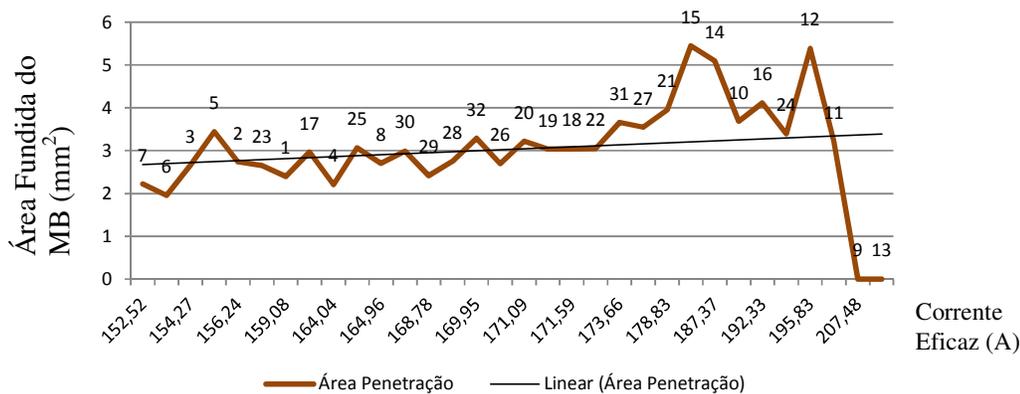


Figura 4.32 – Gráfico Área Fundida do MB x Corrente Eficaz

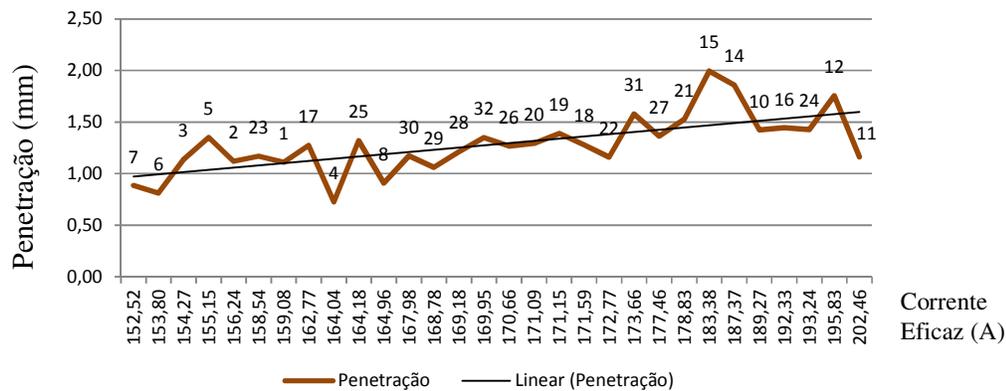


Figura 4.33 – Gráfico Penetração x Corrente Eficaz excluindo-se os cordões 9 e 13

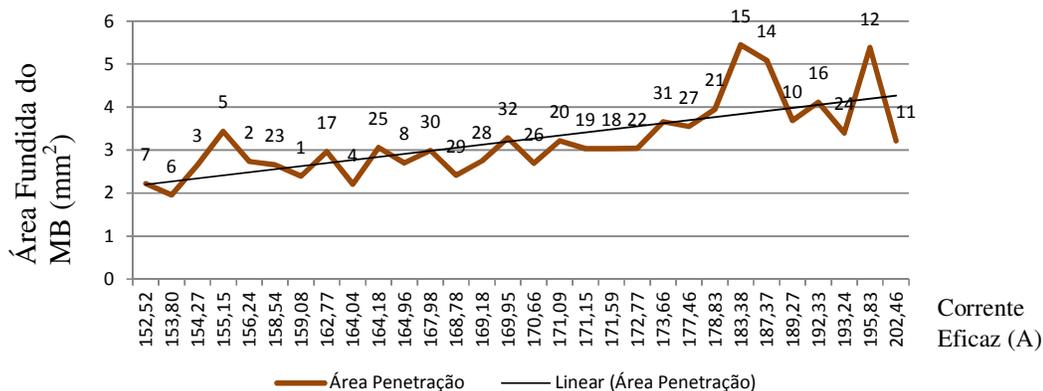


Figura 4.34 – Gráfico Área Fundida do MB x Corrente Eficaz excluindo-se os cordões 9 e 13

Nas Figuras 4.35 e 4.36 percebe-se que um aumento da corrente eficaz provocou um aumento sutil da altura do reforço e da área do reforço. O cordão 10 (Figura A.10) foi obtido com corrente eficaz relativamente alta – 189,27 A – e apresentou altura do reforço de 2,47 mm e área do reforço de 12,19 mm<sup>2</sup>, valores baixos se comparados com os outros cordões de solda (dados da Tabela C.1).

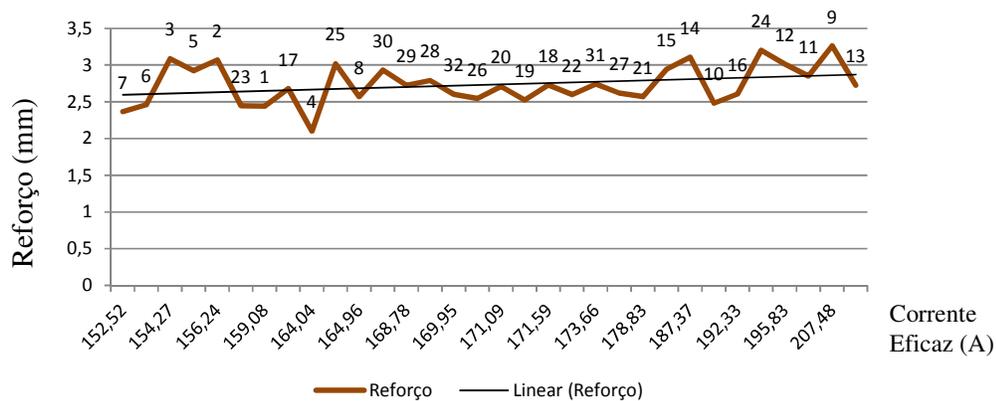


Figura 4.35 – Gráfico Reforço do cordão de solda x Corrente Eficaz

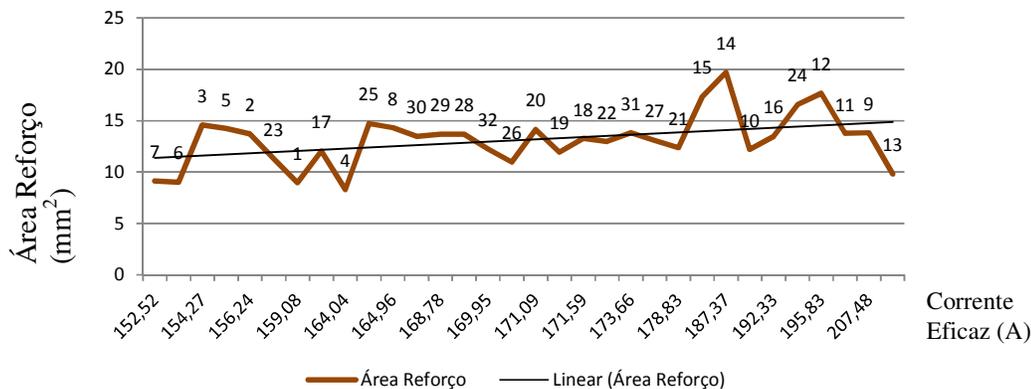


Figura 4.36 – Gráfico Área Reforço do cordão de solda x Corrente Eficaz

Ainda, um aumento da corrente eficaz praticamente não ocasionou aumento da largura do cordão de solda, segundo o ajuste linear realizado no gráfico da Figura 4.37. E, com relação à área total fundida do cordão de solda, um aumento na corrente eficaz provocou seu incremento, mas não de forma expressiva, conforme pode ser visto na Figura 4.38.

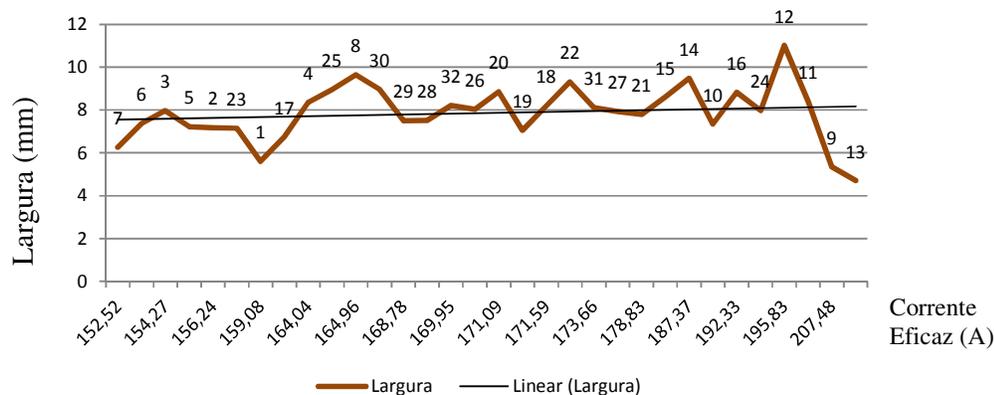


Figura 4.37 – Gráfico Largura do cordão de solda x Corrente Eficaz

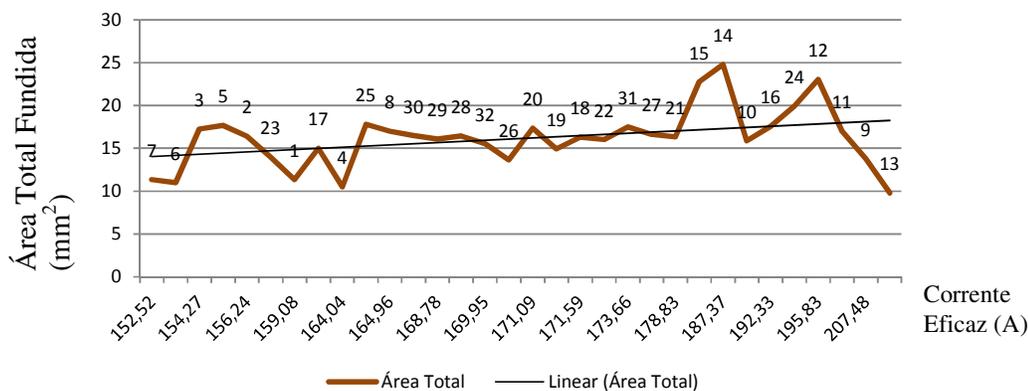


Figura 4.38 – Gráfico Área Total Fundida do cordão de solda x Corrente Eficaz

Os cordões de solda 9 e 13 resultaram em falta de fusão e penetração nula, vide Figuras A.9 e A.13 e Tabela C.1. A avaliação dos sinais de corrente e tensão adquiridos no intervalo de 5-25 segundos durante a soldagem (Apêndice B, Figuras B.17, B.18, B.25 e B.26) evidencia que o processo transcorreu com elevado grau de instabilidade. Nota-se nas Figuras B.17 e B.25 que os valores de corrente extrapolaram – durante todo o ciclo de soldagem – o valor máximo de 350 A do parâmetro  $I_{a1}$ , o qual deveria limitar o pico de corrente. No caso, este pico chegou a mais de 600 A, o que acabou elevando o valor da corrente eficaz a um patamar alto. Um fato interessante é que, apesar deste elevado valor (relativo) de corrente eficaz – como já mencionado – não houve fusão condizente do metal de base, tampouco penetração, para os cordões 9 e 13. Uma explicação para tal fato se encontra nos valores de energia de soldagem calculados para estes dois cordões de solda: na Tabela C.1, nota-se que eles estão entre os seis menores valores de todos os cordões depositados, sendo que o cordão 13 apresenta o menor valor – 289,09 J/mm. Assim, é possível concluir que o elevado valor (relativo) de corrente eficaz não produziu os efeitos esperados porque foi uma consequência da alta instabilidade do processo, ou seja, os picos de corrente (e também de tensão) representam uma resposta dinâmica da fonte de potência na tentativa de retomar a estabilidade da soldagem e, desta forma, não se traduzem em energia ou calor efetivo entregue ao metal de base. Analisando-se os valores dos parâmetros controláveis utilizados para a soldagem dos cordões 9 e 13, percebe-se ainda uma combinação que ocorreu somente nestes dois casos: os parâmetros  $I_{a1}$  e  $t_{a1}$  foram ajustados nos seus níveis mínimos (350 A e 1,5 ms, respectivamente) e a velocidade de alimentação do arame  $W$  foi ajustada no seu nível máximo (4 m/min). Esta combinação pode explicar a alta instabilidade que ocorreu durante

todo o curso da soldagem nestes dois casos: dessa vez, conclui-se que não houve energia suficiente para fundir a quantidade de arame imposta durante a soldagem, levando à instabilidade observada e à consequência de falta de fusão e penetração nula.

O maior valor de penetração entre todos os cordões de solda depositados foi atingido para o cordão 15 (1,99 mm, Figura A.15). Na Tabela C.1 nota-se que este cordão foi obtido com alta (relativa) energia de soldagem (725,47 J/mm) e corrente eficaz de 183,38 A. Nas Figuras B.29 e B.30 ainda é possível visualizar que a soldagem deste cordão transcorreu com razoável estabilidade, haja vista que o sinal de corrente apresentou poucos picos que extrapolaram o valor de 350 A ajustado para o parâmetro  $I_{a1}$ . Com relação aos parâmetros controláveis, é importante observar (Tabela C.1) que o maior valor de penetração foi obtido com o valor mínimo do parâmetro  $I_{a1}$  (350 A), porém, com os parâmetros  $ta_1$  e  $ta_2$  ajustados nos seus níveis máximos (2,5 e 5,0 ms, respectivamente). Já o segundo maior valor de penetração foi atingido para o cordão 14 (1,86 mm, Figura A.14) – também apresentando estabilidade durante a soldagem (Figuras B.27 e B.28) – este sim com o valor máximo de  $I_{a1}$  (450 A), porém, com  $ta_1$  ajustado no seu nível mínimo (1,5 ms). Isto corrobora os resultados encontrados na análise estatística (seção 4.2.3), a qual demonstrou que  $I_{a1}$  e  $ta_1$  produzem efeitos muito similares na resposta de penetração.

Gonzalez, 1997, em sua tese de doutorado, estudou os efeitos da forma de onda sobre as características de fusão no processo MIG/MAG com corrente pulsada e encontrou que há influência daquela na transferência de calor para o metal de base, indicando que ondas quadradas produzem maior eficiência de fusão. Com base neste estudo, levanta-se a hipótese de que valores mais altos da corrente de pico  $I_{a1}$ , combinados com valores mais baixos do tempo de atuação desta corrente –  $ta_1$  – poderiam comprometer a eficiência da transferência de calor, na medida em que, para a forma de onda do processo CCC, sempre há uma “rampa” de corrente entre os diferentes níveis que esta variável assume durante a soldagem (devido a limitações da fonte de soldagem com relação ao tempo de resposta dinâmica para incrementos e decrementos de corrente), o que implicaria num aumento do tempo necessário para que a corrente atinja seu valor ajustado. Isto, por sua vez, levaria a uma redução do tempo efetivo de atuação do valor de pico ajustado o que, na prática, representaria uma menor quantidade de calor entregue à gota de metal e posteriormente ao metal de base, podendo ocasionar falta de fusão. Para verificar esta hipótese, foi realizada uma análise nas curvas dos sinais de corrente de soldagem adquiridos para os cordões 4, 6, 8, 12, 16 e 18 (os quais foram obtidos com descontinuidades como sobreposição e falta de fusão lateral – vide respectivas Figuras do

Apêndice A – e foram obtidos com o parâmetro  $Ia_1 = 450$  A – vide Tabela C.1 do Apêndice C).

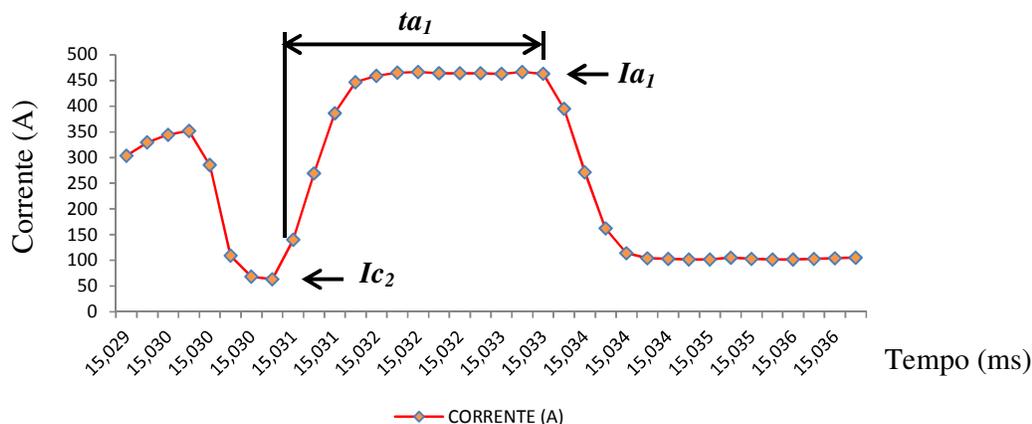


Figura 4.39 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem adquirido para o cordão 4, para um intervalo escolhido arbitrariamente, evidenciando o tempo  $ta_1$

A Figura 4.39 exemplifica uma situação que ocorreu para os seis cordões citados, onde se vê que, de fato, o tempo  $ta_1$  compreende uma parte da rampa de subida da corrente de soldagem desde o valor  $Ic_2$  até o valor ajustado para  $Ia_1$  (450 A). As Figuras referentes aos demais cordões de solda encontram-se no Apêndice B, Figuras B.65, B.66, B.67, B.68 e B.69. Essa constatação pode explicar o fato de ter ocorrido sobreposição e falta de fusão lateral em 19 dos 32 cordões de solda depositados. Uma avaliação da Tabela C.1 com este ponto de vista revela que 15 dos 19 cordões com aquelas discontinuidades foram obtidos com o parâmetro  $Ia_1$  ajustado nos valores entre 400 e 450 A. Ainda, 12 destes 19 cordões foram obtidos com o parâmetro  $ta_1$  ajustado entre 1,5 e 2,0 ms. Uma análise das Figuras 4.23 e 4.24 não confirma exatamente esta hipótese, uma vez que, fixando-se o parâmetro  $ta_1$  em 1,5 ms, um aumento da corrente  $Ia_1$  produz um incremento da penetração. Porém, cabe ressaltar que estas duas figuras correspondem a uma análise da penetração no centro do cordão – ou penetração na raiz. Ainda, de acordo com o exposto na fundamentação teórica, alguns autores afirmam que misturas de gases com alta porcentagem de Ar em relação ao  $CO_2$  têm a tendência de produzir cordões de solda com o formato de dedo (*finger shaped*), sendo que isto advém da maior concentração de calor na região central do arco, o que melhora a eficiência de fusão no centro do cordão de solda. Diante do exposto, o autor mantém a hipótese levantada como possível justificativa para a ocorrência de sobreposição e falta de fusão lateral em 60% dos

experimentos com o processo CCC. Seguindo esta linha de raciocínio, o processo MIG/MAG CCC utilizando como gás de proteção uma mistura de Ar e 25% CO<sub>2</sub> mostrou-se capaz de produzir cordões de solda com fusão adequada na raiz, porém, ainda precisa ser mais explorado para que se obtenham cordões livres de descontinuidades nas suas laterais. Na seção correspondente às sugestões para trabalhos futuros são expostas alternativas para solucionar esta questão.

## 5 CONCLUSÕES

1. A análise qualitativa indicou sobreposição e falta de fusão nas laterais do cordão de solda em 60% dos corpos de prova avaliados. Além disso, todos os cordões de solda apresentaram geometria com altura do reforço excessiva e penetração relativamente baixa em comparação com a largura, fato que pode ser parcialmente explicado pela relativa baixa energia de soldagem apresentada pelo processo CCC. Foi demonstrado também que o processo MAG com Curto-circuito Controlado, utilizando como gás de proteção uma mistura de Argônio e 25% CO<sub>2</sub>, pode produzir cordões de solda com quantidade reduzida ou até mesmo isentos de salpicos, fato que representa um avanço em relação ao processo com curto-circuito convencional.

2. Com relação à Largura (L) do cordão de solda, o modelo matemático obtido foi considerado adequado ( $R^2=0,95$ ), e os parâmetros com maior influência na resposta – em ordem decrescente de significância, segundo a análise estatística – foram  $Ia_1$ ,  $ta_1$ ,  $v$  e  $W$ . As interações mais significativas – em ordem decrescente de significância – foram  $ta_2 \times v$ ,  $ta_1 \times ta_2$  e  $ta_1 \times W$ . Foi demonstrado que os parâmetros  $Ia_1$  e  $ta_1$  produziram efeitos isolados similares em L, ou seja, um aumento no valor destes parâmetros levou a um aumento da resposta de L, com comportamento muito parecido para  $Ia_1$  e  $ta_1$ . Na interação com  $ta_1$ , o parâmetro  $ta_2$  demonstrou ter influência não significativa na largura do cordão de solda, sendo que a significância desta interação deu-se muito mais devido ao parâmetro  $ta_1$  do que a  $ta_2$ . A análise estatística das interações do parâmetro  $ta_1$  com os demais parâmetros revelou a influência determinante deste na resposta de L.

3. A análise da Altura do Reforço (H) do cordão de solda demonstrou que os parâmetros com maior influência na resposta – em ordem decrescente de significância – foram  $v$  e  $W$ . A Análise de Variância realizada comprovou que as interações entre os parâmetros controláveis não produziram efeitos significativos na resposta de H. Neste caso, o modelo matemático obtido foi considerado satisfatório ( $R^2=0,88$ ). Os efeitos isolados de  $Ia_1$ ,  $ta_1$  e  $ta_2$  na resposta de H foram considerados não significativos após a análise estatística.

4. Na avaliação da Penetração (P) do cordão de solda, o modelo matemático obtido foi considerado adequado ( $R^2=0,92$ ), e os parâmetros com maior influência na resposta – em ordem decrescente de significância – foram  $v$ ,  $Ia_1$ ,  $ta_1$  e  $W$ . As interações mais significativas – em ordem decrescente de significância – foram  $Ia_1 \times W$ ,  $ta_1 \times W$ ,  $ta_2 \times v$  e  $Ia_1 \times ta_1$ . Ambos os parâmetros  $Ia_1$  e  $ta_1$  produziram efeitos isolados similares na resposta de P. Ainda,

demonstrou-se que  $Ia_1$  e  $ta_1$  produzem efeitos muito similares na penetração quando da interação destes com os demais parâmetros controláveis e também entre si.

5. No processo CCC, a velocidade de alimentação do arame-eletrodo é ajustada independentemente da corrente de soldagem e demais parâmetros da forma de onda. Desse modo, atenção especial deve ser dispensada para evitar que determinada configuração de parâmetros ocasione falta de alimentação de arame ou energia de soldagem insuficiente para fundi-lo – como ocorreu para os experimentos 9 e 13 – o que pode comprometer a estabilidade do processo e a obtenção de adequada geometria para o cordão de solda.

6. Foi demonstrado que a energia de soldagem – calculada através da potência instantânea média – e a corrente eficaz são grandezas apropriadas para correlacionar as variáveis do processo CCC com a geometria do cordão de solda, desde que o processo de soldagem transcorra com determinado grau de estabilidade, o que pode ser verificado e/ou controlado através dos sinais de corrente e tensão adquiridos durante a soldagem.

## 6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

1. Incluir nas análises os parâmetros  $Ia_2$ ,  $Ia_3$ ,  $tr_1$  e  $tr_2$ , visando identificar a real contribuição do escalonamento da redução da corrente de soldagem e seu tempo de duração – desde o início da fase de arco até o início do curto-circuito – para o volume de metal fundido na fase de arco.

2. Incluir nas análises os parâmetros  $Ic_1$ ,  $Ic_2$ ,  $Ic_3$ ,  $tc1$ ,  $tc2$  e  $di3$  visando identificar a influência dos parâmetros da fase de curto-circuito na geometria do cordão de solda e também na estabilidade do processo.

3. Utilizar outros gases de proteção e arame-eletrodo com diâmetro de 0,9 ou 1,0 mm, na tentativa de solucionar a questão das descontinuidades nas laterais do cordão de solda. Ainda, o ângulo de deslocamento da tocha pode ser variado, utilizando-se ângulo negativo (puxando).

4. Utilizar a Análise Multivariada para otimizar as respostas individuais e atender a uma aplicação específica em soldagem MIG/MAG CCC, por exemplo, otimizando a resposta de penetração.

## 7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Allum, C. J. 1985a J. Phys. D: Appl. Phys. 18 1431–46.
- Allum, C. J. 1985b J. Phys. D: Appl. Phys. 18 1447–68.
- American Welding Society. Welding Handbook, Welding Science and Technology, Editora AWS, 2001.
- Amin, M. Pulse Current Parameters for Arc Stability and Controlled Metal Transfer in Arc Welding. Metal Construction. p. 272-278, May. 1983.
- Amin, M. Synergic Pulse MIG Welding. Metal Construction. p. 349-353, Jun. 1981.
- Amson, J. C. 1965 Br. J. Appl. Phys. 16 1169–79.
- Baixo, C. E. I. Estudo da soldagem MIG/MAG pela técnica hiperbárica a seco. 1999.169 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.
- Baixo, C.; Dutra, J. Influência da taxa de variação da Corrente na Regularidade em Soldagem MIG/MAG por curto-circuito. XXI Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem ABS, Caxias do Sul, Brasil, 1995, pp. 903-920.
- Bosworth, M. R. Effective Heat Input in Pulsed Current Gas Metal Arc Welding With Solid Wire Electrodes, Welding Journal, USA, vol.70, n.5, p.111-117, Mai 1991.
- Byrd, T. Welding Journal, 72(1), 1993.
- Chae, Y. M. et al. A New Instantaneous Output Current Control Method for Inverter Arc Welding Machine. IEEE. p. 521-526. 1999.
- Choi, S. K. et al. Dynamic Simulation of Metal Transfer in GMAW. Welding Journal, Miami, v. 77, n. 1, p. 38-51, Jan. 1998.
- Cuhel, J. GMAW Options offer Increased Productivity for Pipe Fab Shops. Welding Journal, June 2008.
- Deruntz, B. D. Assessing the Benefits of Surface Tension Transfer Welding to Industry. Journal of Industrial Technology. v. 19, n. 4, p. 2-8, Aug. 2003 to Oct. 2003.
- Dillenbeck, V. R. et al. The Effects of Various Shielding Gases and Associated Mixtures in GMA Welding of Mild Steel. Welding Journal, Miami, v. 66, n. 9, p. 45-49, Sep. 1987.
- Dutra, J. C.; Silva, R. G. MIG/MAG – Transferência Metálica por Curto-circuito sob Controle da Forma de Onda da Corrente – Sistemas CCC e STT – Fundamentos. 2008. Soldagem Insp. vol 13, n.2, 92-96.
- Eassa, H. E. et al. A High Performance Welding Power Source and its Application. IEEE. p. 1241-1244. 1983.
- ESAB MIG Welding Handbook, 2004.
- Feng, J. C.; Zhang, H. T.; He, P. 2009 Mater. Des. 30 1850-52.
- Fronius Brasil. CMT – Cold Metal Transfer. [http://www.fronius.com/cps/rde/xbcr/SID-FE6CDF6A-9A280294/fronius\\_brasil/CMT\\_cold\\_metal\\_transfer\\_pt.pdf](http://www.fronius.com/cps/rde/xbcr/SID-FE6CDF6A-9A280294/fronius_brasil/CMT_cold_metal_transfer_pt.pdf). Acesso em 10/12/2012.

Fronius. CMT, The new revolution in digital GMA Welding. [http://www.fronius.com/cps/rde/xchg/SID-0aff0106-9db6ef82/fronius\\_international/hs.xsl/79\\_1997\\_ENG\\_HTML.htm](http://www.fronius.com/cps/rde/xchg/SID-0aff0106-9db6ef82/fronius_international/hs.xsl/79_1997_ENG_HTML.htm). Acesso em 10/12/2012.

Ginta, T. L. et al. Tool Life Prediction by Response Surface Methodology in End Milling Titanium Alloy Ti-6Al-4V Using Uncoated WC-Co Inserts, *European Journal of Scientific Research*, 2009, vol.28, n.4, 533-541.

Gohr, R. *Novos Métodos de Controle da Soldagem MIG/MAG*. 2002. Tese de Doutorado – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

Gonzalez, A. R. *Efeito da Forma da Onda sobre as Características de Fusão na Soldagem MIG/MAG com Corrente Pulsada*. Tese (doutorado) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Escola de Engenharia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Porto Alegre, BR-RS, 1997.

Green W J 1960 *Trans. AIEE* 2 79 194–203.

Haidar, J. An analysis of the formation of metal droplets in arc welding *J. Phys. D: Appl. Phys.* 31 (1998) 1233–1244.

Haidar, J.; Lowke, J. J. 1996 *J. Phys. D: Appl. Phys.* 29 2951–60.

Haidar, J.; Lowke, J. J. 1997 *Progress in Plasma Processing of Materials 1997: Proc. 4th Int. Thermal Plasma Processes Conf. (Athens 1996)* ed P Fauchais (New York: Begell House) pp 853–60.

Haidar, J.; Lowke, J. J. *IEEE Trans. Plasma Sci.*, 1997, 25, (5), 931–936.

Huismann, G. *Direct Control of the Material Transfer: The Controlled Short Circuiting (CSC)-MIG Process*, *Proceedings of the Gas Metal Arc Welding for 21st Century Conference (American Welding Society)*, 6–8 December 2000, 165-172.

IMC Soldagem, *Manual da fonte de soldagem Digiplus A7 450*, 2009, [www.imc-soldagem.com.br](http://www.imc-soldagem.com.br).

Irving, B. *Shielding Gases are the Key to Innovations in Welding*. *Welding Journal*. Miami, v. 78, n. 1, p. 37-41, Jan. 1999.

Irving, B. *Trying to Make Some Sense Out of Shielding Gases*. *Welding Journal*, Miami, v. 73, n. 5, p. 65-70, May. 1994.

Joseph, A.; Farson, D.; Harwig, D.; Richardson, R. *Influence of GMAW-P Current Waveforms on Heat Input and Weld Bead Shape*. *Sci. Technol. Weld. Join.* 2005, 10, 311-318.

Kim, Y. S.; Eagar, T. W. *Analysis of Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding*. *Welding Research Supplement*. p. 269-278, Jun. 1993.

Lancaster, J. F. 1984 *The Physics of Welding* ed J F Lancaster (Oxford: Pergamon).

Lesnewich, A. *Control of Melting Rate and Metal Transfer in Gas-Shielded Metal-Arc Welding Part I – Control of electrode Melting Rate*. *Welding Research Supplement*, p. 343-353, Aug. 1958.

Lesnewich, A. *Control of Melting Rate and Metal Transfer in Gas-Shielded Metal-Arc Welding Part II – Control of electrode Melting Rate*. *Welding Research Supplement*, p. 418-425, Sep. 1958.

Liu, S.; Siewert, A. Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding: Droplet Rate. *Welding Journal*, Miami, v. 68, n. 2, p.52-58, Feb. 1989.

Machado, I. G. *Soldagem e Técnicas Conexas: Processos*. Porto Alegre: Editado pelo Autor, 1996.

Marques, P. V.; Modenesi, P. J.; Bracarense, A. Q. *Soldagem: Fundamentos e Tecnologia*. Belo Horizonte: Editora UFMG, 3ª ed., 2009.

Maruyama, T. et al. Current Waveform Control in Gas Shielded Arc Welding for Robotic Systems. *Kobelco Technology Review*. n. 18, p. 10-14, Apr. 1995.

Miller Welds Specification Sheets. PipePro Welding System – Root-Fill-Cap Welding. [http://www.millerwelds.com/pdf/spec\\_sheets/PWS1-0.pdf](http://www.millerwelds.com/pdf/spec_sheets/PWS1-0.pdf). Acesso em 10/12/2012.

Montgomery, D. C. *Design and Analysis of Experiments*, 5th Ed., J. W. & Sons Inc., 2001.

Moyer, N. The Evolution of Shielding Gás. *Welding Journal*, Miami, v. 81, n. 9, p. 51-52, Sep. 2002.

Myers, R.; Montgomery, D. *Response Surface Methodology*, 2nd ed. J. W. & Sons Inc., 2002.

Nacey, T. J. “Fourth-Generation Invertes Add Artificial Intelligence to the Control of GMA Welding.” *Weld. J.*, January 1993 pp. 31-34.

Nascimento, A. S.; Batista, M. A.; Nascimento, V. C.; Scotti, A. Avaliação dos Métodos de Cálculo de Potência Elétrica em Soldagem a Arco e as Consequências sobre as Previsões Geométricas, Térmicas e Metalúrgicas da Junta. 2007. *Soldagem Insp* vol 12, n.2, 97-106.

Ogasawara, T. et al. A Power Source for Gas Shielded Arc Welding with New Current waveforms. *Welding Journal*, Miami, v. 66, n. 3, p. 57-63, Mar. 1987.

Ponomarev et al. Optimization of MAG CO<sub>2</sub> welding metal short-circuiting metal transfer. *Int. J. for the Joining of Materials*, vol 16, n.2, Jun. 2004. The Institute for Joining of Materials (JOM), Denmark, pp 43-48.

Prasad, K. S.; Rao, C. S.; Rao, D. N. Review on Application of Response Surface Method based Design of Experiments to Welding Processes, *J. Manuf. Sci. Prod.*, 2012, Vol. 12.

Rhee, S.; Kannateyasibu, E. Jr 1991 *J. Appl. Phys.* 70 5068–75.

Rhee, S.; Kannateyasibu, E. *Weld. J.*, 1992, 71, (10), 381s–386s.

Ritesh, M. P.; Zebunnissa, R. Application of face centred central composite design to optimise compression force and tablet diameter for the formulation of mechanically strong and fast disintegrating orodispersible tablets, *Int J Pharmaceut.*, 2012.

Roth, M. GMAW Processes Reduce Pipe Rework. *Welding Journal*, June 2011.

Scotti, A.; Ponomarev, V. *Soldagem MIG/MAG*. São Paulo: Artliber Editora Ltda, 2008.

Silva, R. H. G. *Soldagem MIG/MAG em Transferência Metálica por Curto-Circuito Controlado Aplicada ao Passe de Raiz*. 2005. Dissertação – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

Silva, R. H.; Dutra, J. C.; Gohr, R. 2008, Soldagem Insp vol 13, n.2, 92-96.

Simpson, S. W.; Zhu, P. Formation of molten droplets at a consumable anode in an electric welding arc. *J. Phys. D: Appl. Phys.* 28 (1995) 1594-1600.

Slania, J. Determination of the Conditions for Stable Transfer of Metal From the Electrode to the Molten Pool During MAG-Welding with Short-Circuiting and Pulsating Arcs. *Welding International*. v.10, p. 849-852. 1996.

Stava, E. K. A New, Low-Spatter Arc Welding Machine. *Welding Journal*. p. 25-29, Jan. 1993.

Stava, E. K. Waveform Control Speeds Root Pass. *Welding Design & Fabrication*, 00432253, Feb 2001, Vol. 74, N. 2.

Stava, E. K.; Nicholson, P. New Technology Speeds Oil Sands Pipe Welding. *Pipeline & Gas Journal*, December 2001.

Stenbakca, N.; Persson, K. Shielding gases for Gas Metal Arc Welding. *Weding Journal*, Miami, v. 8, n. 11, p. 41-47, nov. 1989.

Ushio, M.; Ikeuchi, K.; Tanaka, M.; Seto, T. 1995 *Weld. Int.* 9 462-6.

Ushio, M.; Yamamoto, H.; Nishida, Y.; Mita, T. "Recent Advances in Welding Power Systems for Automated Welding" *Welding in the World IIW/IIS* Vol. 34 pp. 185-191 – 1994.

Vaidya, V. Shielding gas mixtures for semiautomatic welds. *Welding Journal*. Miami, v. 81, n. 9, p.43-48, set 2002.

Vespa, P.; Pinard, P. T.; Gauvin, R.; Brochu, M. Analysis of WC/Ni Based Coatings Deposited by Controlled Short-Circuit MIG Welding. *J. of Mat. Eng. And Performance*, 2012, vol 21, n.6, 865-876.

Wainer, E. et al. *Soldagem – Processos e Metalurgia*. São Paulo: Editora Edgard Blucher Ltda, 2002.

Waszink, J. H. et al. Heat Generation and Heat Flow in the Filler Metal in GMA Welding. *Welding Journal*, Miami, v. 61, n. 8, p. 269-280, Aug. 1982.

Waszink, J.; Graat, L. "Experimental Investigation of the Forces Acting on a Drop of Weld Metal." *Weld. J.*, v. 62, n. 4, 1983. pp.:108s-116s.

Wilhelm, G.; Gott, G.; Schopp, H.; Uhrlandt, D. Study of the welding gas influence on a controlled short-arc GMAW process by optical emission spectroscopy. *Journal of Physics D: Applied Physics*. 2010, vol 43, 434004.

Yamamoto, H.; Harada, S.; Yasuda, T. "The development of welding current control system for spatter reduction. V.4 n.5 pp.: 398-406", 1990.

Zhang, H. T.; Feng, J. C.; He, P.; Zhang, B. B.; Chen, J. M.; Wang, L. 2009 *Mater. Sci. Eng. A-Struct. Mater. Properties Microstruct. Process.* 499, 111-13.

Zhang, Z.; Xiaofeng, B. **Comparison about the Three Central Composite Designs with Simulation**. Proceedings of the 2009 International Conference on Advanced Computer Control, 2009.

Zhu, Z. M.; Wu, W. K.; Chen, Q. Effective control approach on molten droplet size in waveform controlled short circuit CO<sub>2</sub> arc welding, *Science and Technology of Welding and Joining*. 2007, vol 12, n.1, 55-62.

*Página intencionalmente em branco.*

*Página intencionalmente em branco.*

APÊNDICE A – Macrografias, sinais de corrente, tensão e energia de soldagem dos cordões de solda



Figura A.1 – Macrografia do cordão de solda 1

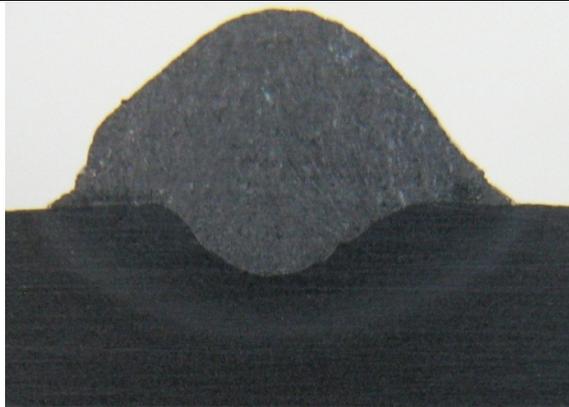
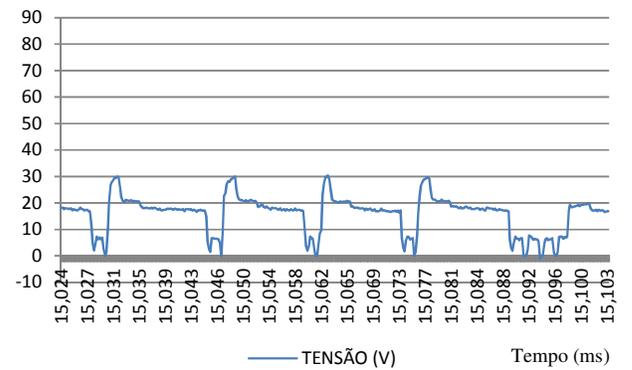
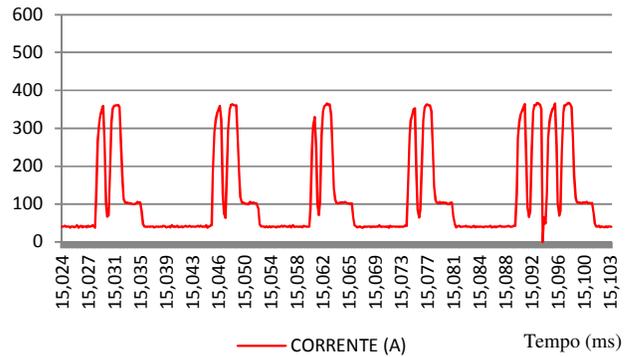
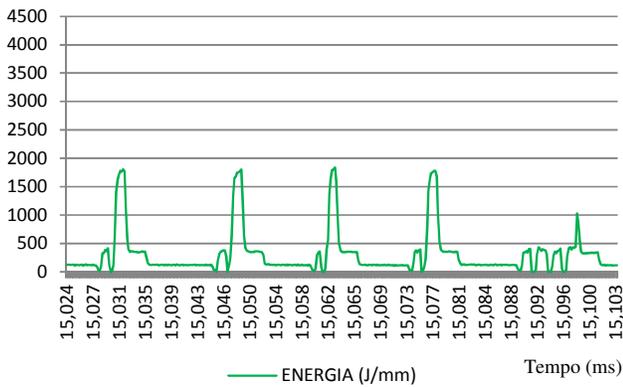


Figura A.2 – Macrografia do cordão de solda 2

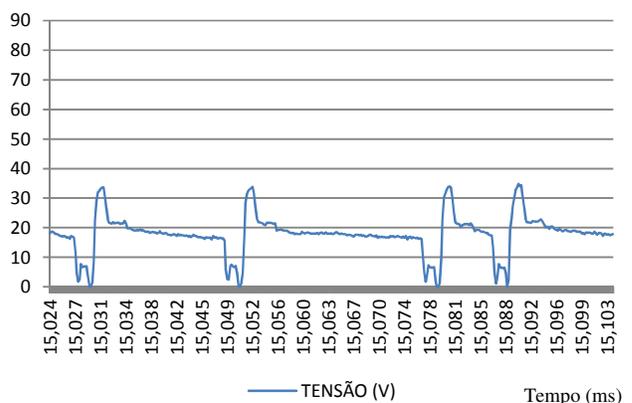
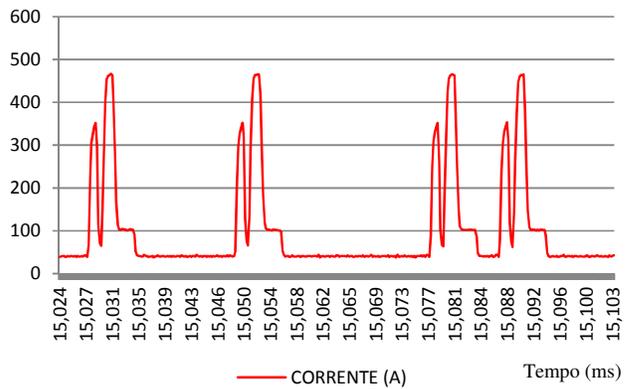
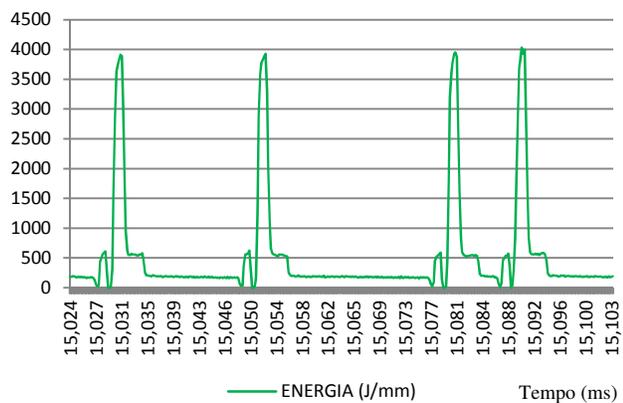




Figura A.3 – Macrografia do cordão de solda 3

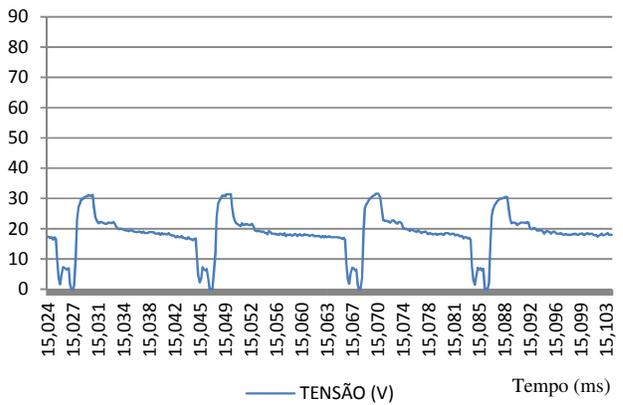
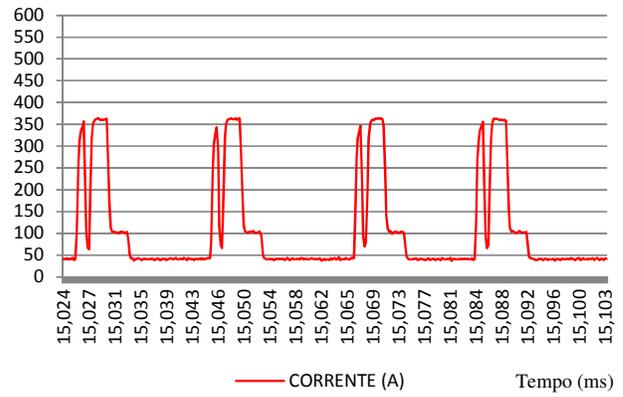
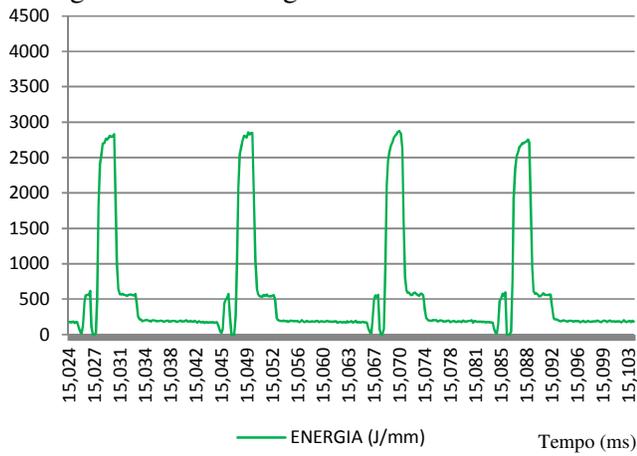
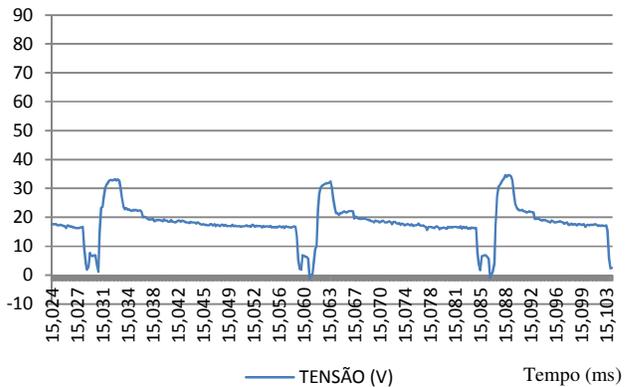
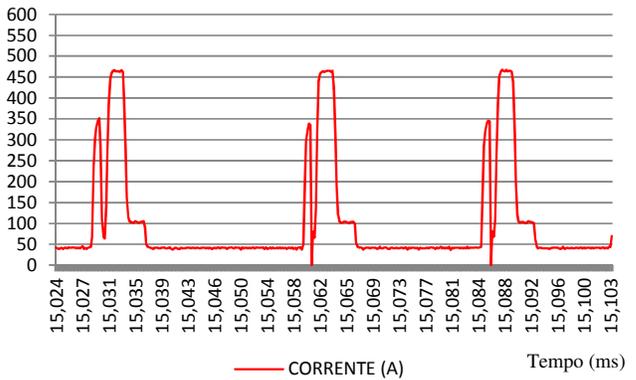
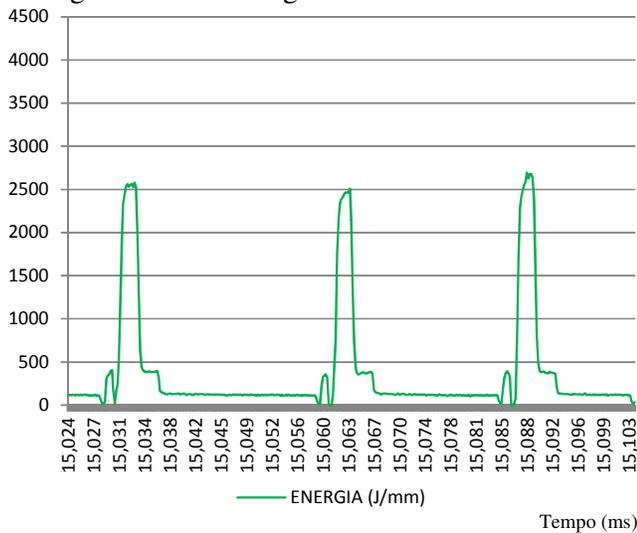


Figura A.4 – Macrografia do cordão de solda 4



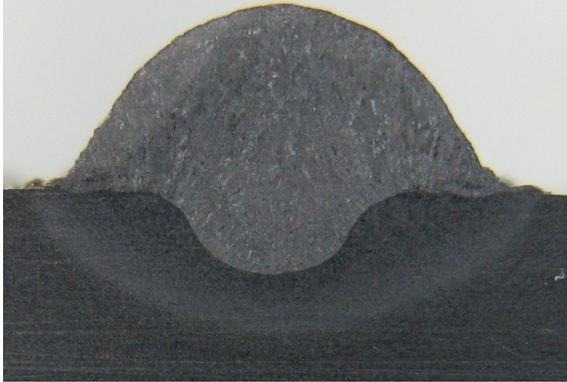


Figura A.5 – Macrografia do cordão de solda 5

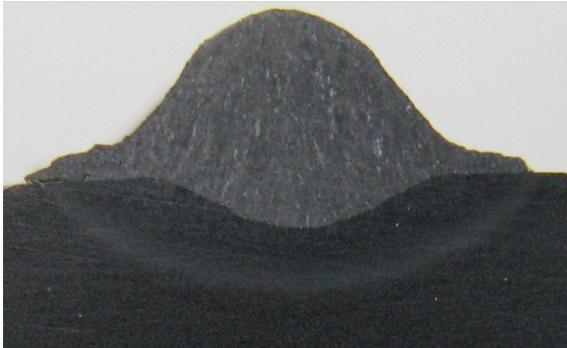
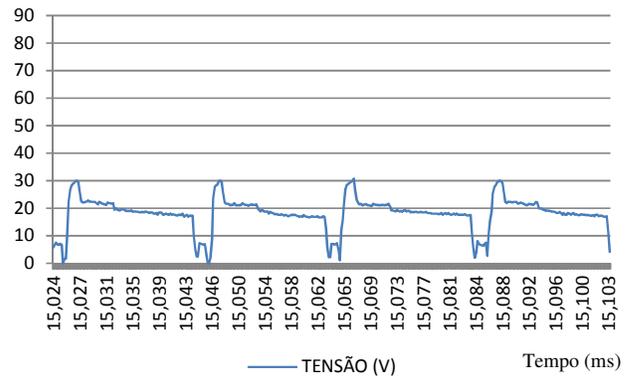
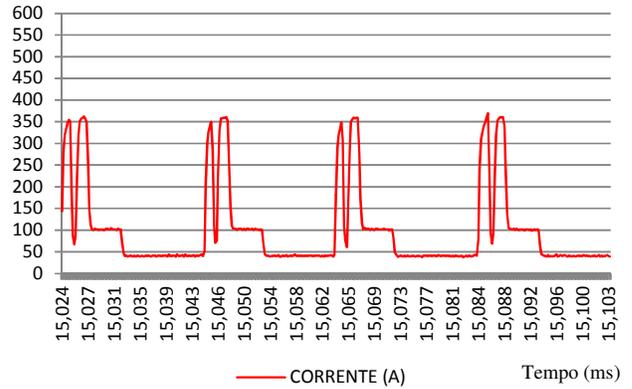
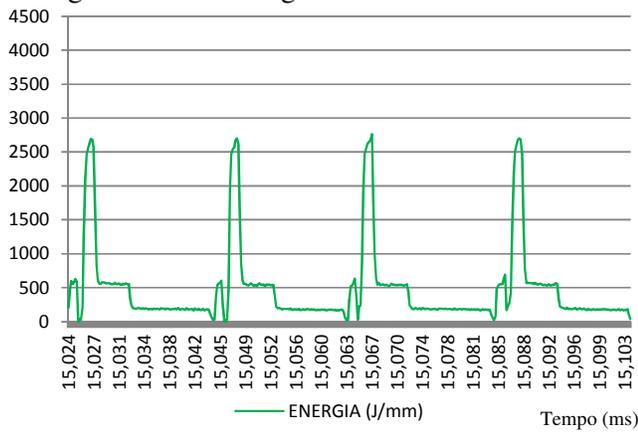


Figura A.6 – Macrografia do cordão de solda 6

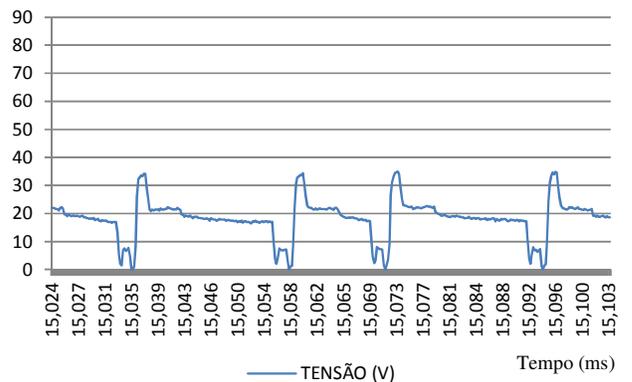
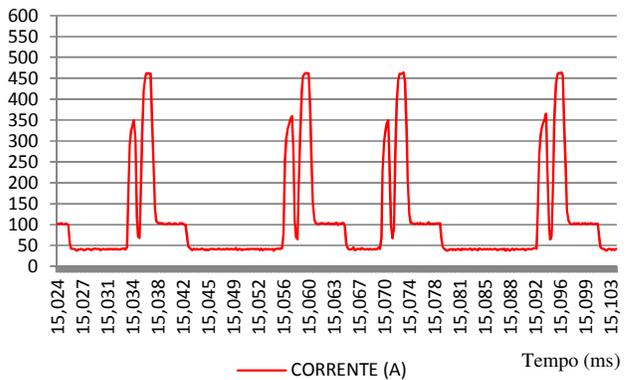
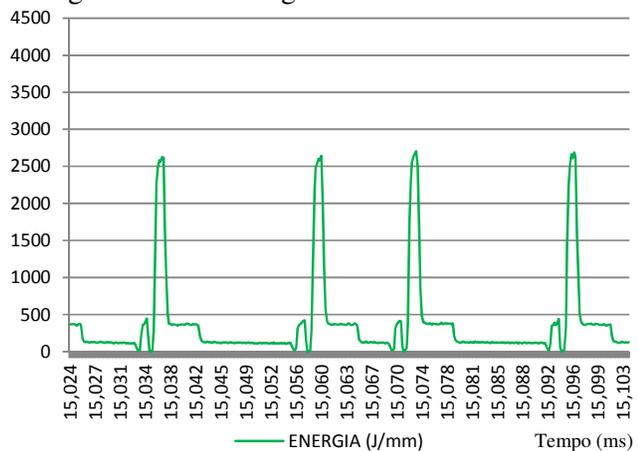




Figura A.7 – Macrografia do cordão de solda 7

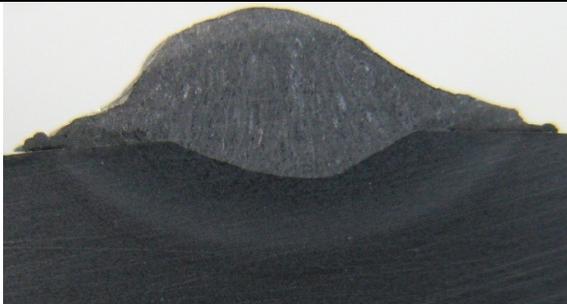
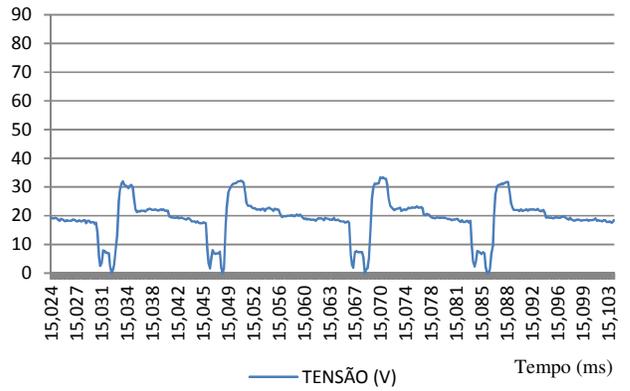
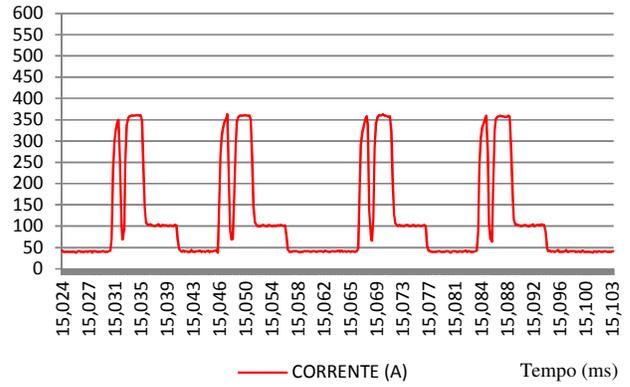
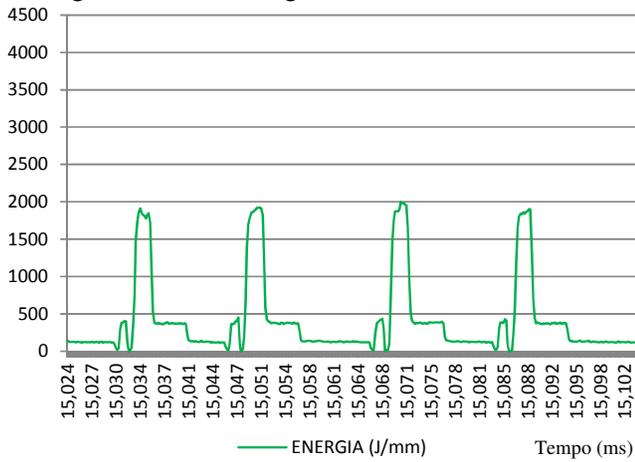


Figura A.8 – Macrografia do cordão de solda 8

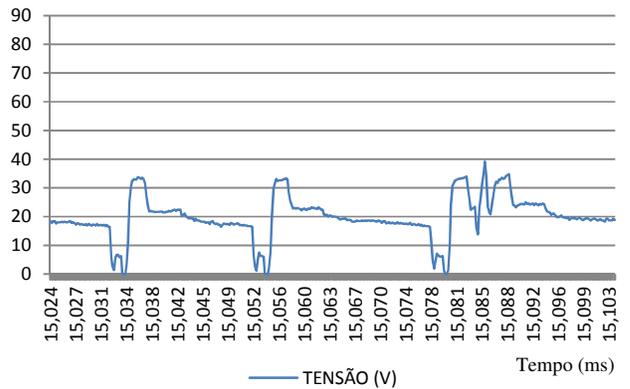
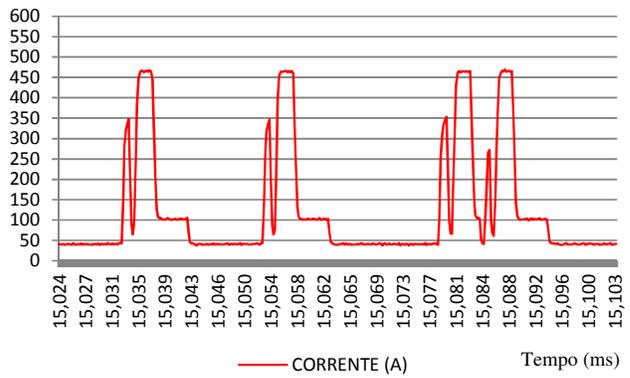
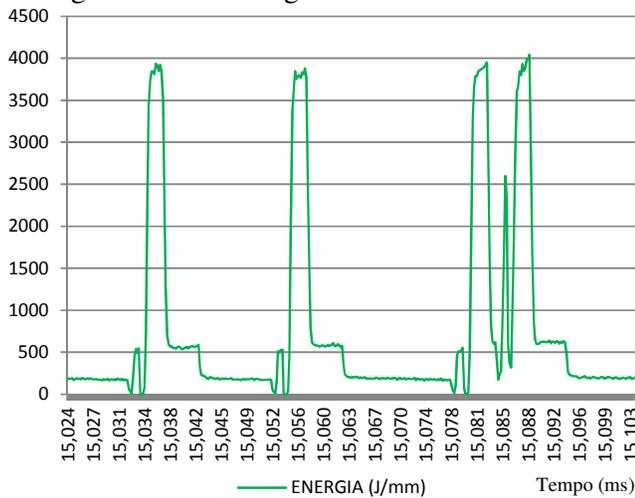




Figura A.9 – Macrografia do cordão de solda 9

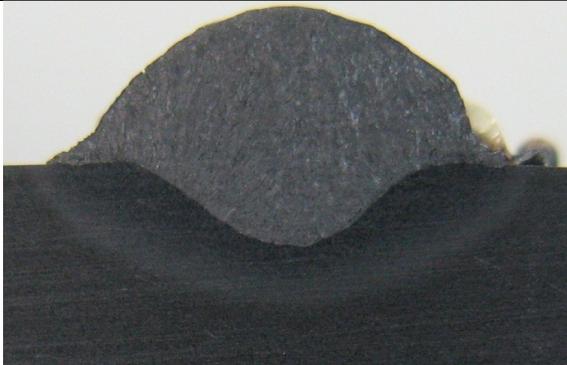
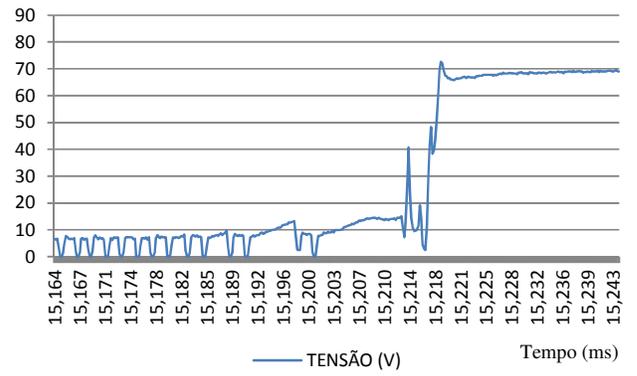
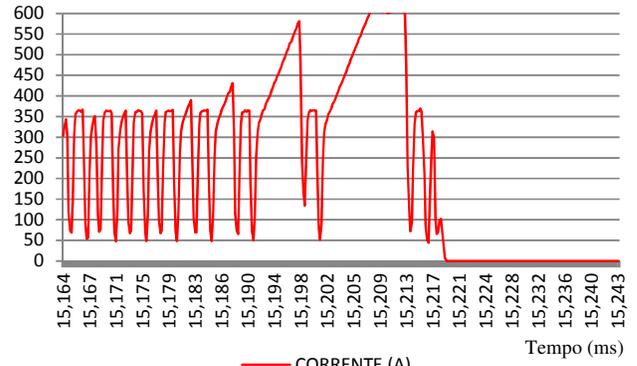
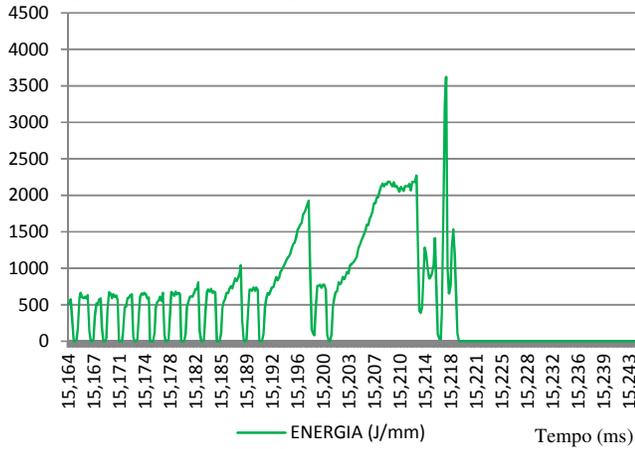


Figura A.10 – Macrografia do cordão de solda 10

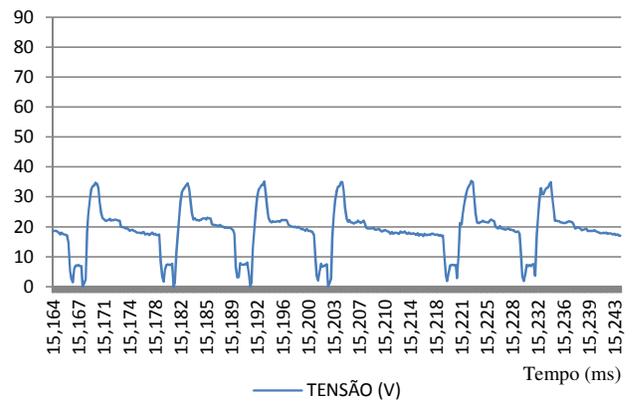
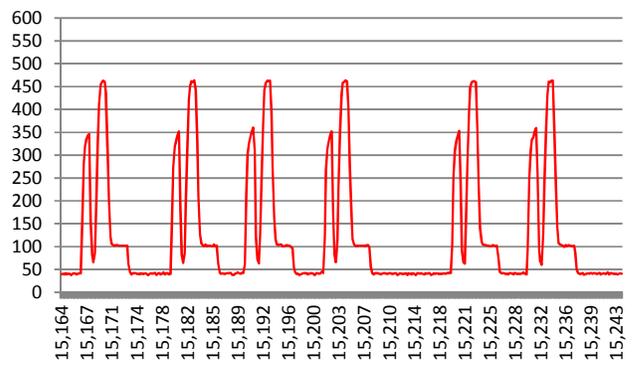
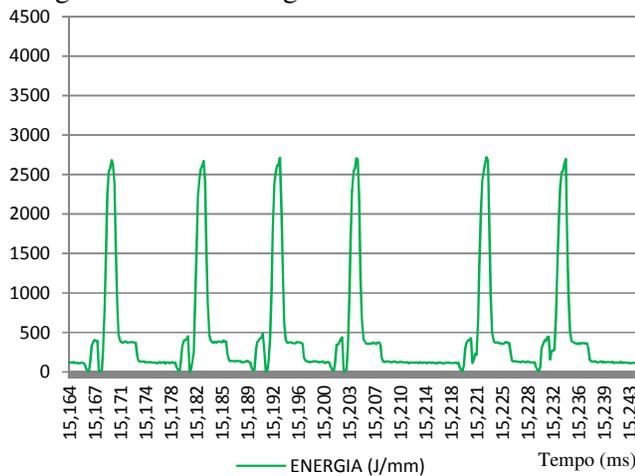




Figura A.11 – Macrografia do cordão de solda 11

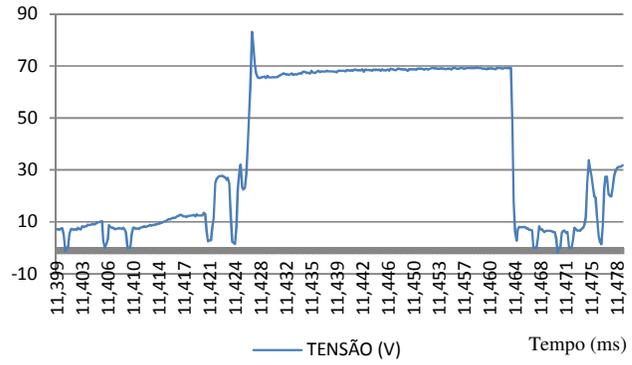
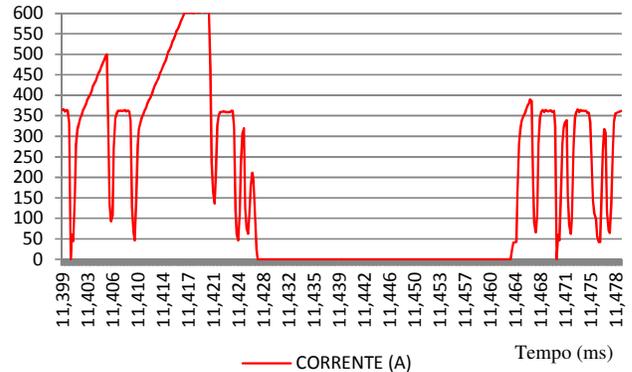
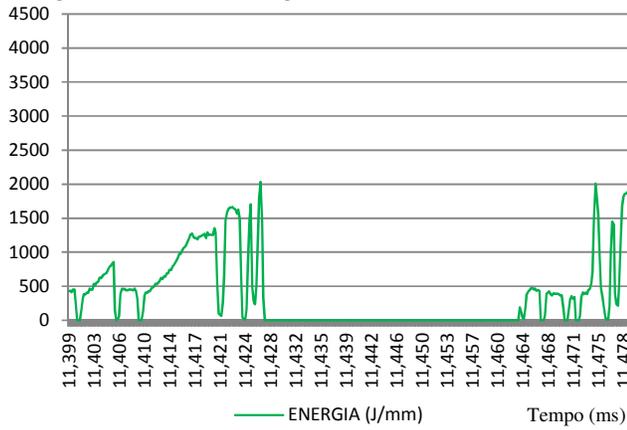


Figura A.12 – Macrografia do cordão de solda 12

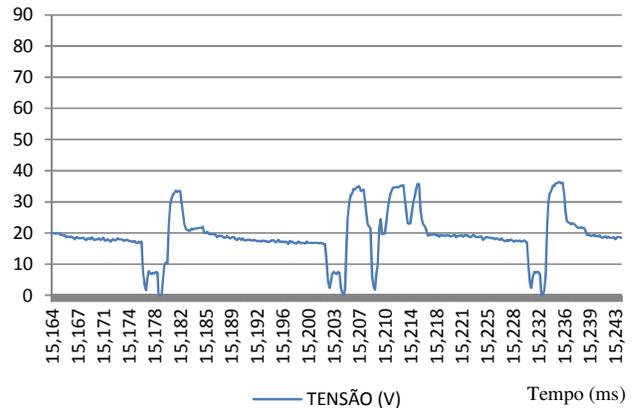
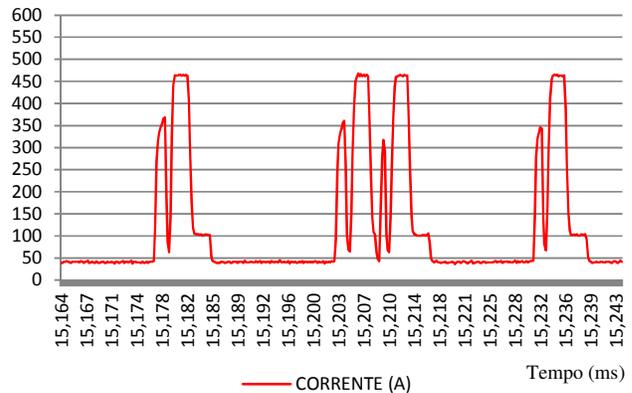
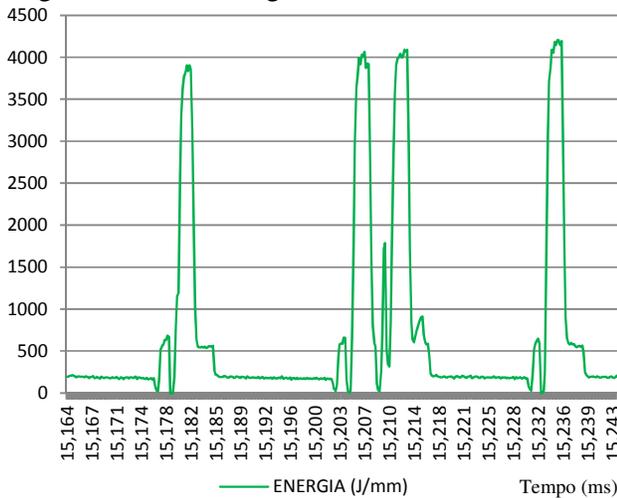




Figura A.13 – Macrografia do cordão de solda 13

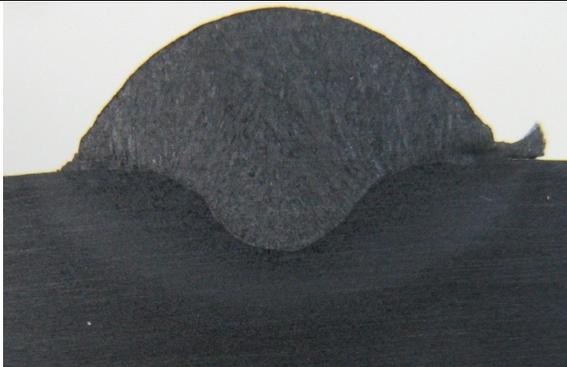
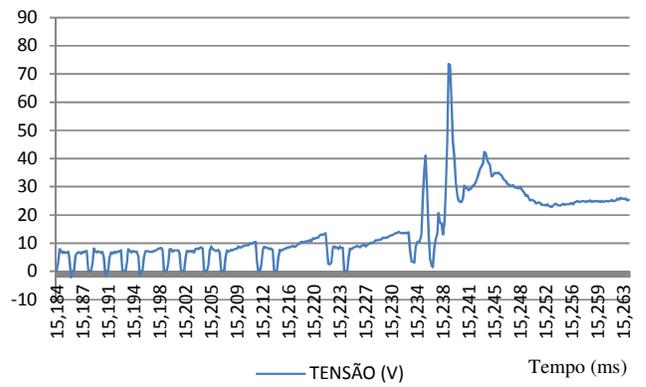
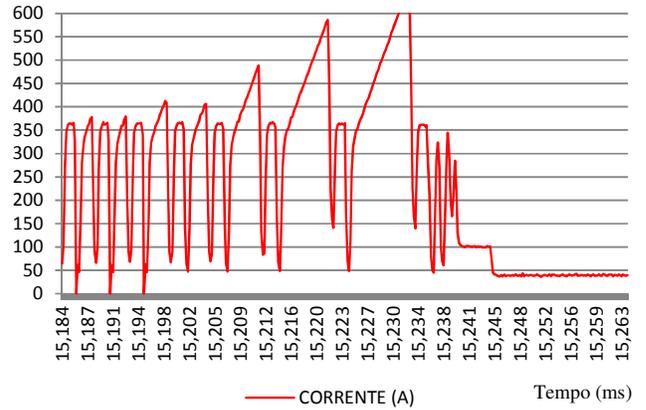
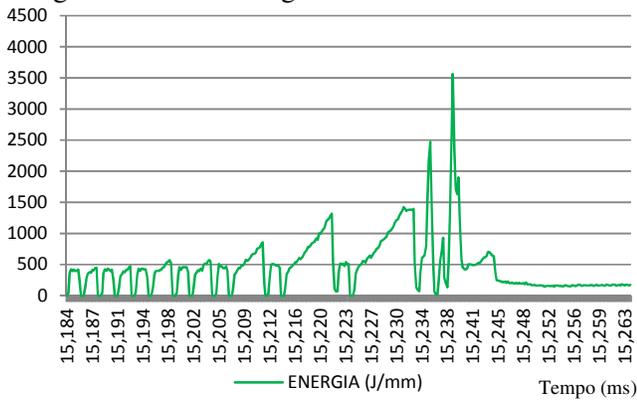


Figura A.14 – Macrografia do cordão de solda 14

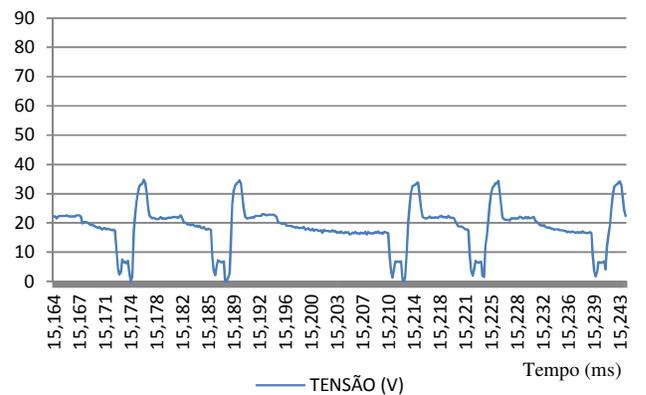
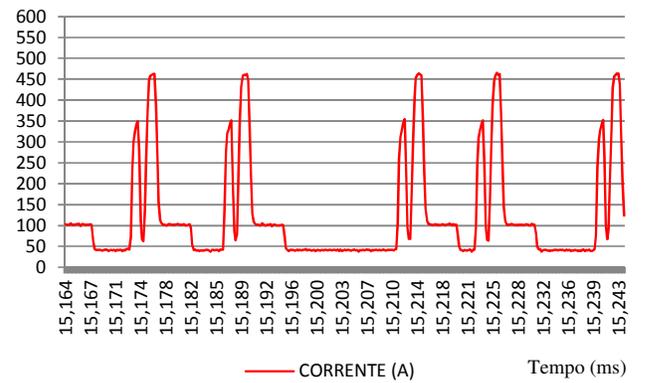
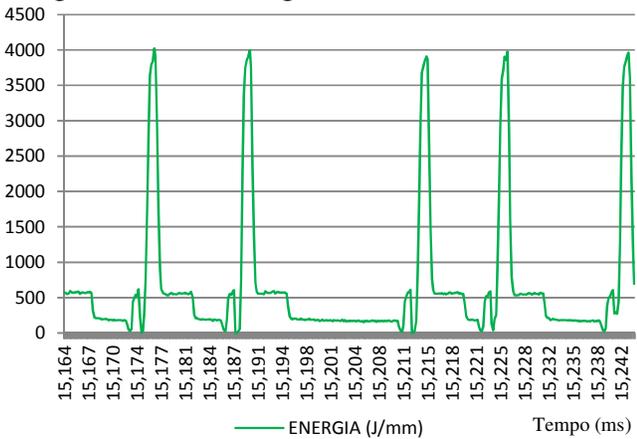




Figura A.15 – Macrografia do cordão de solda 15

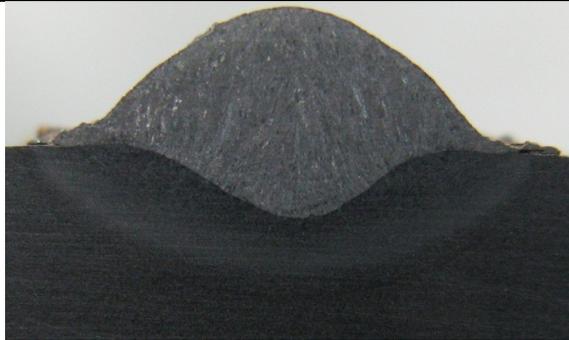
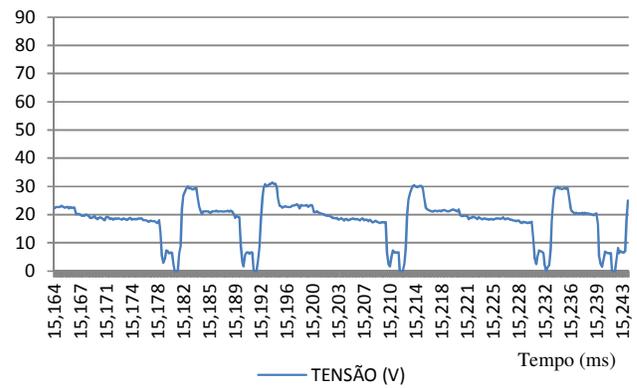
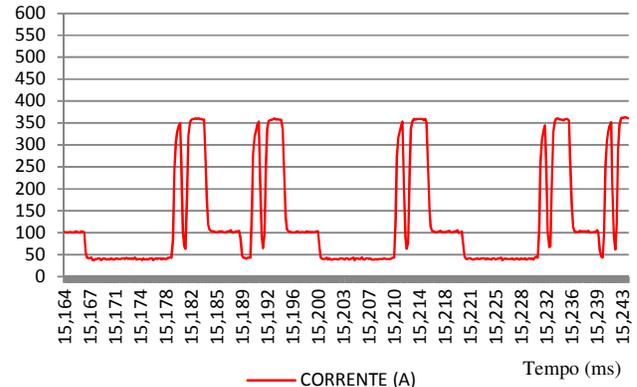
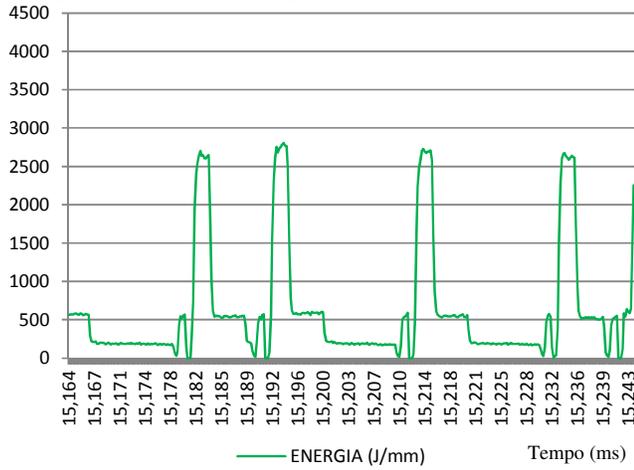


Figura A.16 – Macrografia do cordão de solda 16

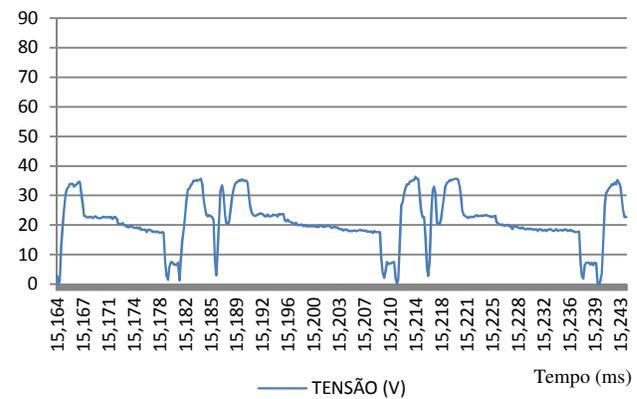
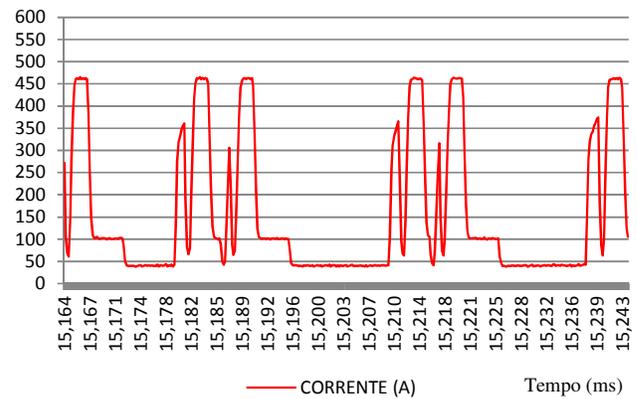
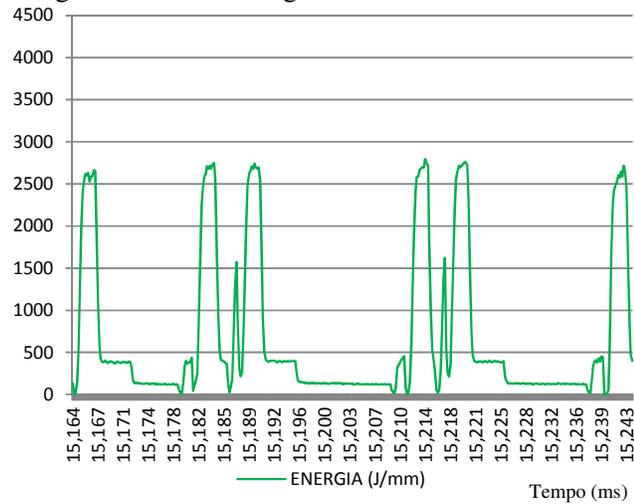




Figura A.17 – Macrografia do cordão de solda 17

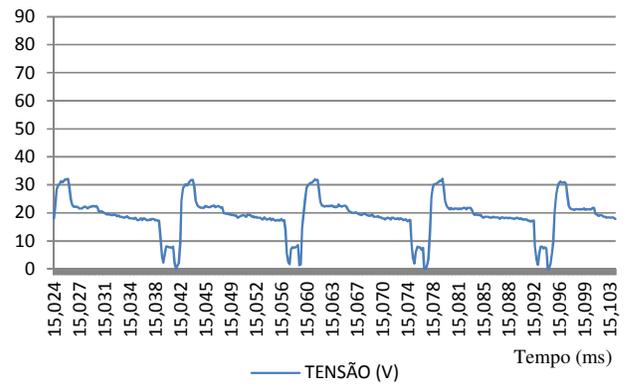
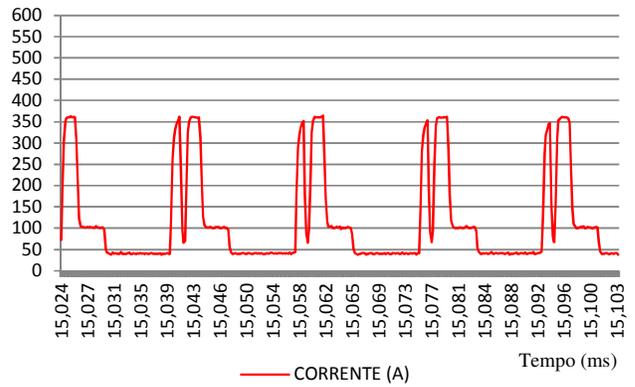
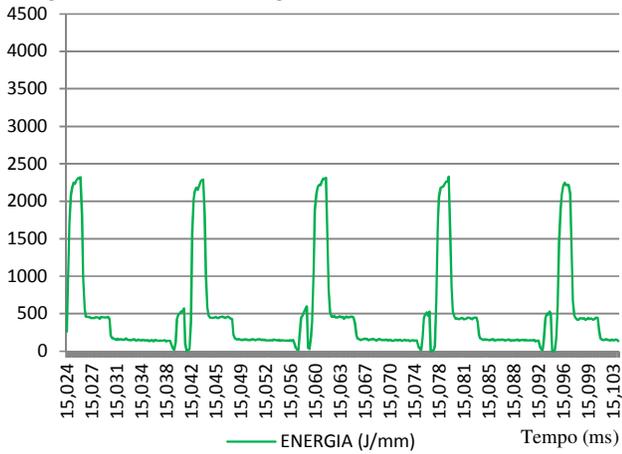


Figura A.18 – Macrografia do cordão de solda 18

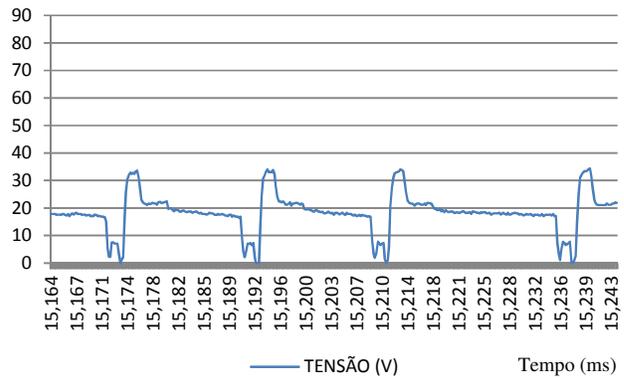
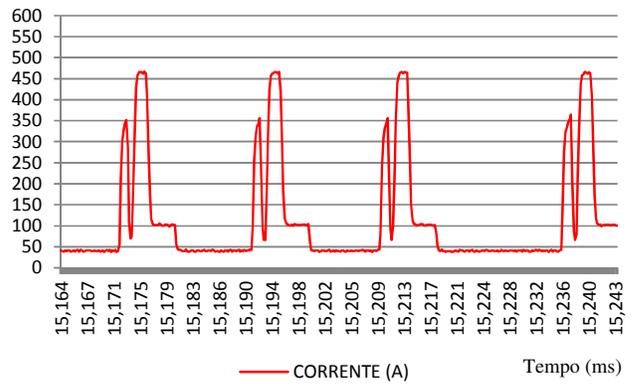
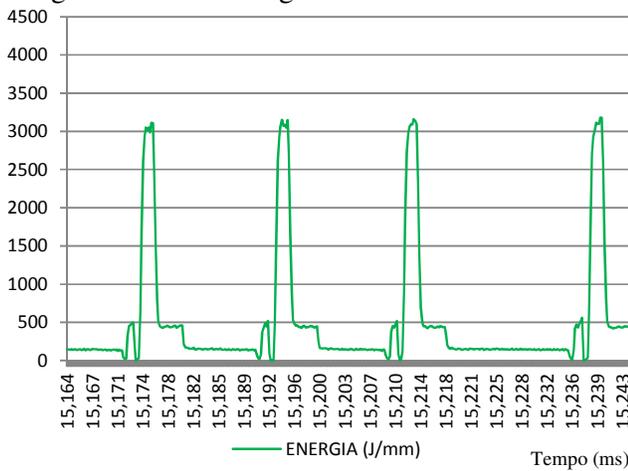




Figura A.19 – Macrografia do cordão de solda 19

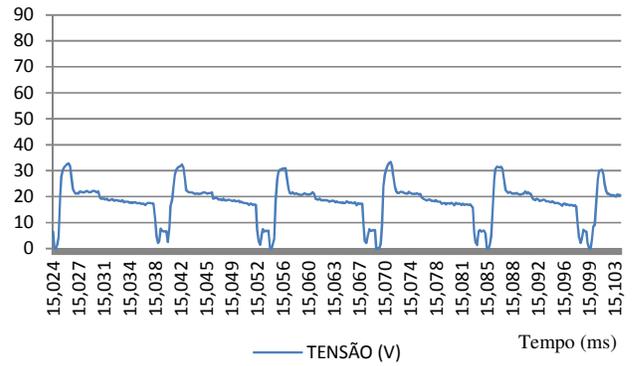
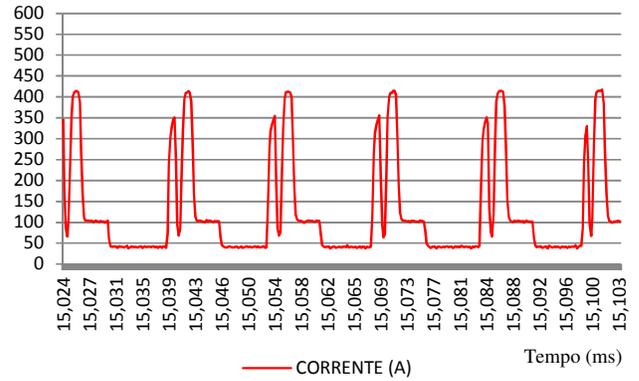
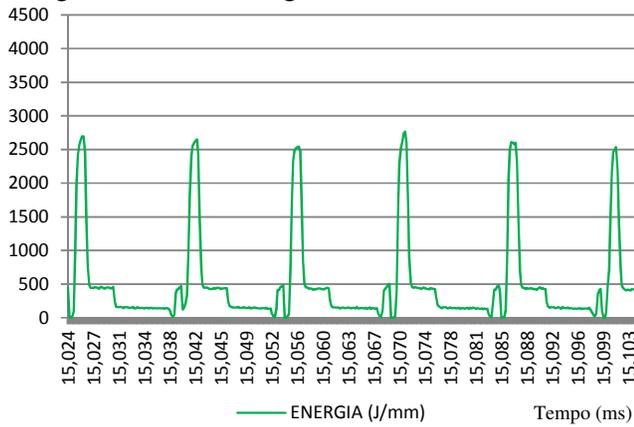


Figura A.20 – Macrografia do cordão de solda 20

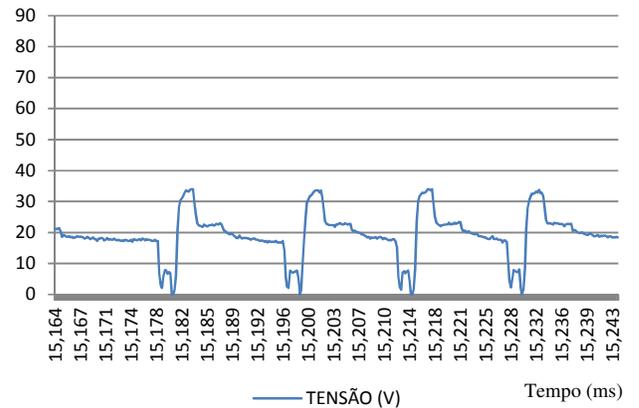
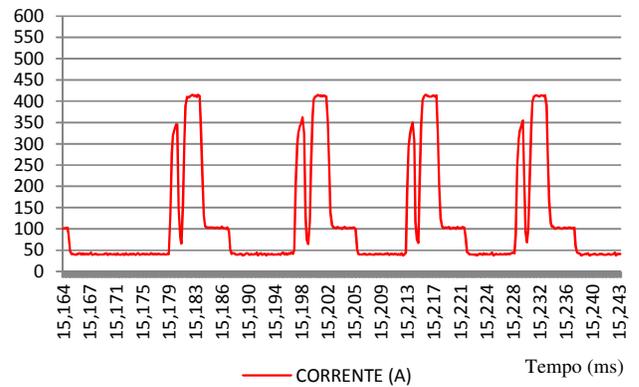
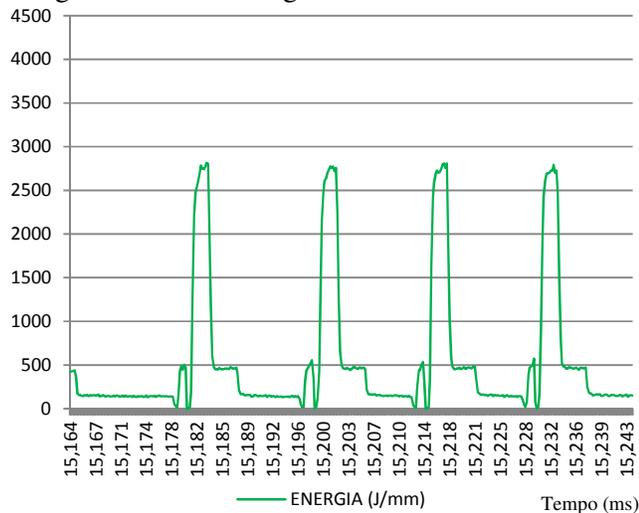




Figura A.21 – Macrografia do cordão de solda 21

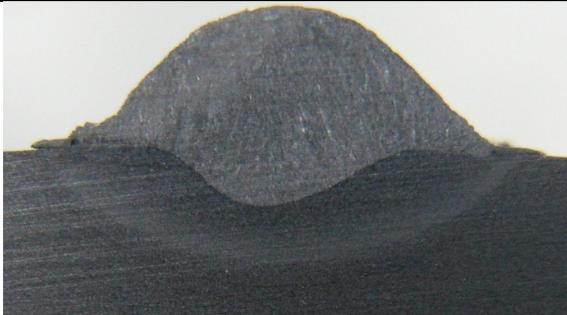
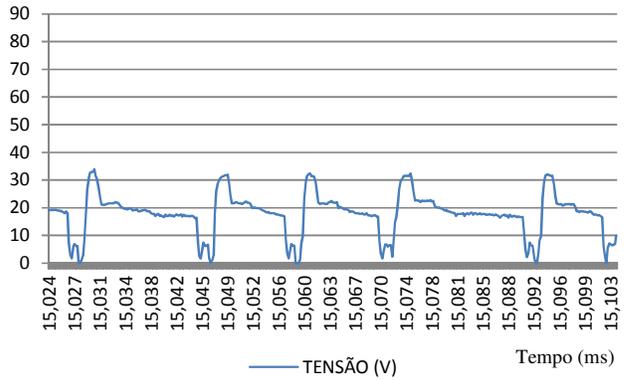
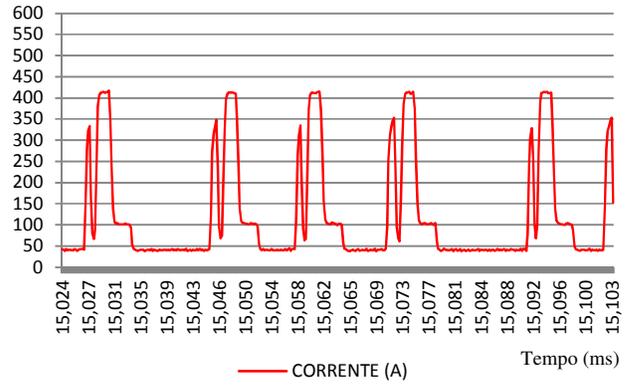
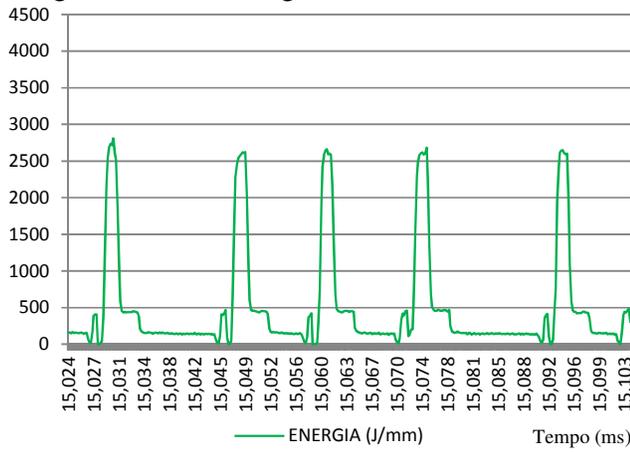


Figura A.22 – Macrografia do cordão de solda 22

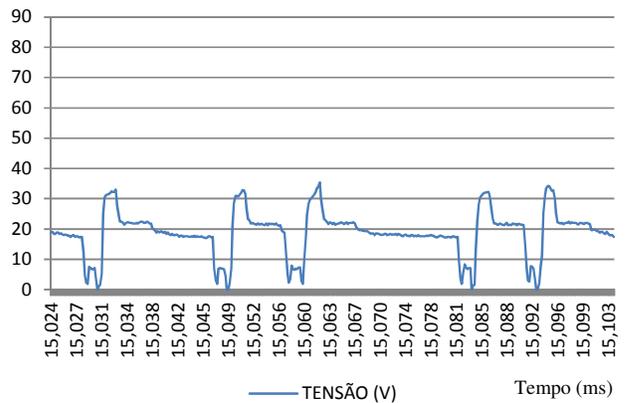
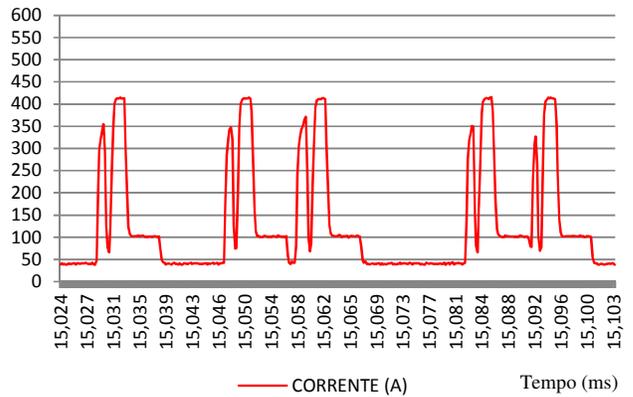
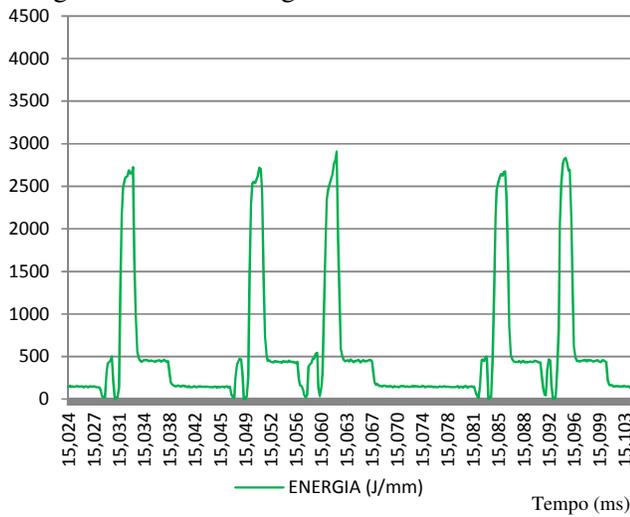




Figura A.23 – Macrografia do cordão de solda 23

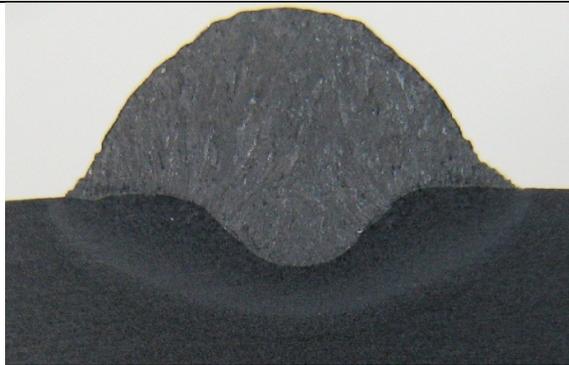
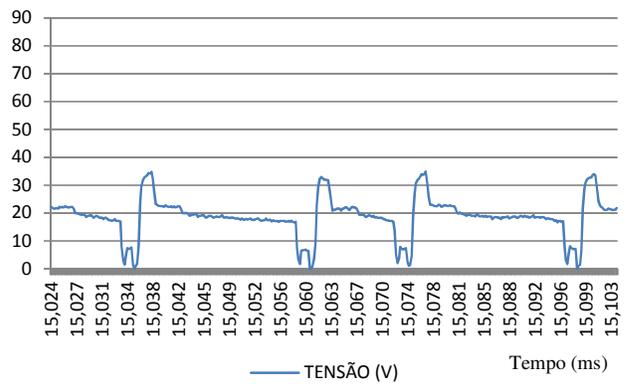
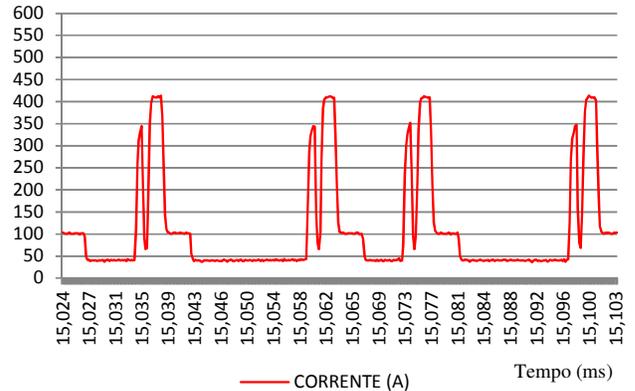
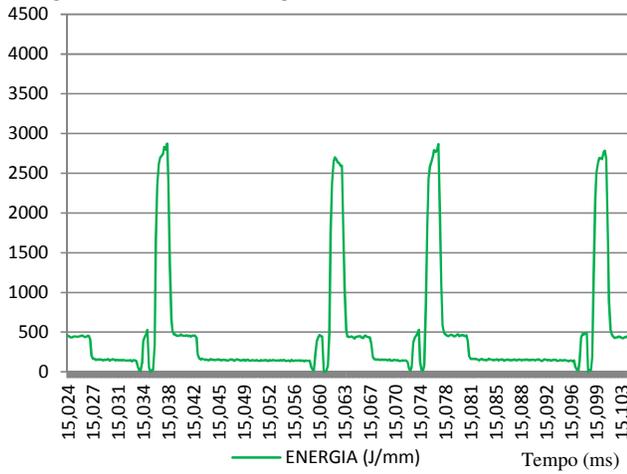
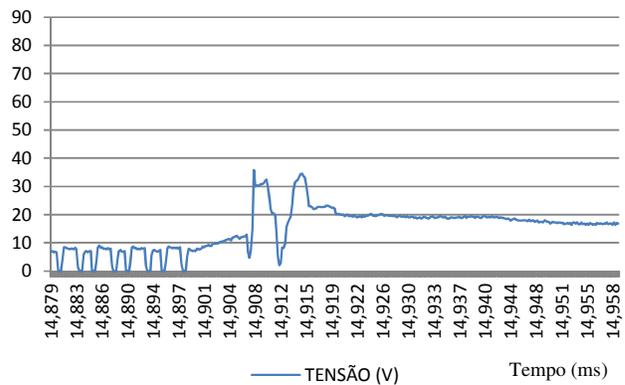
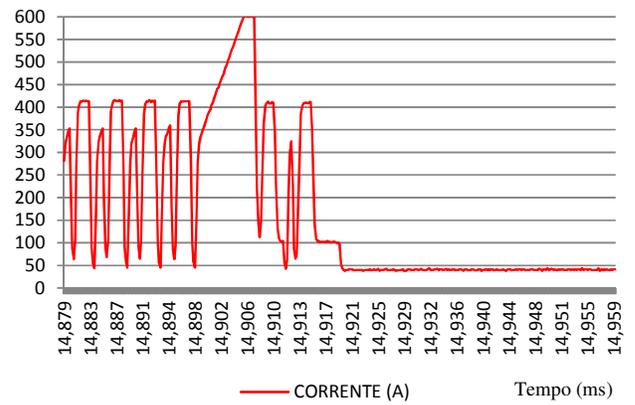
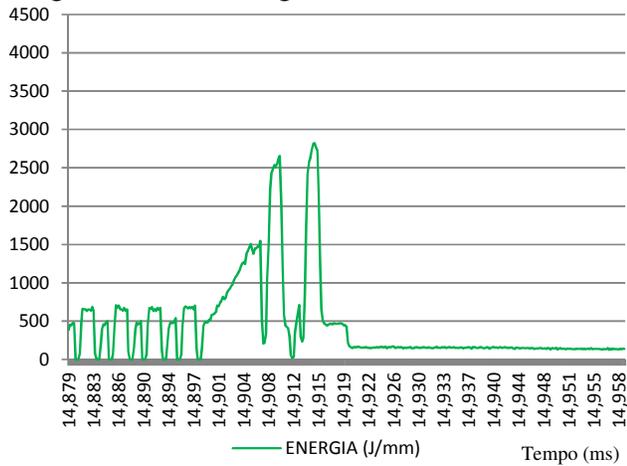


Figura A.24 – Macrografia do cordão de solda 24



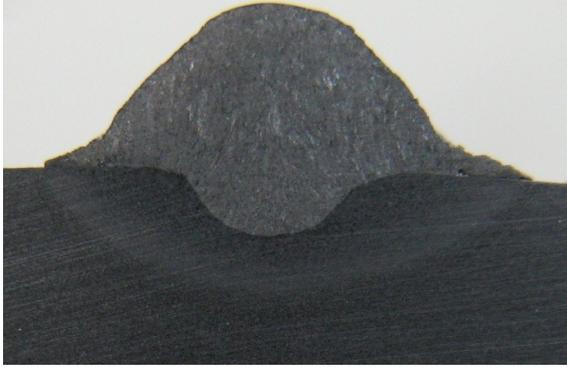


Figura A.25 – Macrografia do cordão de solda 25

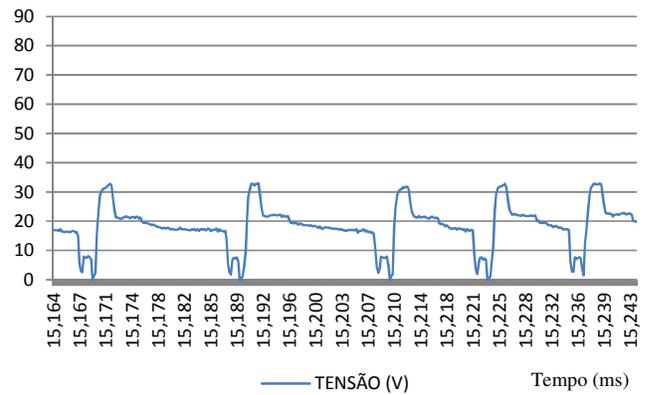
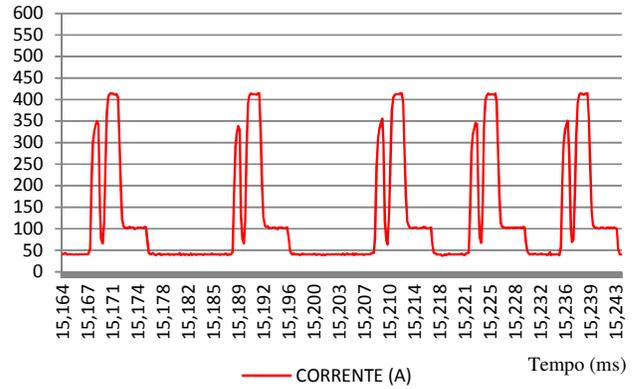
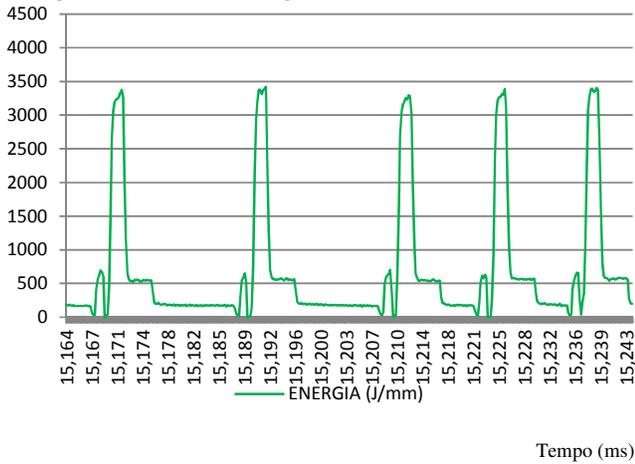


Figura A.26 – Macrografia do cordão de solda 26

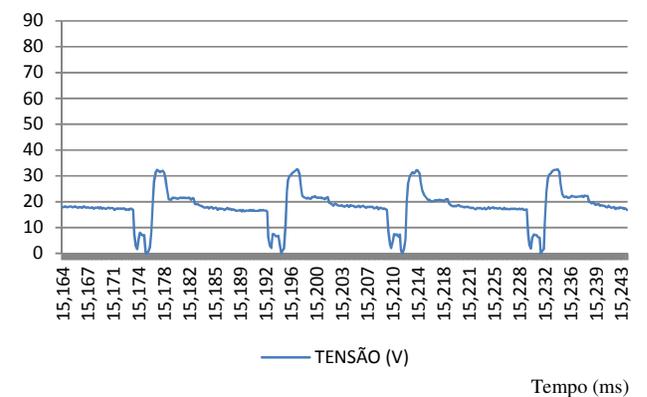
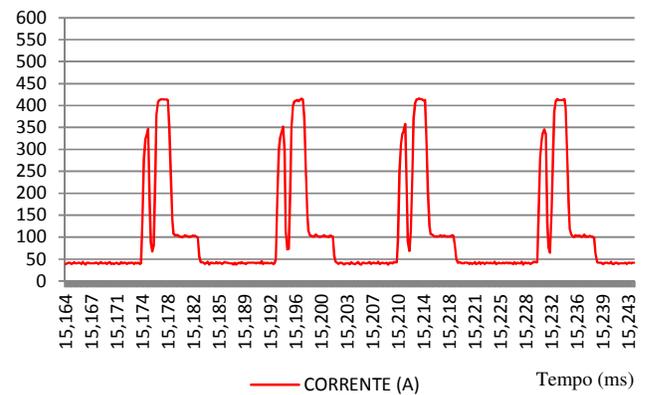
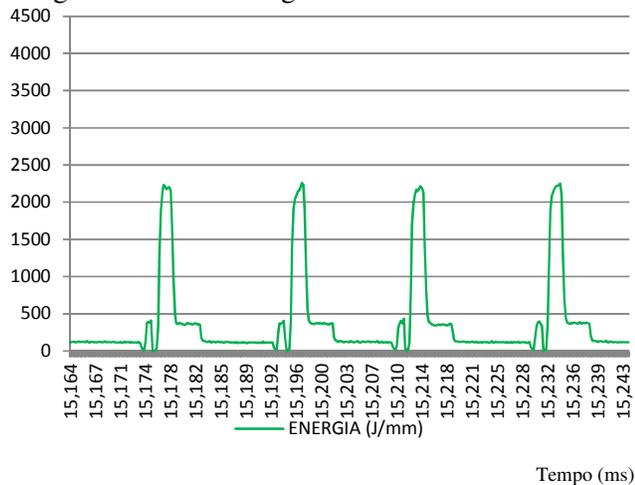




Figura A.27 – Macrografia do cordão de solda 27

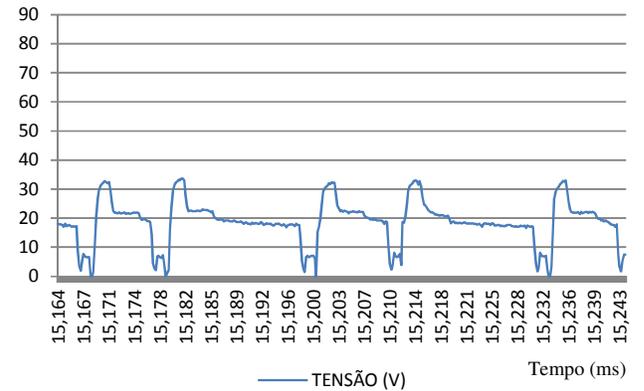
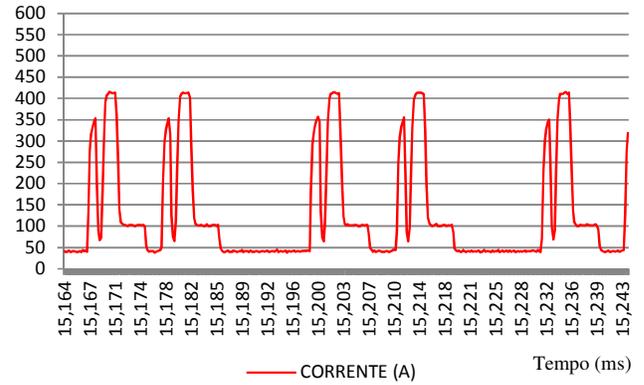
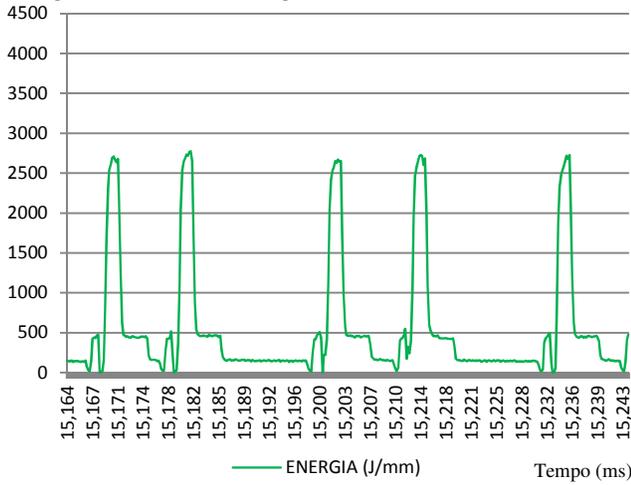
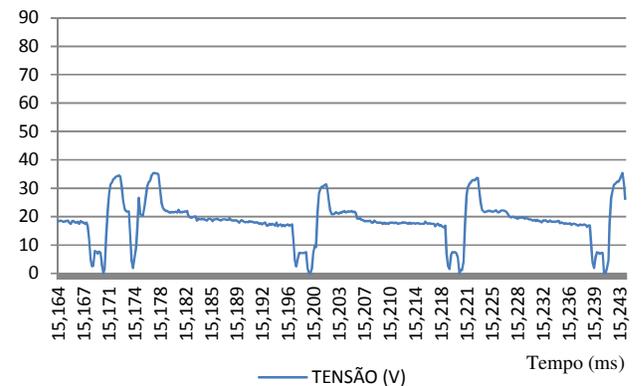
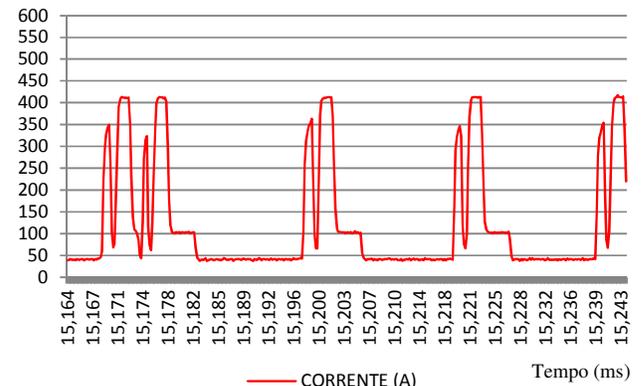
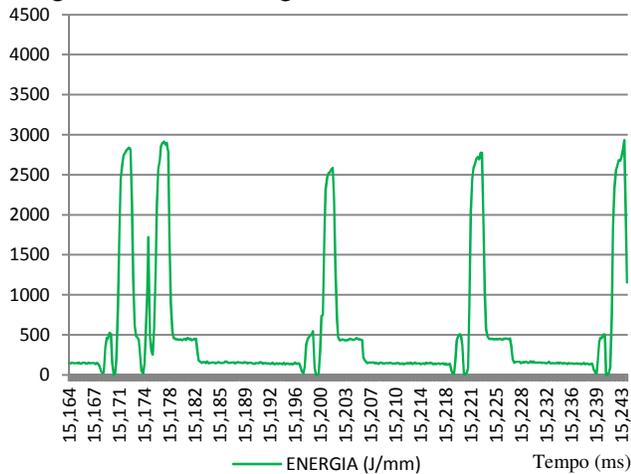


Figura A.28 – Macrografia do cordão de solda 28



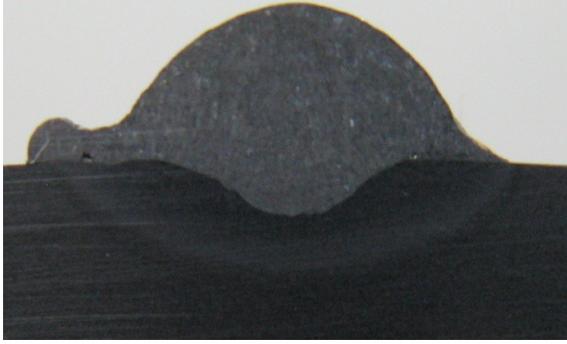


Figura A.29 – Macrografia do cordão de solda 29

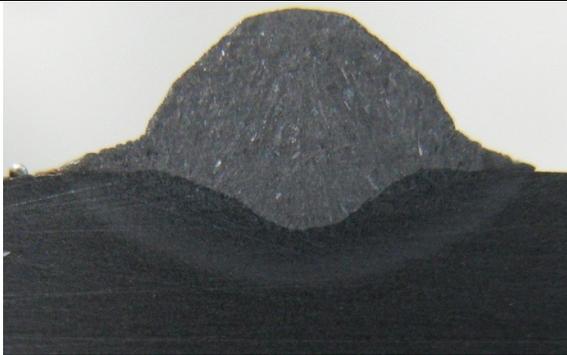
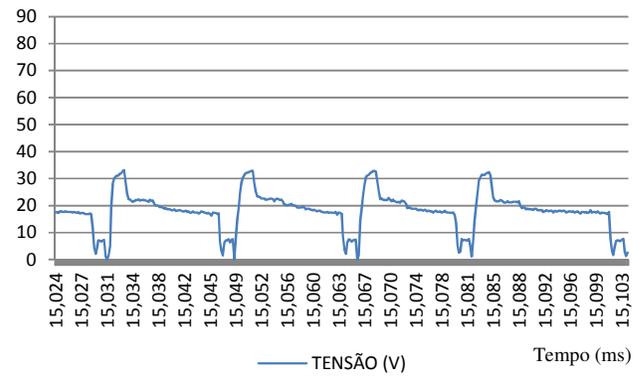
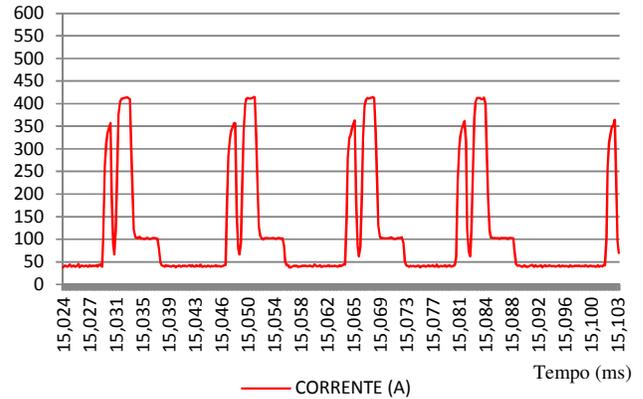
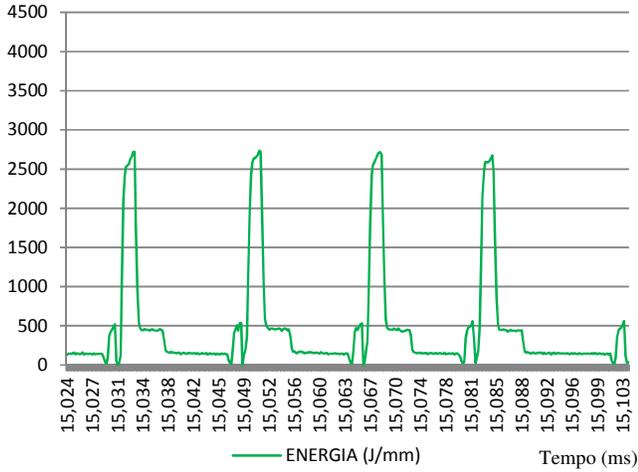


Figura A.30 – Macrografia do cordão de solda 30

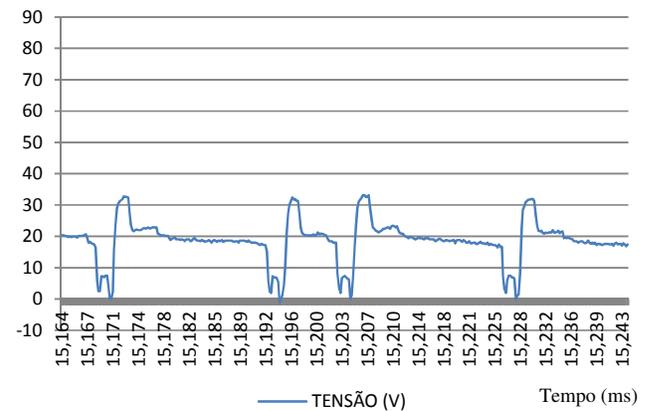
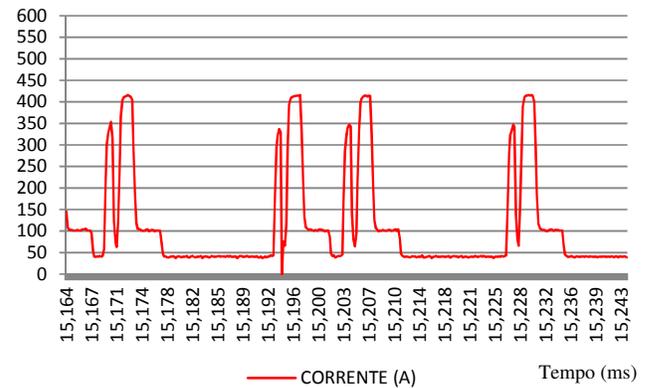
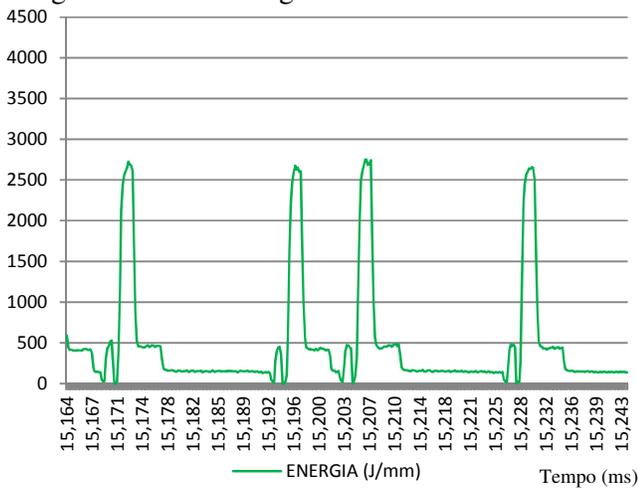




Figura A.31 – Macrografia do cordão de solda 31

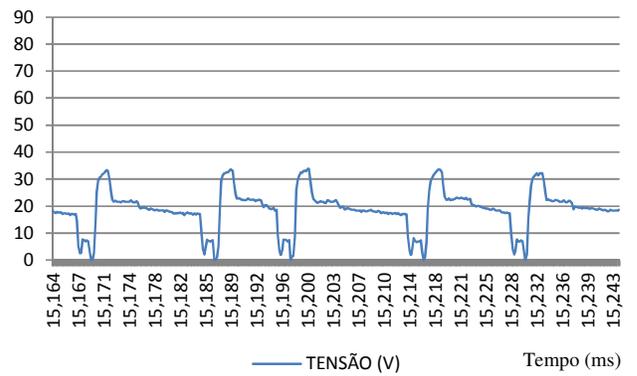
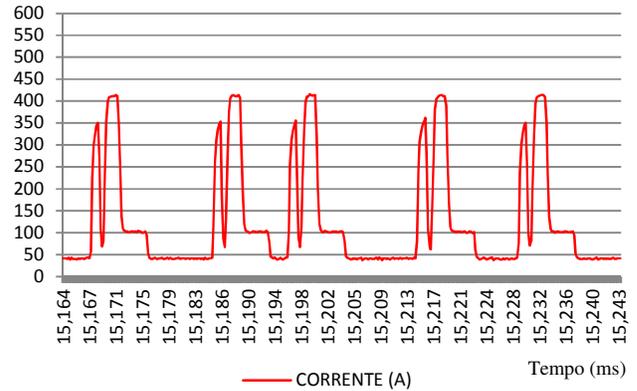
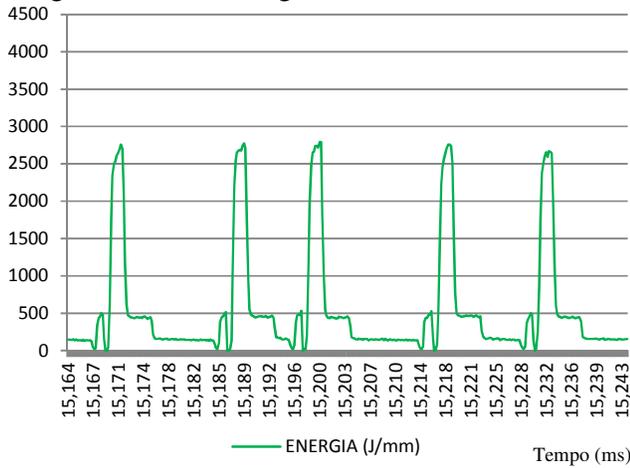
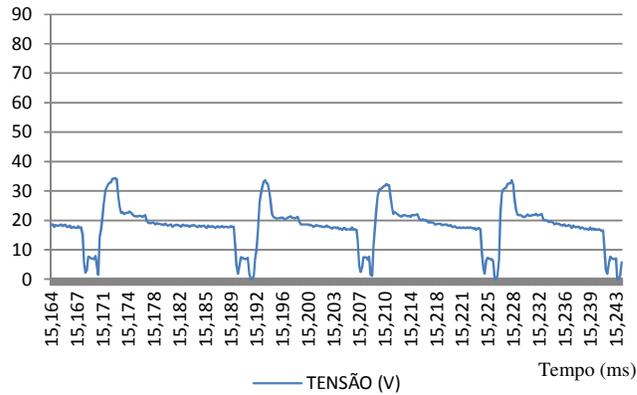
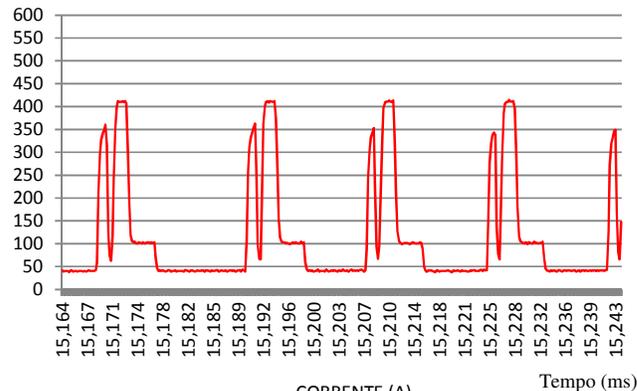
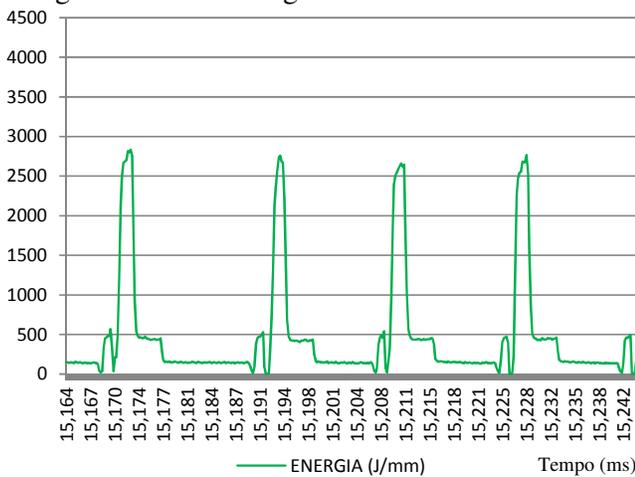


Figura A.32 – Macrografia do cordão de solda 32



## APÊNDICE B – Gráficos com os sinais elétricos dos cordões de solda

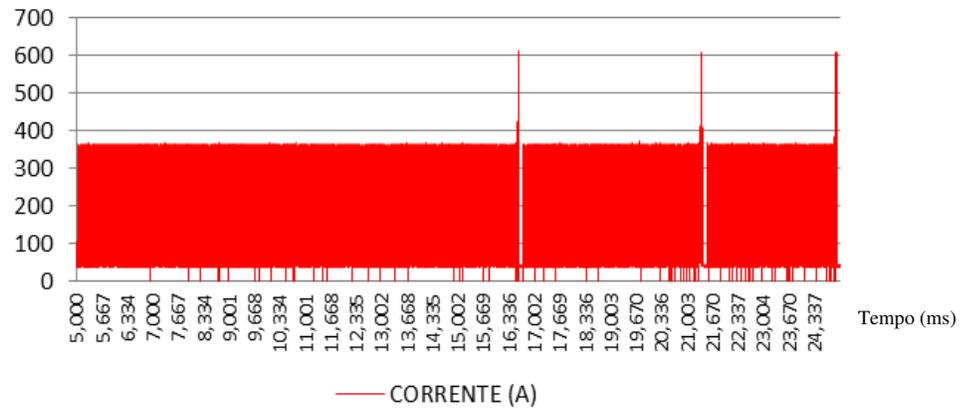


Figura B.1 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 1

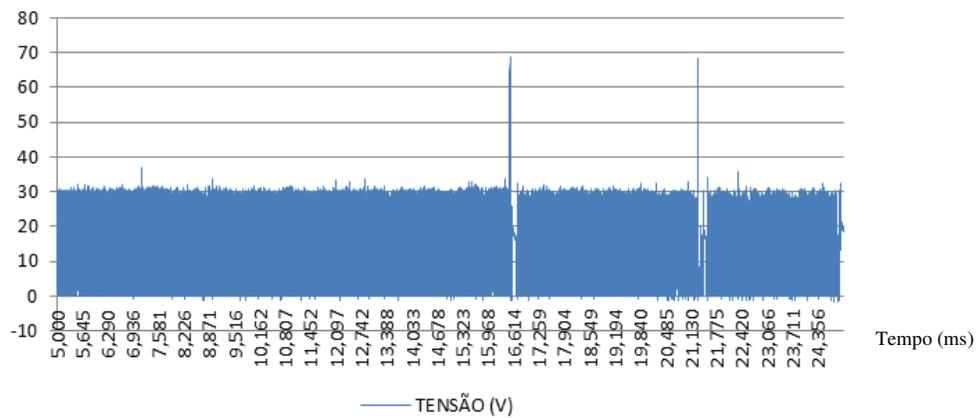


Figura B.2 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 1

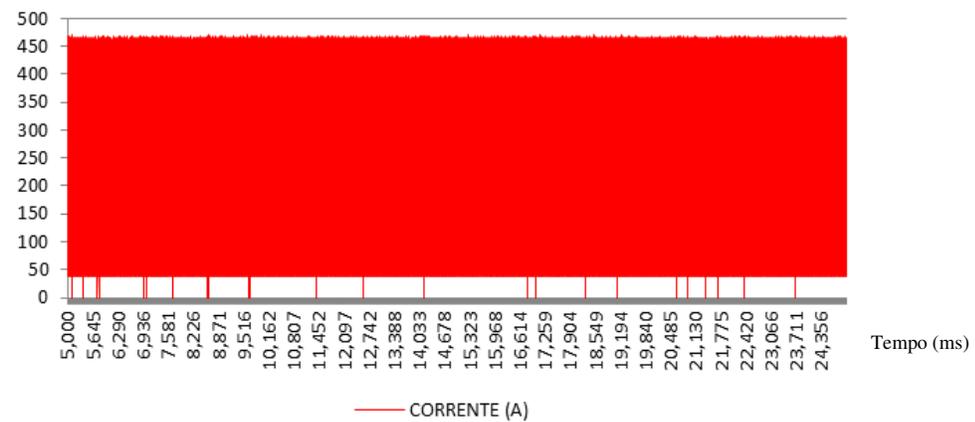


Figura B.3 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 2

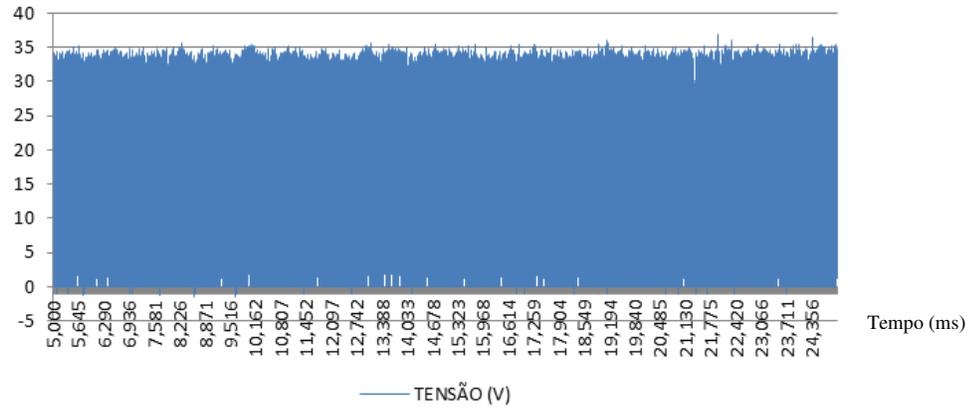


Figura B.4 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 2

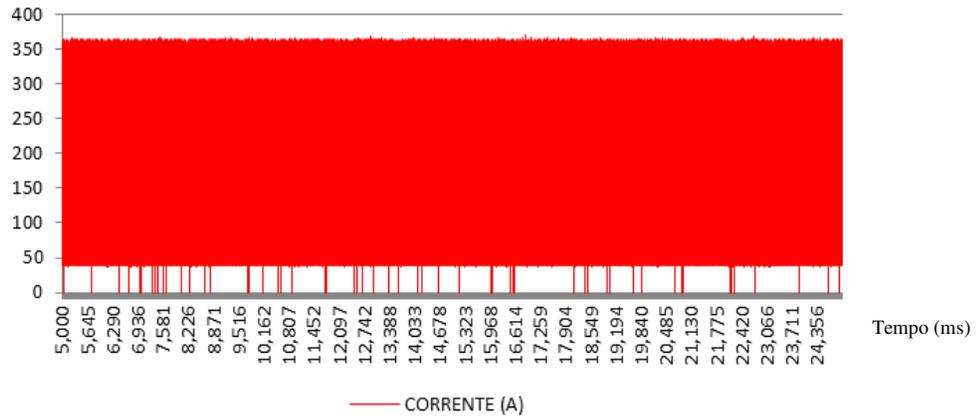


Figura B.5 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 3

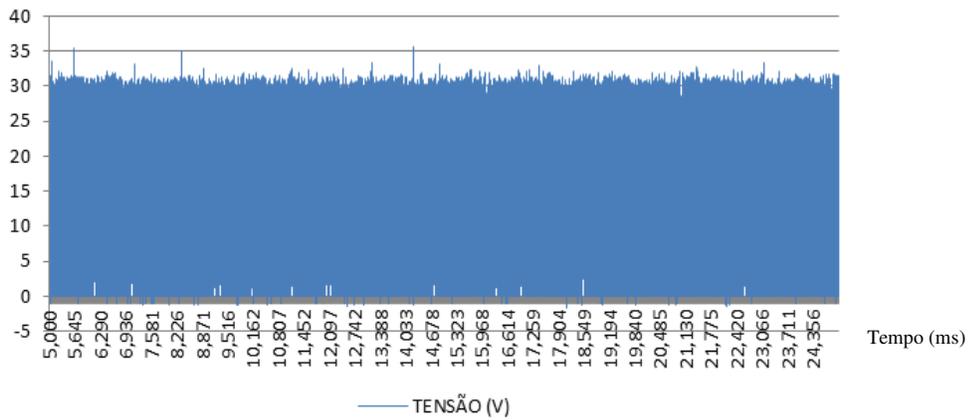


Figura B.6 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 3

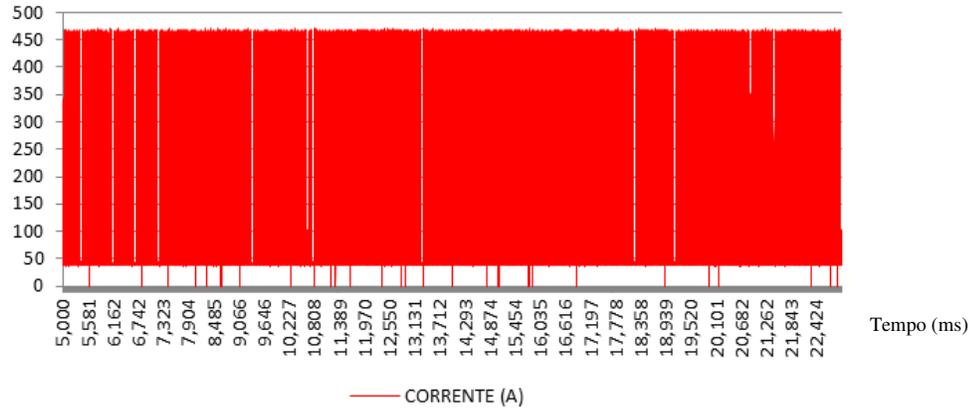


Figura B.7 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-23 segundos para o cordão 4

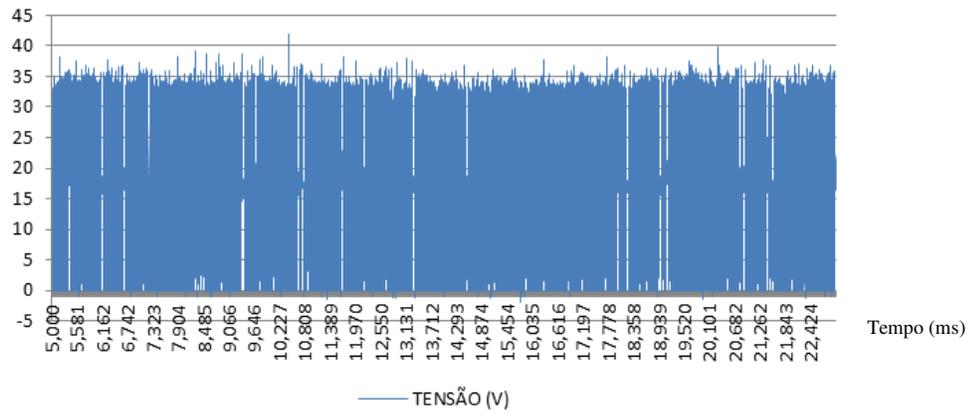


Figura B.8 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-23 segundos para o cordão 4

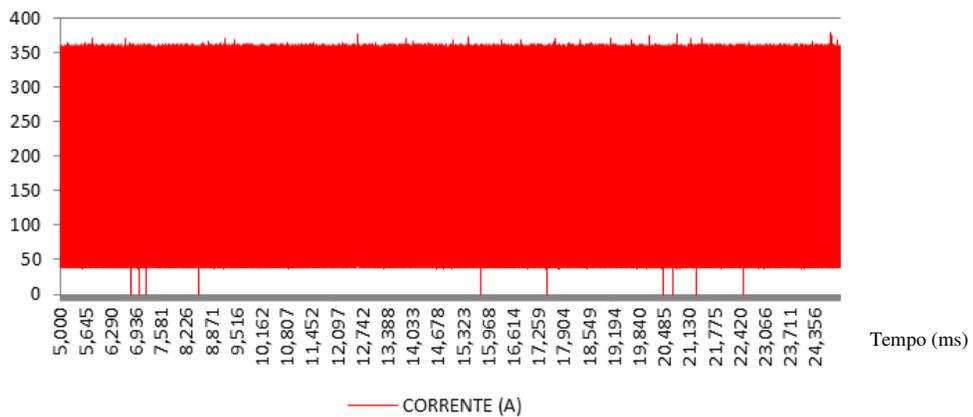


Figura B.9 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 5

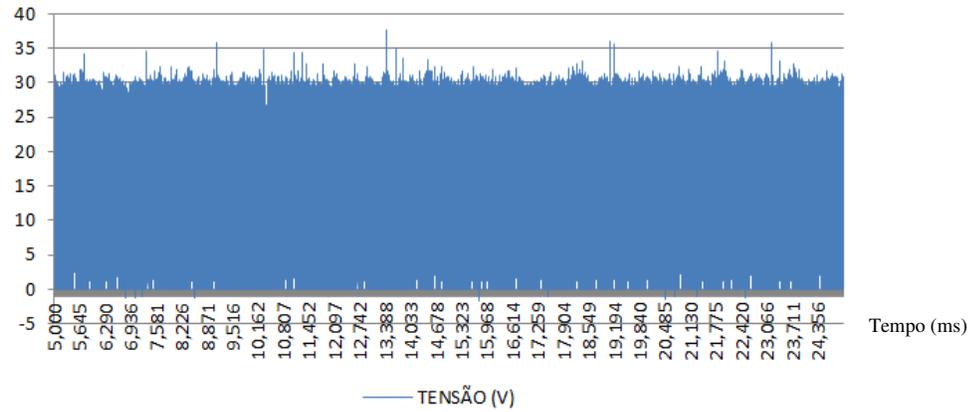


Figura B.10 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 5

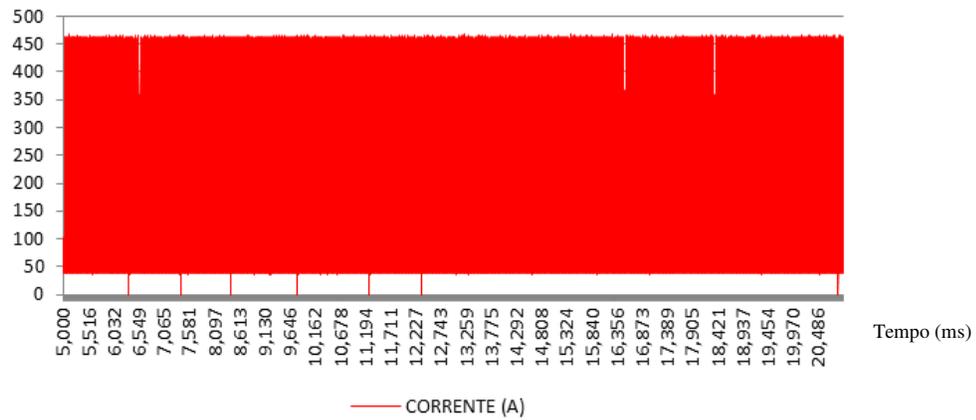


Figura B.11 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-21 segundos para o cordão 6

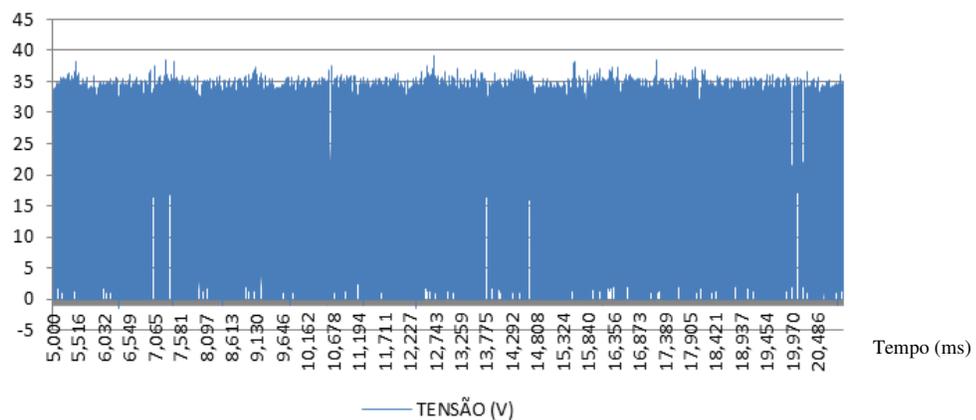


Figura B.12 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-21 segundos para o cordão 6

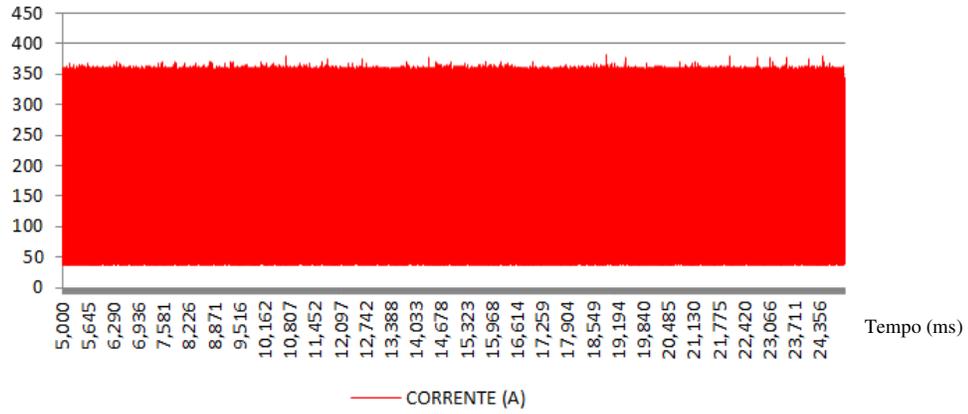


Figura B.13 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 7

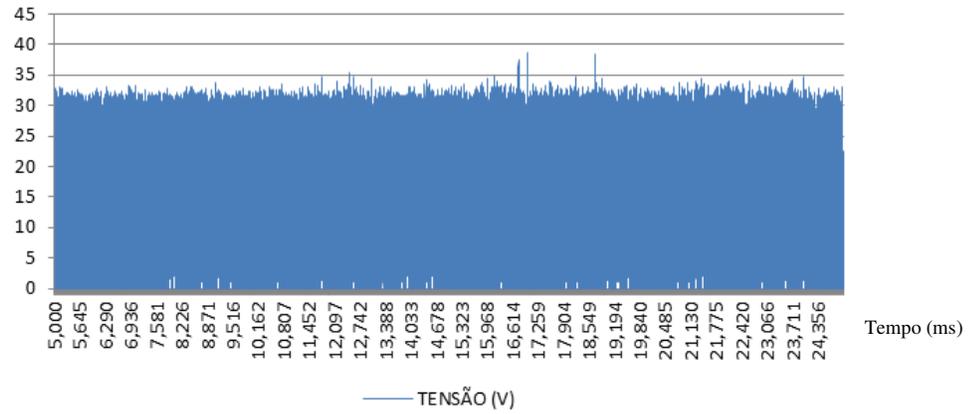


Figura B.14 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 7

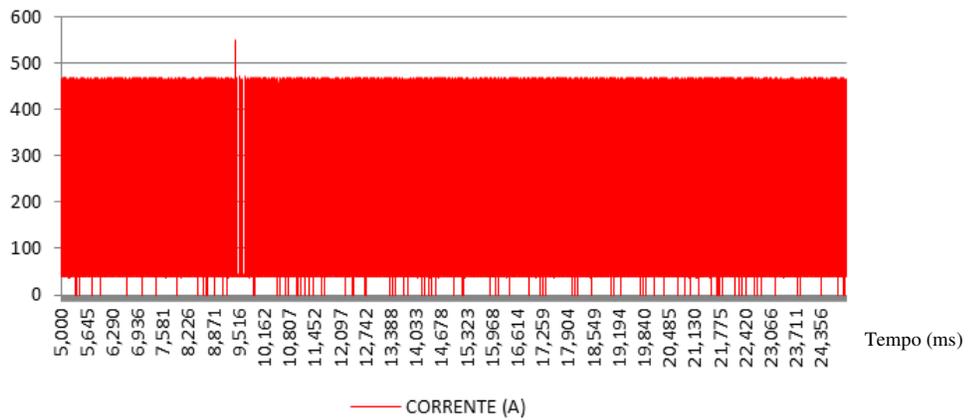


Figura B.15 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 8

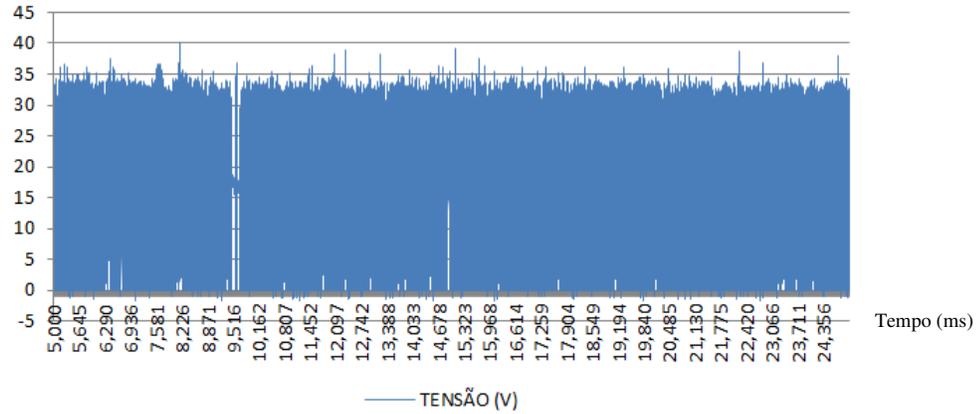


Figura B.16 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 8

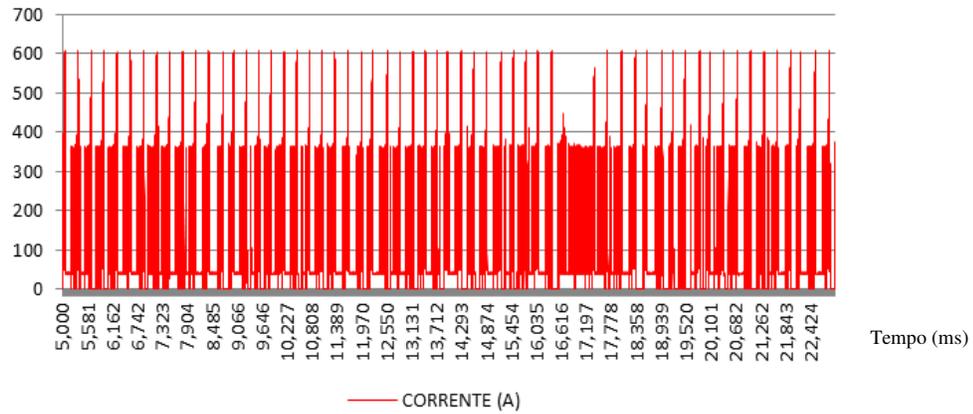


Figura B.17 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-23 segundos para o cordão 9

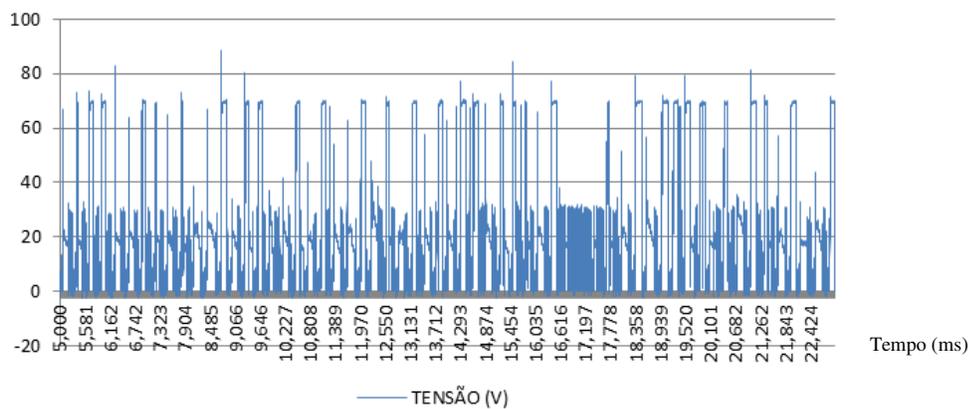


Figura B.18 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-23 segundos para o cordão 9

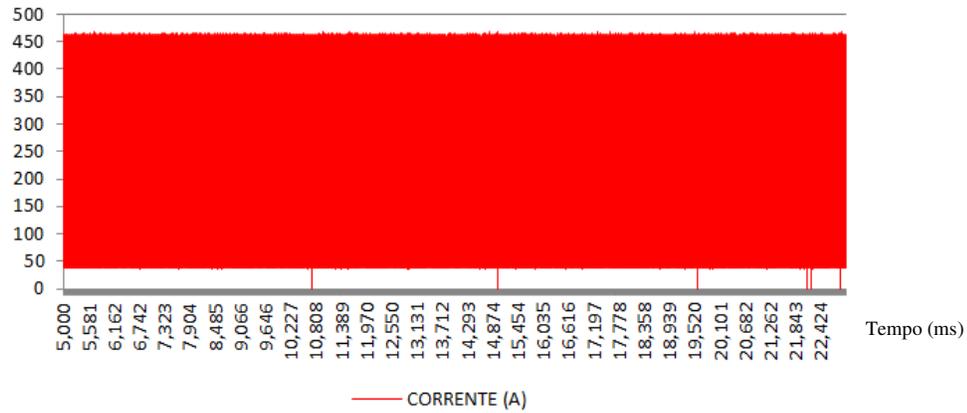


Figura B.19 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-23 segundos para o cordão 10

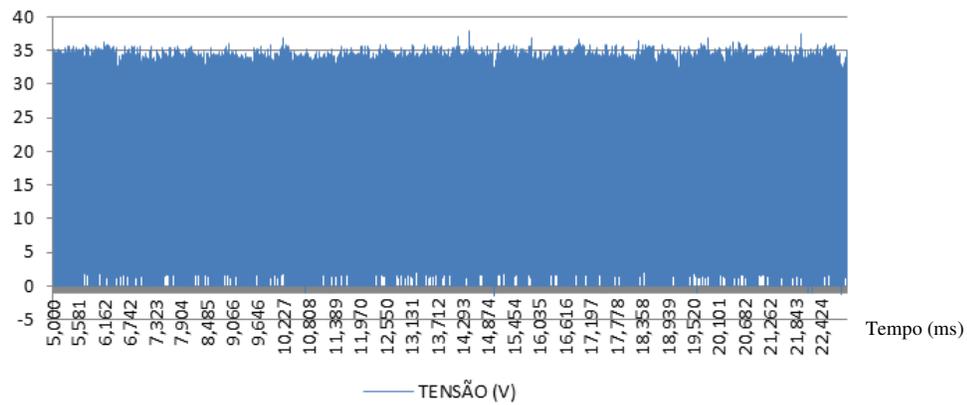


Figura B.20 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-23 segundos para o cordão 10

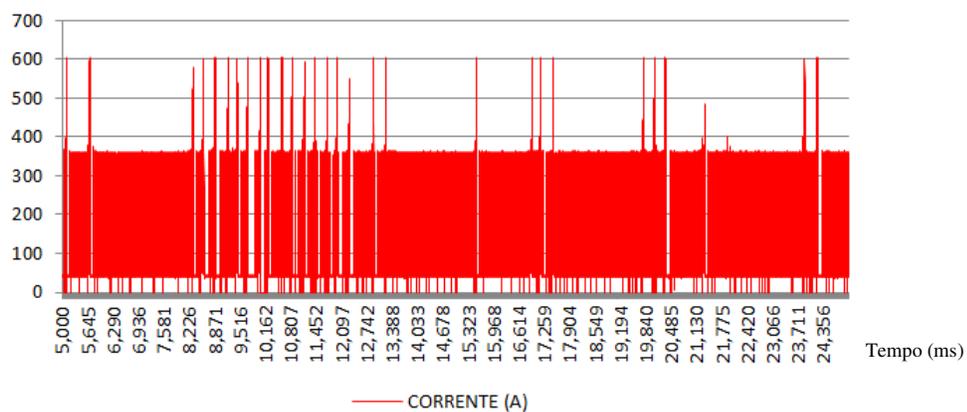


Figura B.21 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 11

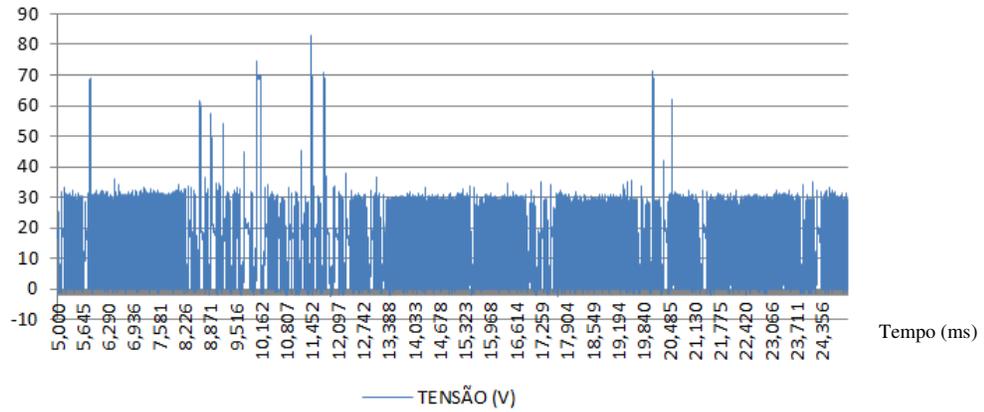


Figura B.22 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 11

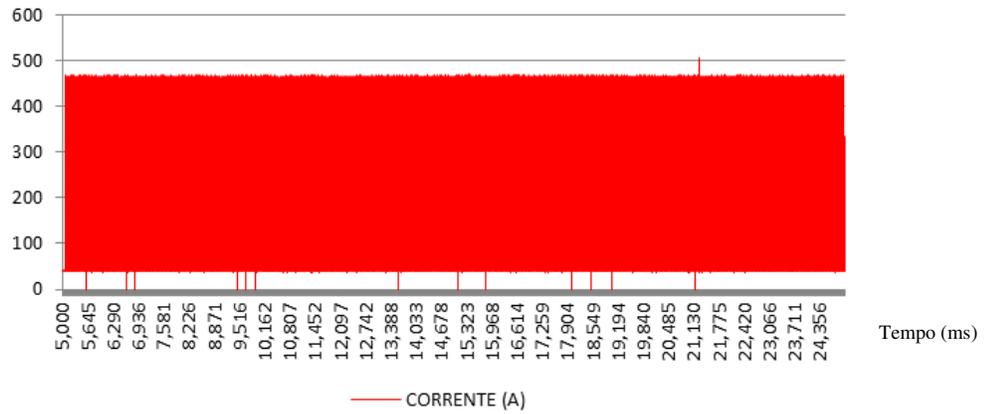


Figura B.23 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 12

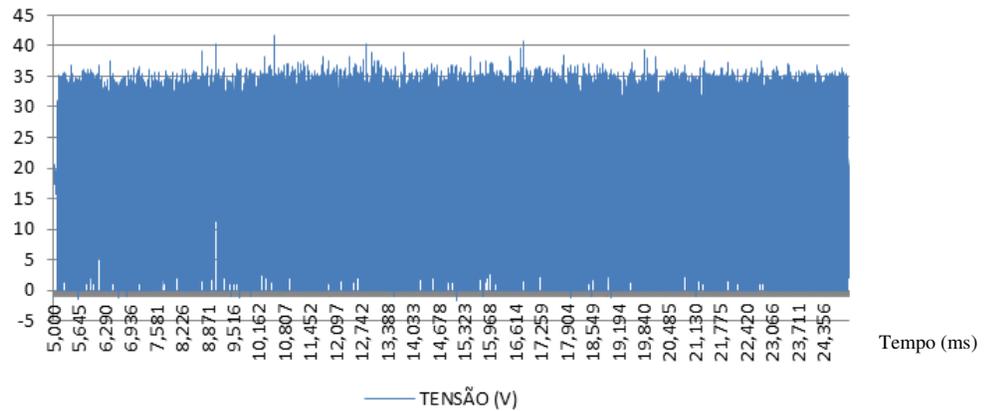


Figura B.24 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 12

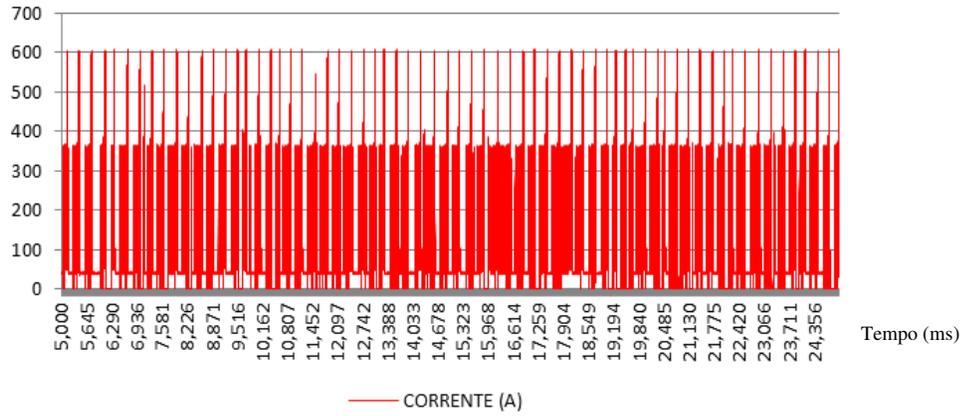


Figura B.25 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 13

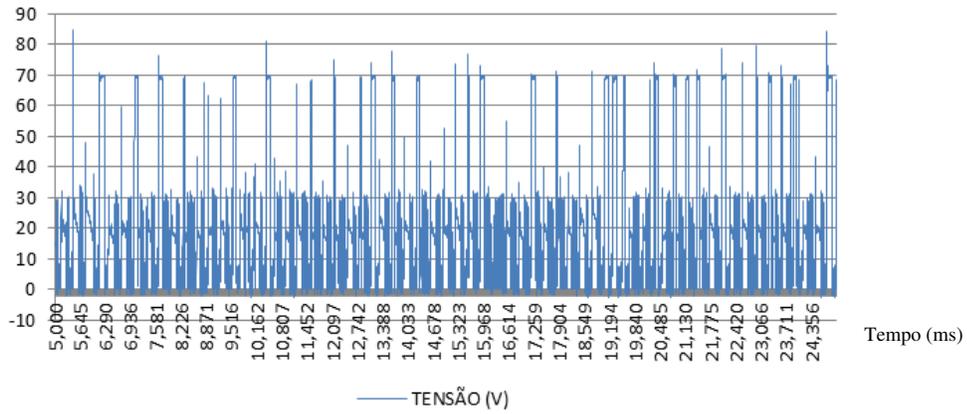


Figura B.26 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 13

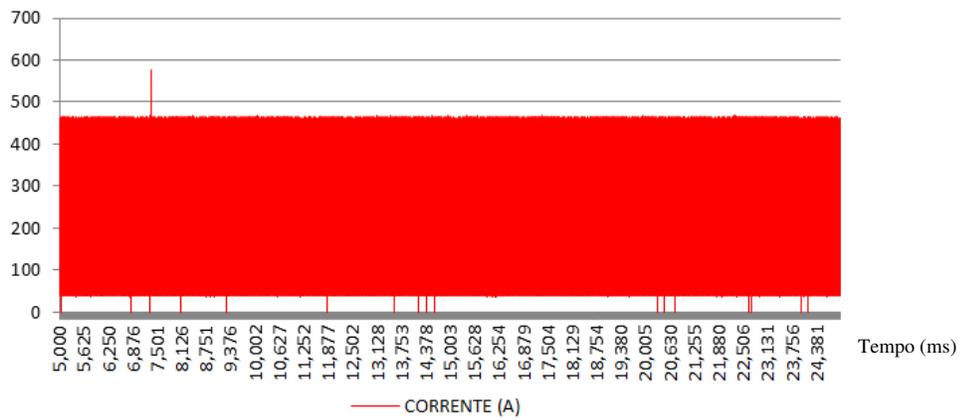


Figura B.27 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 14

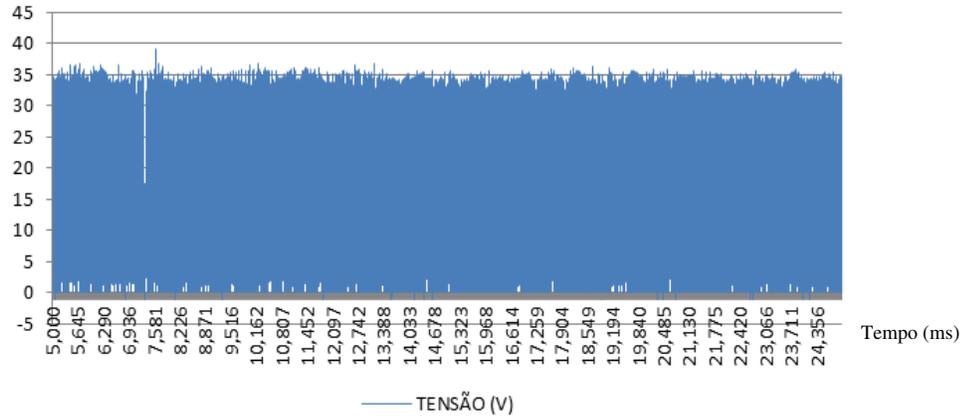


Figura B.28 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 14

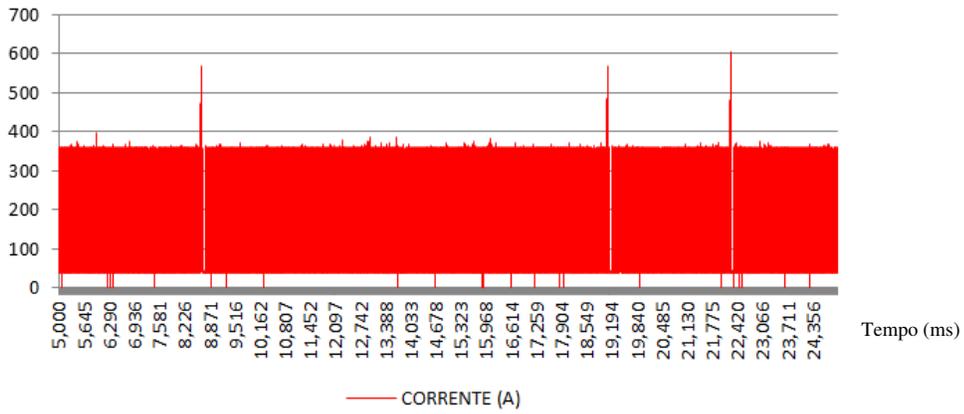


Figura B.29 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 15

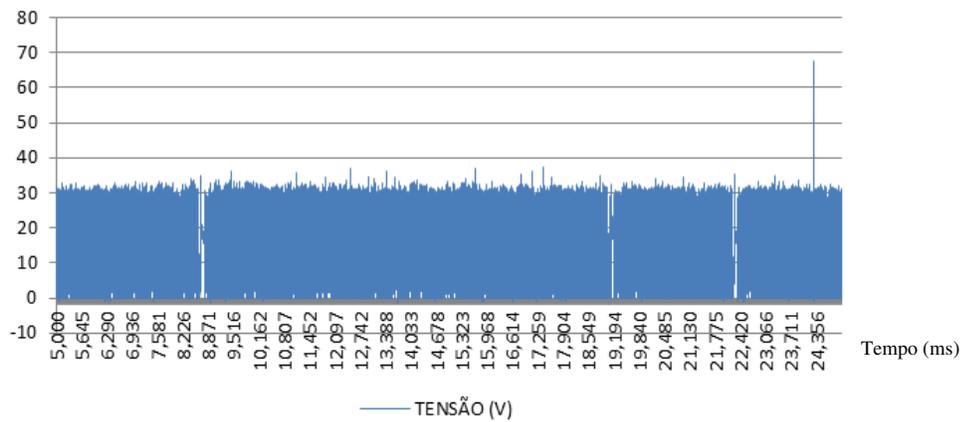


Figura B.30 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 15

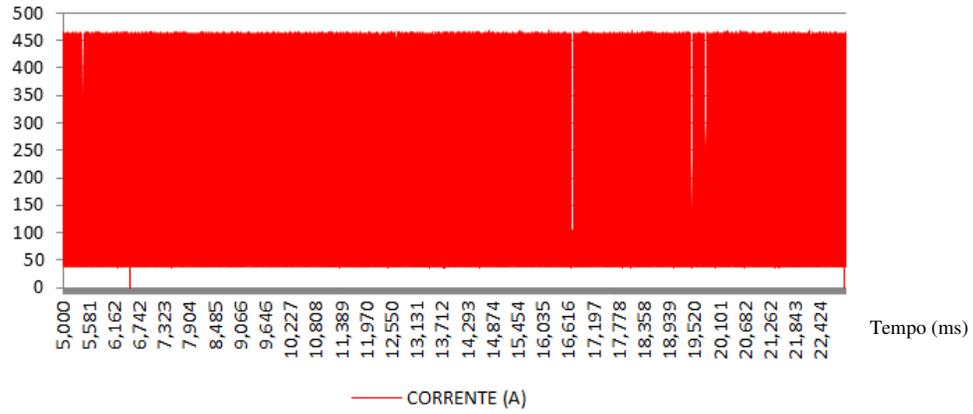


Figura B.31 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-23 segundos para o cordão 16

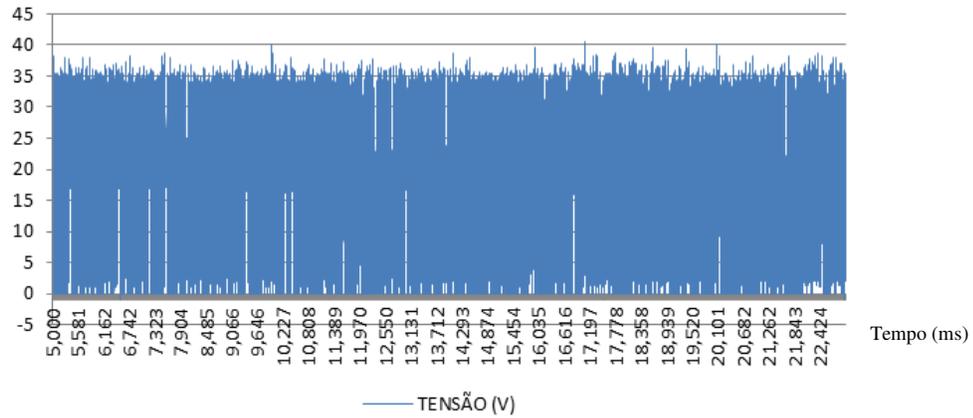


Figura B.32 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-23 segundos para o cordão 16

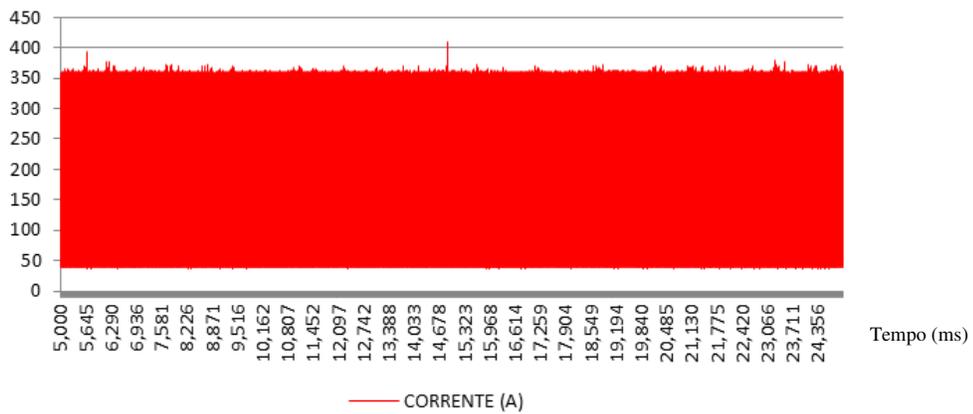


Figura B.33 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 17

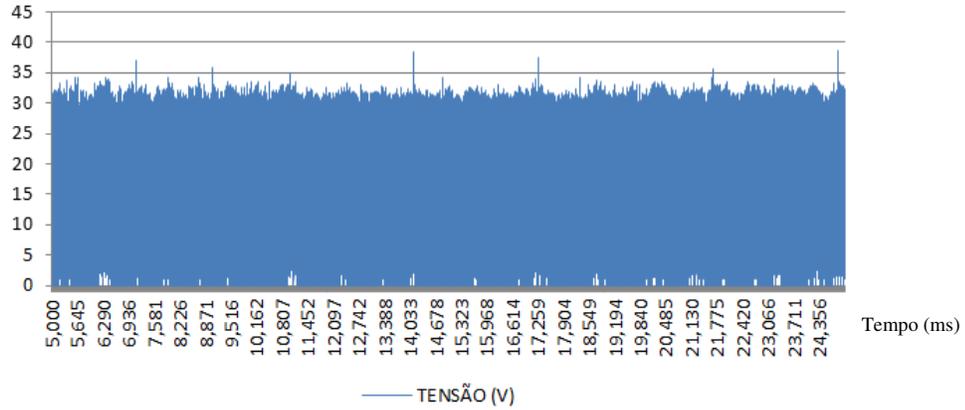


Figura B.34 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 17

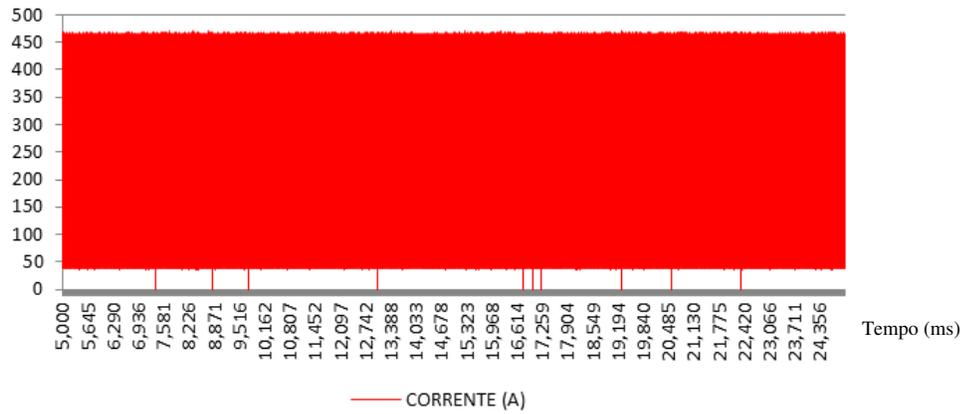


Figura B.35 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 18

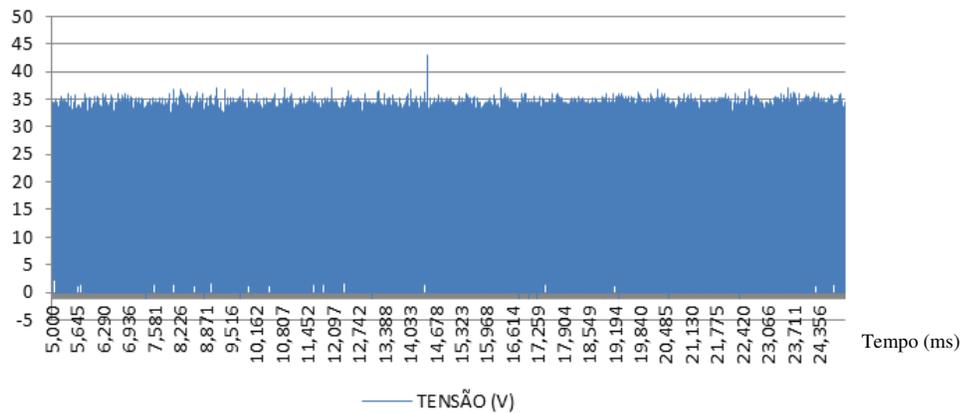


Figura B.36 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 18

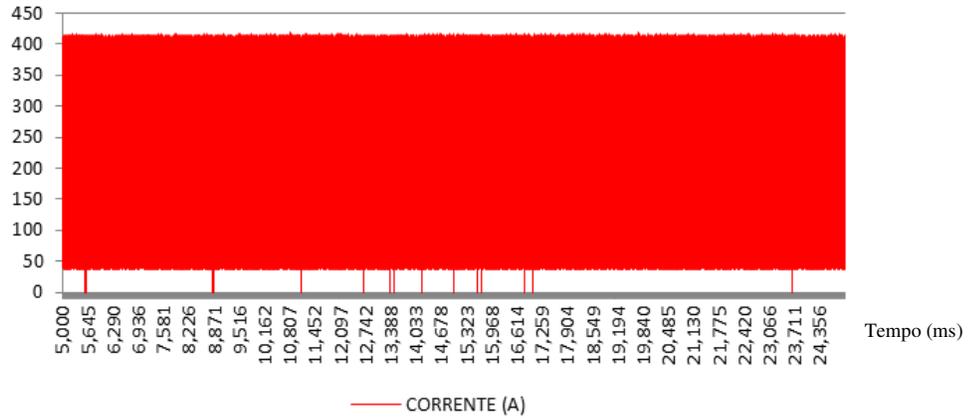


Figura B.37 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 19

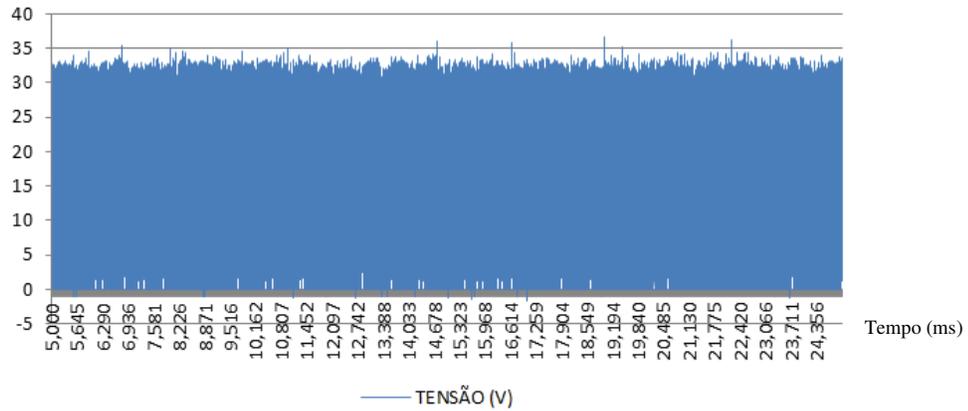


Figura B.38 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 19

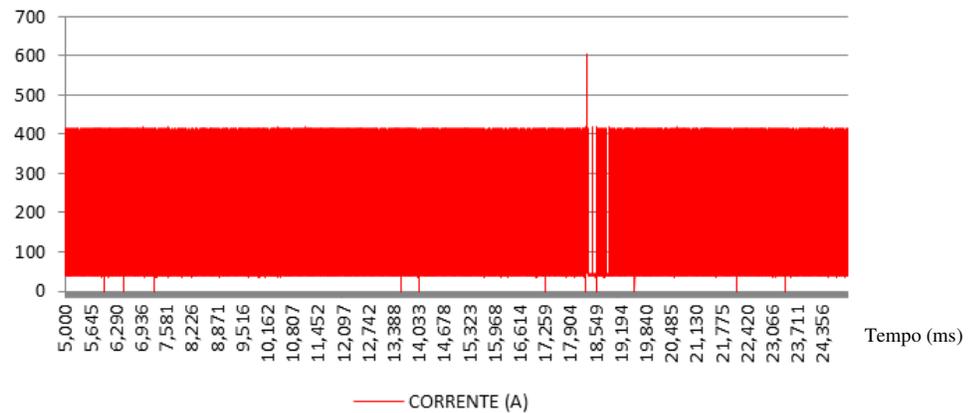


Figura B.39 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 20

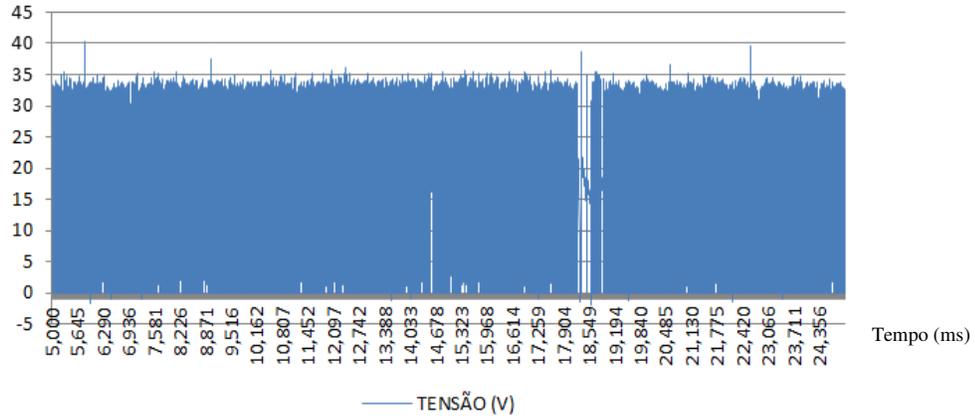


Figura B.40 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 20

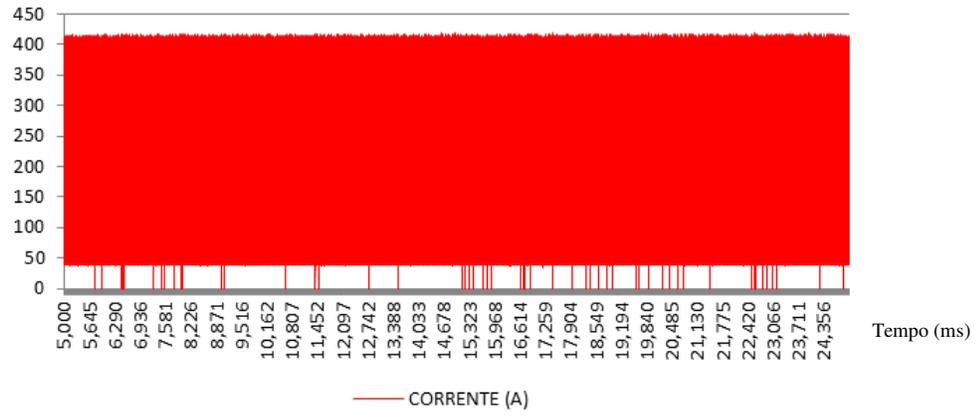


Figura B.41 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 21

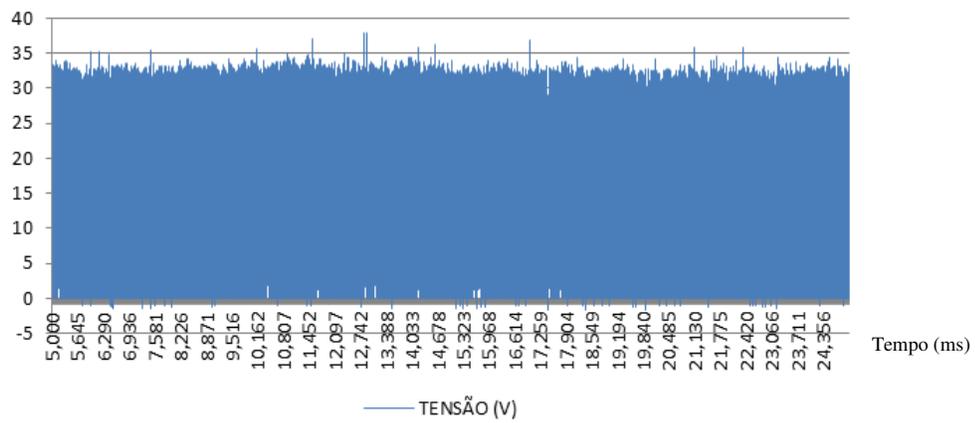


Figura B.42 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 21

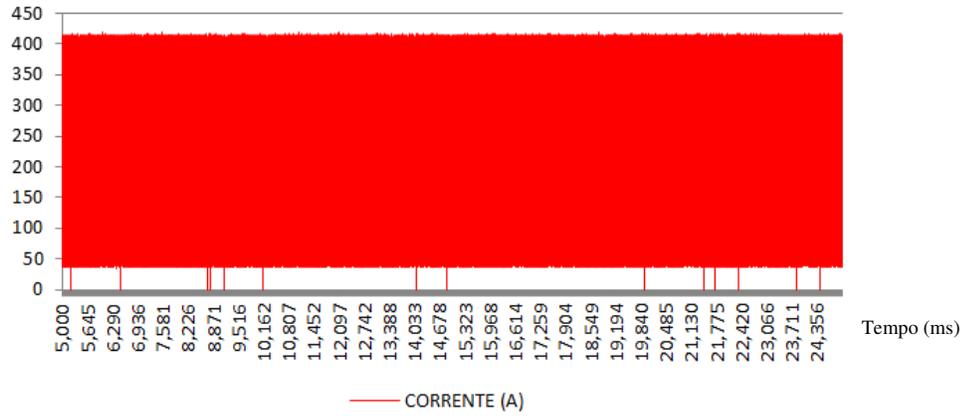


Figura B.43 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 22

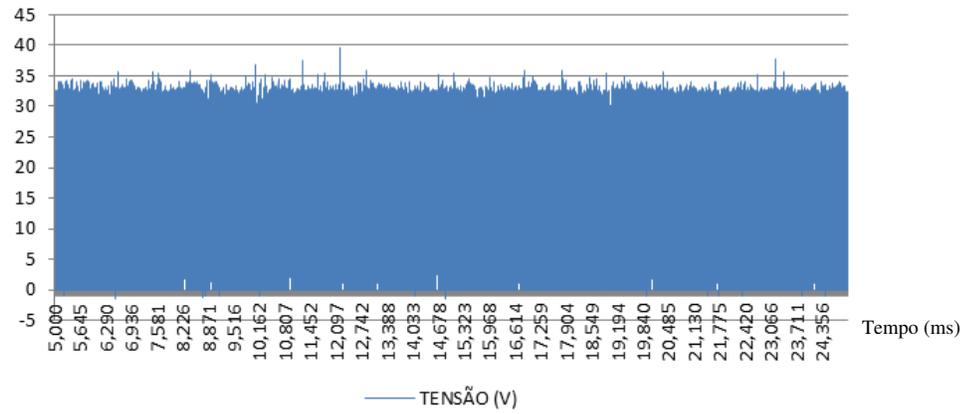


Figura B.44 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 22

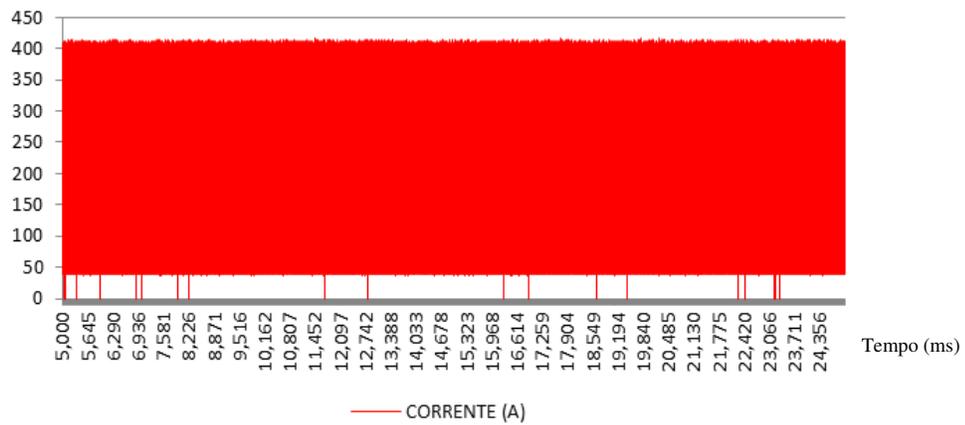


Figura B.45 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 23

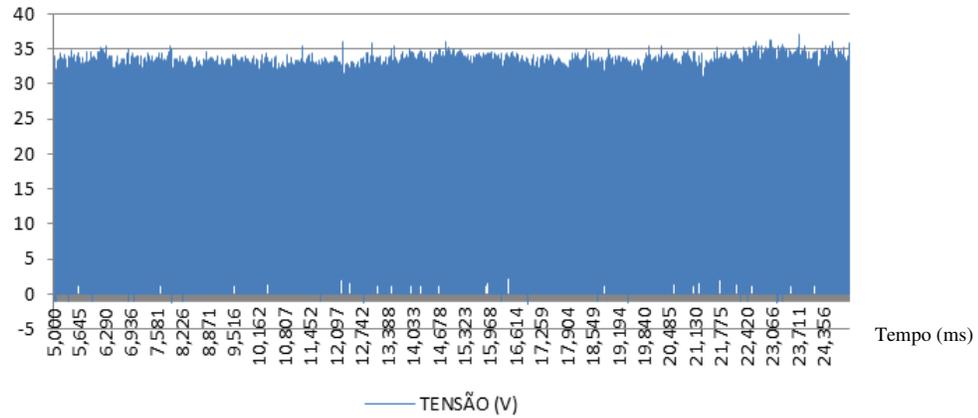


Figura B.46 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 23

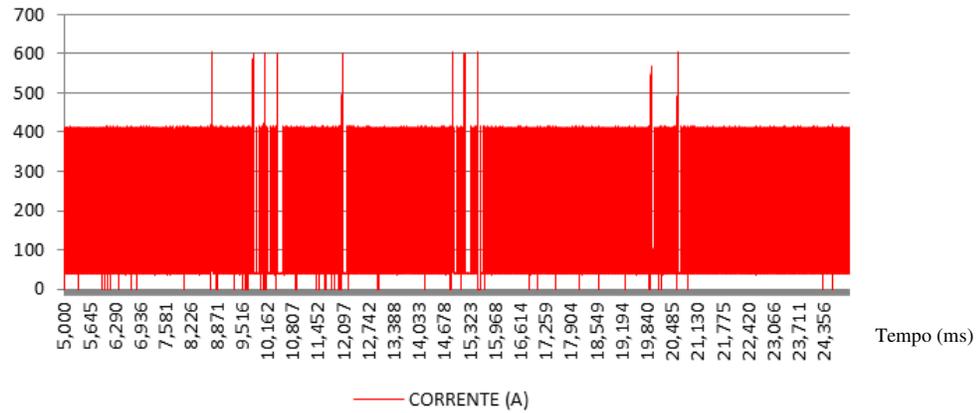


Figura B.47 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 24

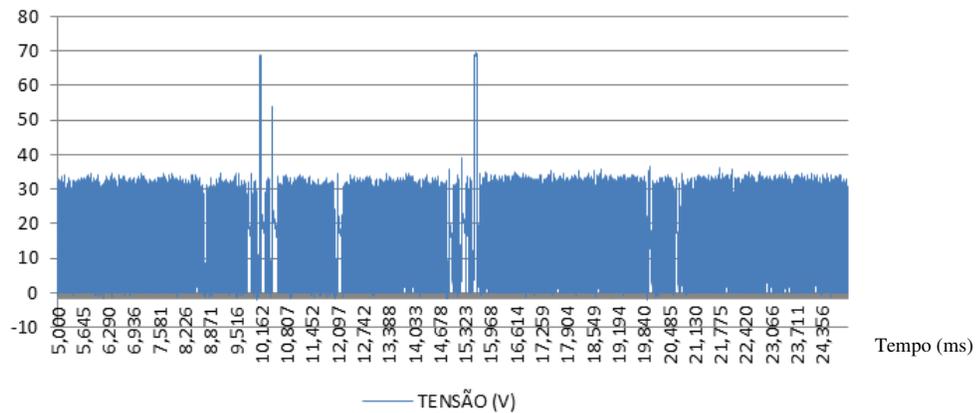


Figura B.48 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 24

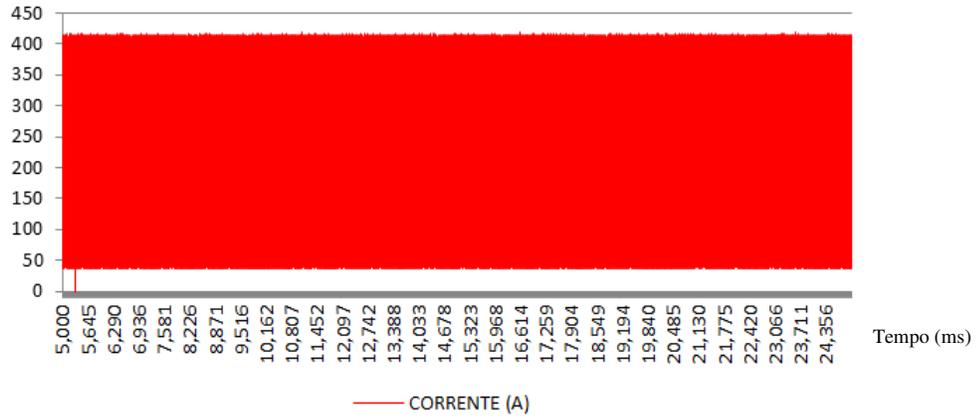


Figura B.49 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 25

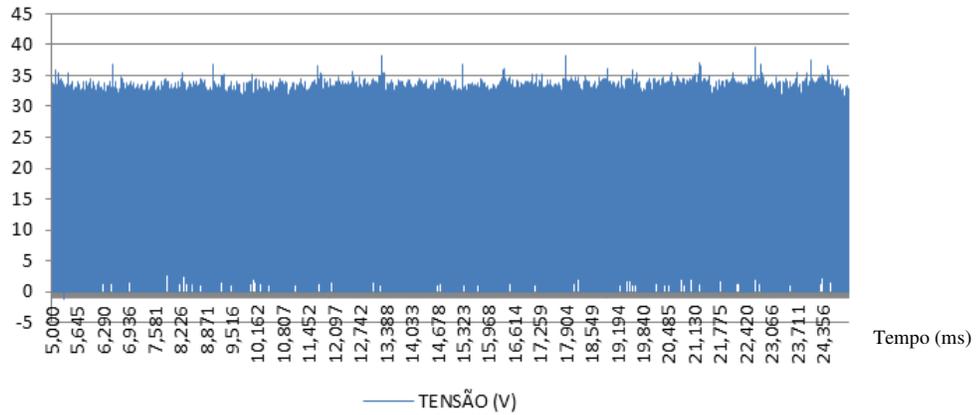


Figura B.50 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 25

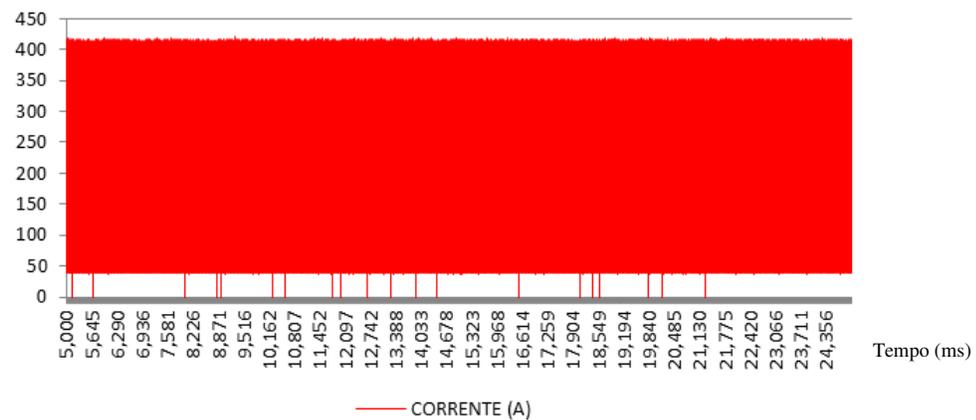


Figura B.51 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 26

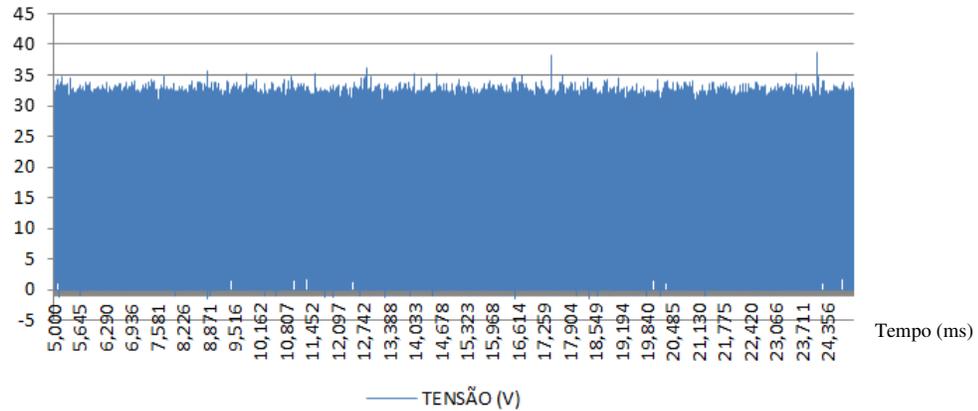


Figura B.52 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 26

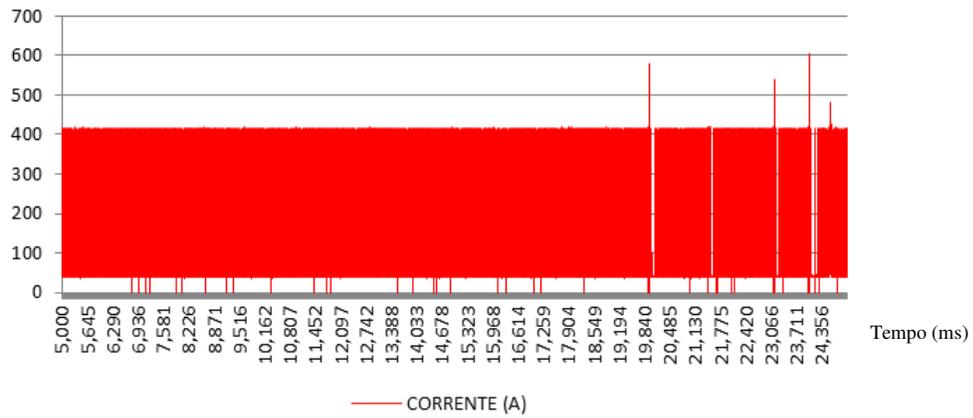


Figura B.53 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 27

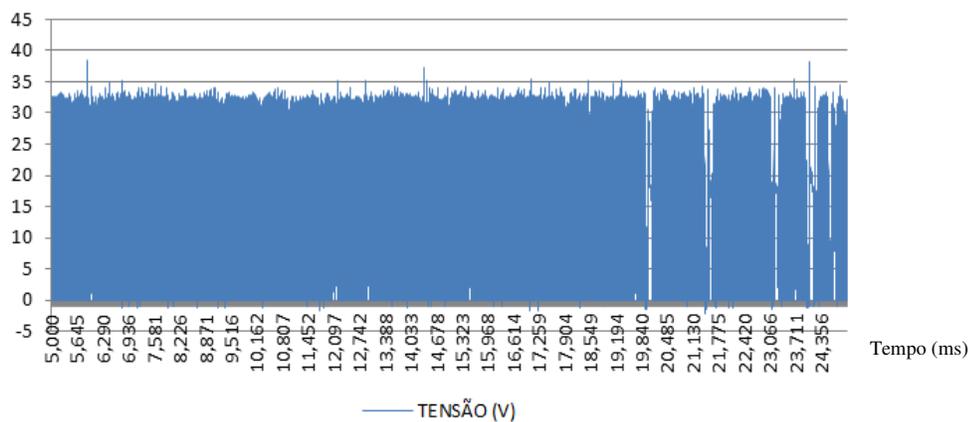


Figura B.54 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 27

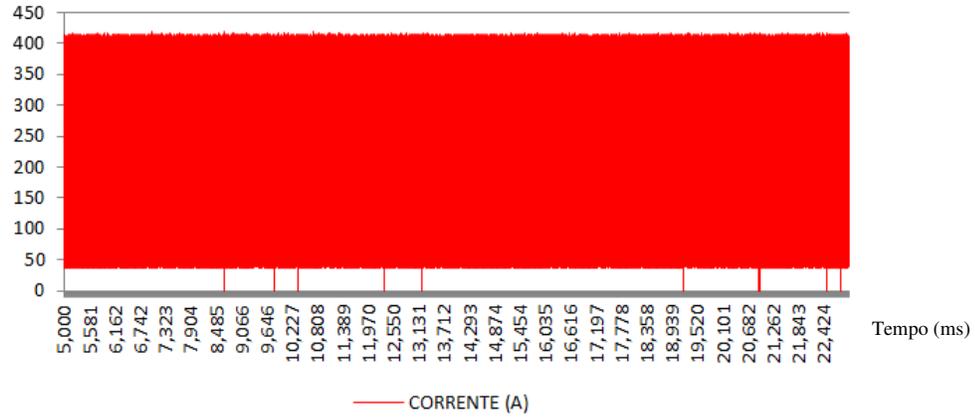


Figura B.55 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-23 segundos para o cordão 28

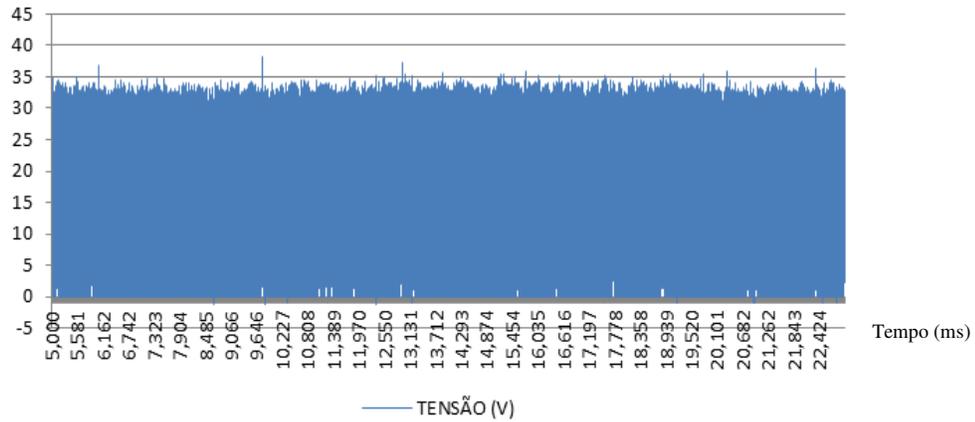


Figura B.56 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-23 segundos para o cordão 28

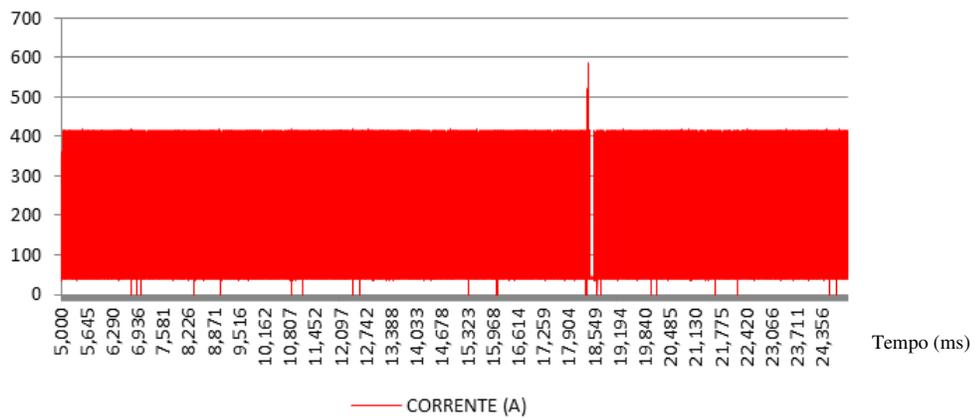


Figura B.57 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 29

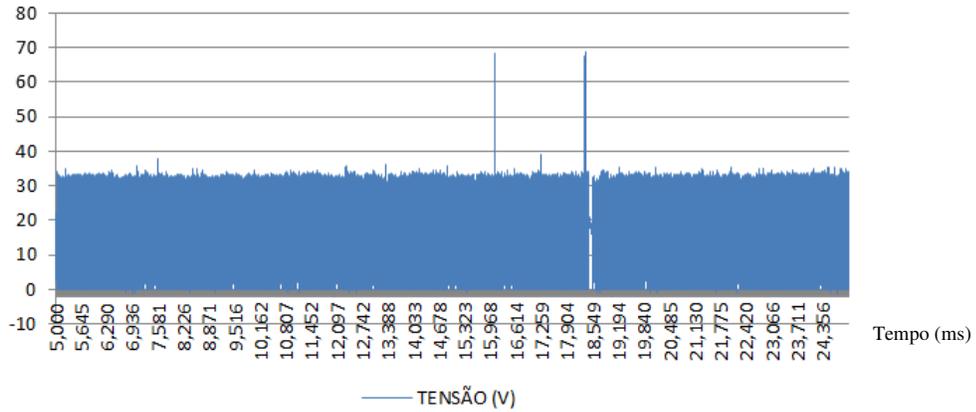


Figura B.58 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 29

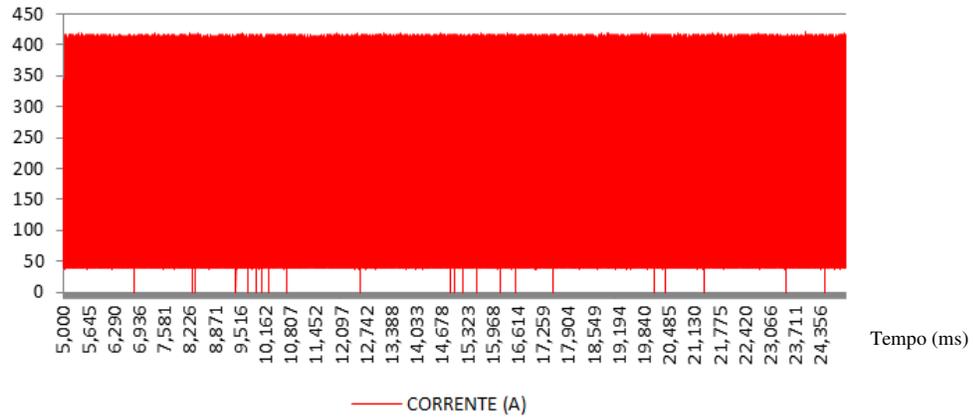


Figura B.59 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 30

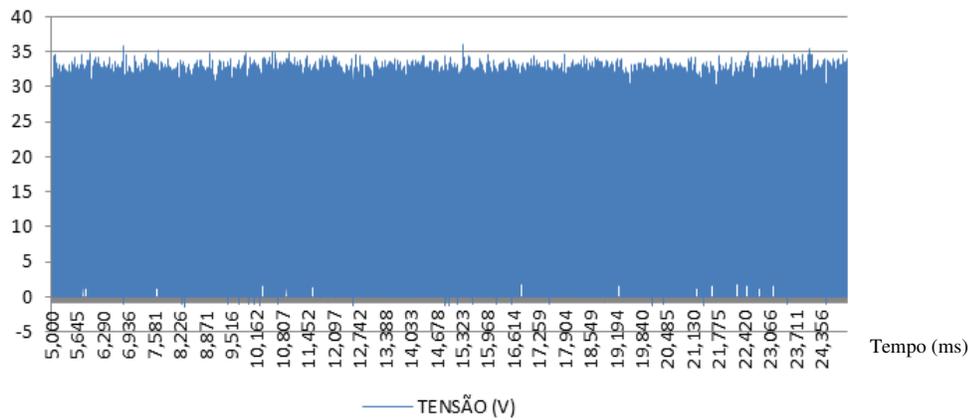


Figura B.60 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 30

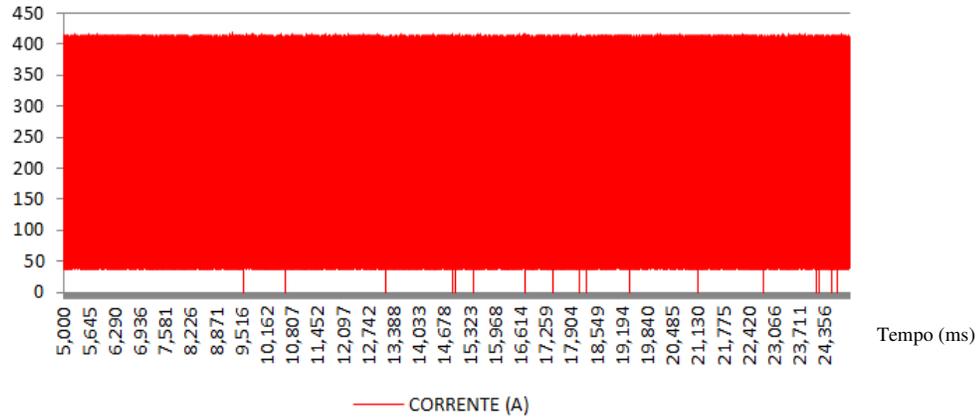


Figura B.61 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 31

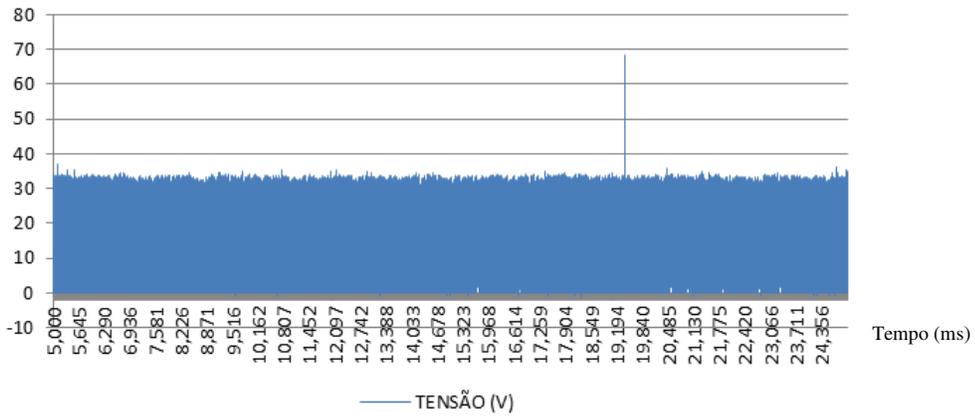


Figura B.62 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 31

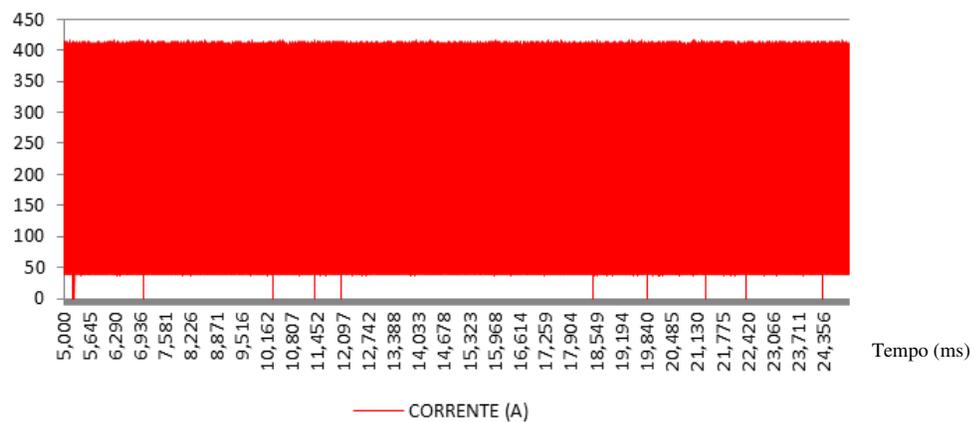


Figura B.63 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 32

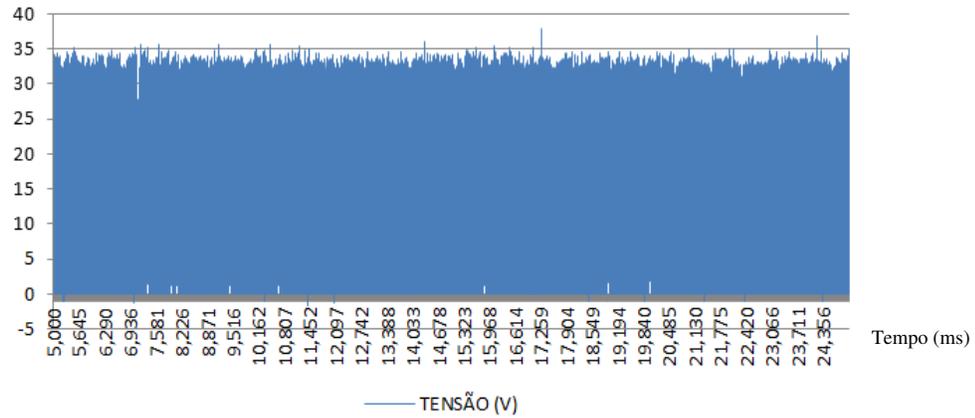


Figura B.64 – Gráfico com o sinal de tensão de soldagem no intervalo de 5-25 segundos para o cordão 32

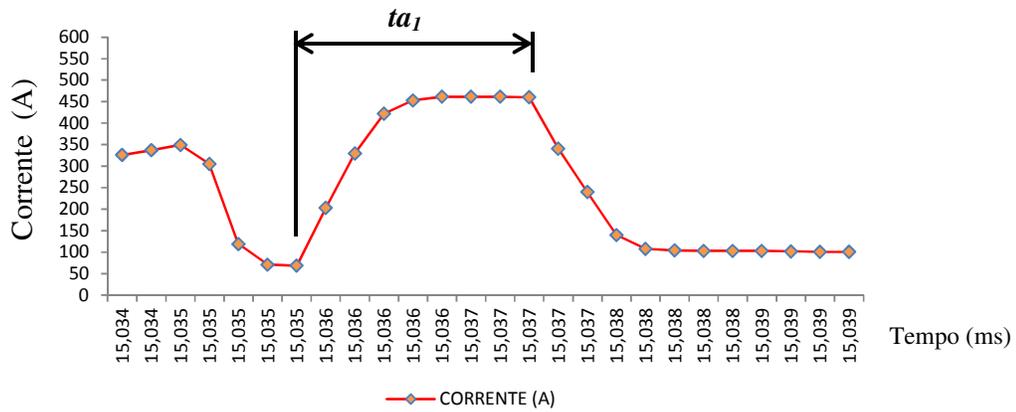


Figura B.65 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem adquirido para o cordão 6, para um intervalo escolhido arbitrariamente, evidenciando o tempo  $ta_1$

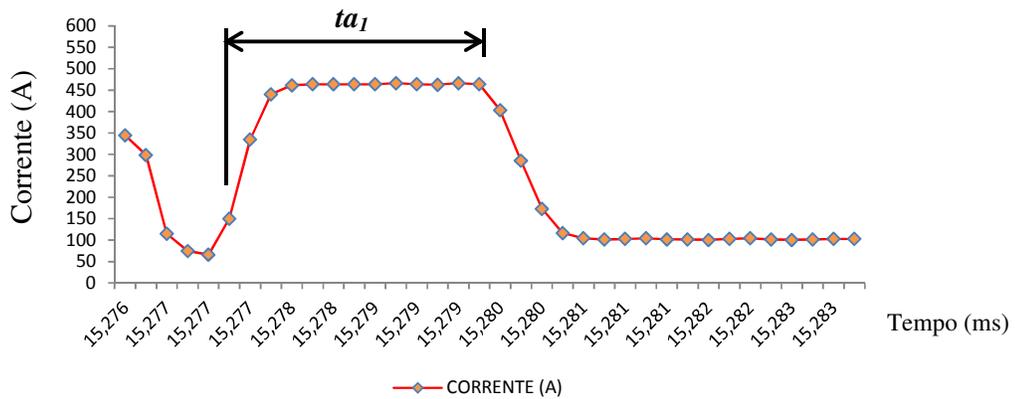


Figura B.66 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem adquirido para o cordão 8, para um intervalo escolhido arbitrariamente, evidenciando o tempo  $ta_1$

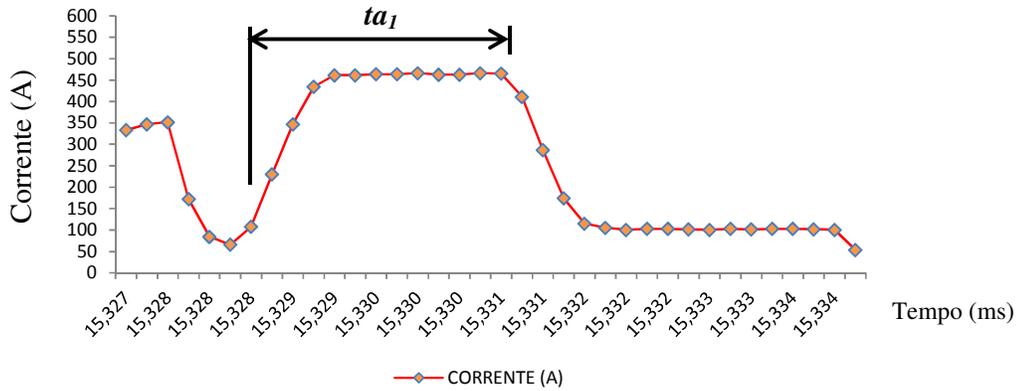


Figura B.67 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem adquirido para o cordão 12, para um intervalo escolhido arbitrariamente, evidenciando o tempo  $ta_1$

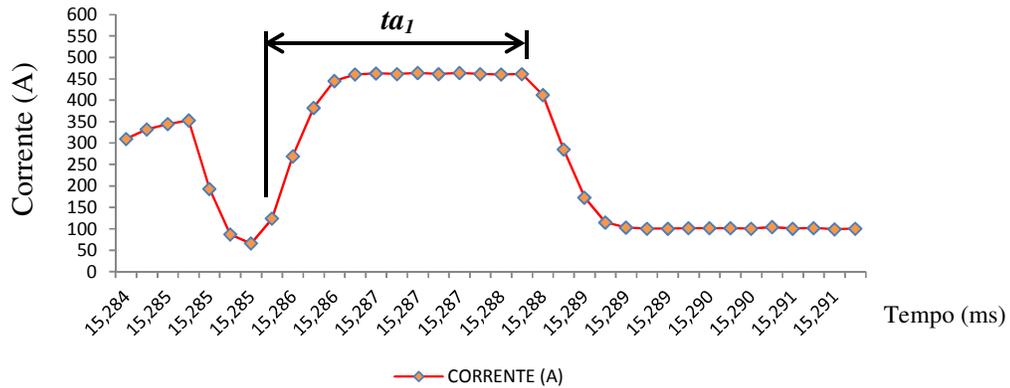


Figura B.68 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem adquirido para o cordão 16, para um intervalo escolhido arbitrariamente, evidenciando o tempo  $ta_1$

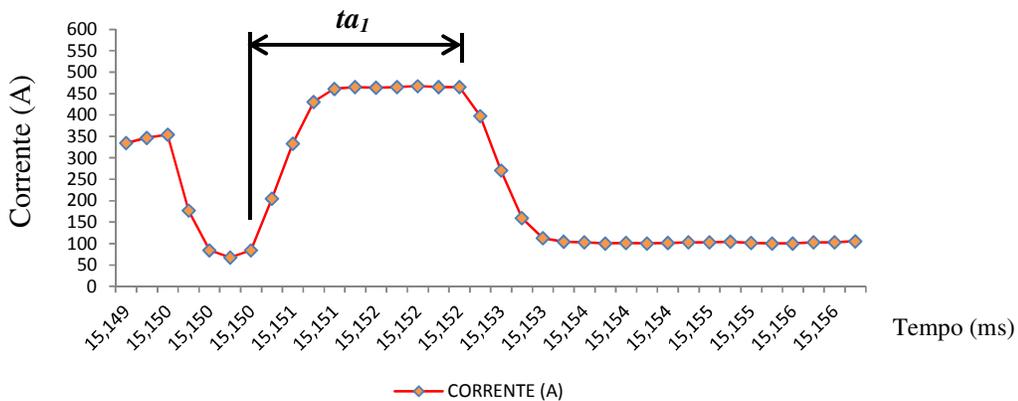


Figura B.69 – Gráfico com o sinal de corrente de soldagem adquirido para o cordão 18, para um intervalo escolhido arbitrariamente, evidenciando o tempo  $ta_1$

## APÊNDICE C – Outros dados relacionados aos experimentos

Tabela C.1 – Dados gerais relacionados aos experimentos

Projeto de Experimento Composto de Segunda Ordem							Respostas						Tratamento dos Sinais Elétricos				Análise Qualitativa
Experimento	Ordem Execução	Ia <sub>1</sub> (A)	ta <sub>1</sub> (ms)	ta <sub>2</sub> (ms)	W (m/min)	v (mm/s)	L (mm)	H (mm)	P (mm)	Área Total (mm <sup>2</sup> )	Área Penetração (mm <sup>2</sup> )	Área Reforço (mm <sup>2</sup> )	Potência Média 01* (W)	Potência Média 02** (W)	Energia Soldagem Média*** (J/mm)	Corrente Eficaz**** (A)	Falta de Fusão
1	6	350	1,5	3,0	3,0	6,0	5,608	2,441	1,112	11,349	2,394	8,955	1899,77	2058,74	343,12	159,08	N
2	11	450	1,5	3,0	3,0	4,0	7,183	3,070	1,120	16,428	2,735	13,693	2303,89	2079,29	519,82	156,24	N
3	10	350	2,5	3,0	3,0	4,0	7,975	3,089	1,138	17,234	2,660	14,574	2254,28	2198,93	549,73	154,27	S
4	7	450	2,5	3,0	3,0	6,0	8,371	2,104	0,727	10,500	2,206	8,294	3122,88	2312,42	385,40	164,04	S
5	24	350	1,5	5,0	3,0	4,0	7,215	2,926	1,353	17,660	3,440	14,220	2160,38	2185,48	546,37	155,15	N
6	29	450	1,5	5,0	3,0	6,0	7,376	2,460	0,814	10,990	1,954	9,036	2560,55	2146,23	357,71	153,80	S
7	27	350	2,5	5,0	3,0	6,0	6,251	2,367	0,884	11,358	2,220	9,138	2369,43	2223,85	370,64	152,52	N
8	9	450	2,5	5,0	3,0	4,0	9,646	2,569	0,907	17,010	2,703	14,307	2553,57	2345,95	586,49	164,96	S
9	14	350	1,5	3,0	4,0	4,0	5,355	3,263	0,017	13,812	0,000	13,812	0,00	1600,51	400,13	207,48	S
10	30	450	1,5	3,0	4,0	6,0	7,352	2,479	1,423	15,881	3,686	12,195	2821,74	2855,93	475,99	189,27	N
11	21	350	2,5	3,0	4,0	6,0	8,405	2,851	1,163	16,968	3,218	13,750	3668,99	2550,64	425,11	202,46	S
12	20	450	2,5	3,0	4,0	4,0	11,024	3,016	1,753	23,053	5,383	17,670	3791,24	3079,35	769,84	195,83	S
13	13	350	1,5	5,0	4,0	6,0	4,705	2,726	0,017	9,798	0,000	9,798	0,00	1734,52	289,09	210,07	S
14	22	450	1,5	5,0	4,0	4,0	9,487	3,109	1,860	24,786	5,089	19,697	2984,22	2875,58	718,90	187,37	N
15	23	350	2,5	5,0	4,0	4,0	8,605	2,946	1,996	22,771	5,446	17,325	2350,98	2901,86	725,47	183,38	N
16	26	450	2,5	5,0	4,0	6,0	8,825	2,609	1,443	17,575	4,116	13,459	2795,84	3168,16	528,03	192,33	S
17	28	350	2,0	4,0	3,5	5,0	6,749	2,680	1,272	15,008	2,965	12,043	2399,23	2373,41	474,68	162,77	N
18	2	450	2,0	4,0	3,5	5,0	8,203	2,728	1,280	16,292	3,036	13,256	2434,14	2496,60	499,32	171,59	S
19	12	400	1,5	4,0	3,5	5,0	7,055	2,526	1,390	14,960	3,035	11,925	2506,10	2494,55	498,91	171,15	N
20	16	400	2,5	4,0	3,5	5,0	8,860	2,708	1,295	17,350	3,218	14,132	2708,15	2565,25	513,05	171,09	S
21	18	400	2,0	3,0	3,5	5,0	7,798	2,570	1,528	16,336	3,955	12,381	2270,98	2641,27	528,25	178,83	N
22	3	400	2,0	5,0	3,5	5,0	9,315	2,598	1,161	16,015	3,042	12,973	2518,34	2603,13	520,63	172,77	S
23	32	400	2,0	4,0	3,0	5,0	7,147	2,449	1,170	13,953	2,657	11,296	2039,98	2290,40	458,08	158,54	N
24	25	400	2,0	4,0	4,0	5,0	7,975	3,202	1,426	19,954	3,394	16,560	2220,32	2791,53	558,31	193,24	N
25	5	400	2,0	4,0	3,5	4,0	8,946	3,020	1,321	17,795	3,066	14,729	2312,54	2400,52	600,13	164,18	S

26	4	400	2,0	4,0	3,5	6,0	8,029	2,546	1,269	13,658	2,695	10,963	2256,46	2469,13	411,52	170,66	S
27	15	400	2,0	4,0	3,5	5,0	7,936	2,618	1,364	16,624	3,547	13,077	2211,31	2568,30	513,66	177,46	S
28	17	400	2,0	4,0	3,5	5,0	7,511	2,790	1,213	16,433	2,749	13,684	2256,73	2471,51	494,30	169,18	N
29	8	400	2,0	4,0	3,5	5,0	7,504	2,726	1,063	16,087	2,418	13,669	2265,60	2466,09	493,22	168,78	S
30	1	400	2,0	4,0	3,5	5,0	8,972	2,932	1,171	16,465	2,992	13,473	3128,16	2414,40	482,88	167,98	S
31	19	400	2,0	4,0	3,5	5,0	8,111	2,742	1,579	17,487	3,662	13,825	2828,45	2593,04	518,61	173,66	S
32	31	400	2,0	4,0	3,5	5,0	8,217	2,601	1,348	15,538	3,288	12,250	2217,15	2519,56	503,91	169,95	S

\* Potência Instantânea Média calculada para um (01) período da curva de corrente de soldagem (período escolhido arbitrariamente entre o tempo total de soldagem).

\*\* Potência Instantânea Média calculada para o intervalo de tempo entre 5-25 segundos, equivalente a aproximadamente 80% do tempo de soldagem para cada cordão depositado.

\*\*\* Energia de Soldagem calculada considerando-se a Potência Instantânea Média no intervalo de tempo entre 5-25 segundos.

\*\*\*\* Corrente Eficaz (RMS) calculada considerando-se o intervalo de tempo entre 5-25 segundos.