

**ANNA TOKAR**

**EFEITO DOS PARÂMETROS DE PULSAÇÃO NO PROCESSO TIG  
SOBRE A FORMAÇÃO DA POÇA DE FUSÃO**



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
2011**

**ANNA TOKAR**

**EFEITO DOS PARÂMETROS DE PULSAÇÃO NO PROCESSO TIG  
SOBRE A FORMAÇÃO DA POÇA DE FUSÃO**

**Dissertação** apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA.**

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Américo Scotti

Co-Orientação: Volodymyr Ponomarov

**UBERLÂNDIA - MG**

**2011**

**ANNA TOKAR**

**EFEITO DOS PARÂMETROS DE PULSAÇÃO NO PROCESSO TIG  
SOBRE A FORMAÇÃO DA POÇA DE FUSÃO**

Dissertação **APROVADA** pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Banca Examinadora:

---

Prof. Américo Scotti (PhD) – UFU - Orientador

---

Prof. Volodymyr Ponomarov (Dr. Sci) - UFU - Co-Orientador

---

Dr. Régis Henrique Gonçalves e Silva (Dr. Eng.) - UFSC

---

Prof. Valtair Antonio Ferraresi (Dr. Ing) - UFU

**Uberlândia, Setembro de 2011**

*Aos meus pais, Elena e Vladimir.*

*À minha avó, Maria.*

*Ao meu irmão, Pavel.*

*Ao meu namorado, Gabriel.*



## **AGRADECIMENTOS**

A Prof. Dr. Américo Scotti pelo exemplo de trabalho e por ser um ótimo pesquisador. Também pelo ensino e paciência que teve ao me orientar;

À minha família, o alicerce da minha vida, pelo apoio incondicional, paciência e incentivo;

Ao meu namorado, Juan Gabriel Paz Alegria, por estar ao meu lado durante todo esse período, pelo apoio, pela compreensão, pela paciência, pelas contribuições e pelo auxílio na execução deste trabalho;

Ao programa de Pós-graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica da UFU, pela oportunidade;

À CNPq, pelo apoio financeiro;

Ao Laprosolda\UFU, pelo apoio técnico e laboratorial;

Ao Diandro, Rômulo, Ozeas, Douglas, Marcelo, Mauro Paipa e Luiz, pela contribuição direta na realização deste trabalho;

Aos meus amigos do Laprosolda, em especial Hernan, Douglas, Helio, Thomson, Luiz, e José Enrique;

Aos técnico da oficina, Lazinho, Passarinho e Reginaldo;

Finalmente, expresso o mais sincero agradecimento ao Prof. Volodymyr Ponomarov pela compreensão, oportunidade, paciência, conhecimento transmitido, pelas idéias dadas, pela contribuição direta na realização deste trabalho e pela confiança em minha força. Muito obrigada.

## SUMÁRIO

<b>Lista de tabelas</b>	ix
<b>Lista de figuras</b>	x
<b>Lista de simbologia</b>	xiii
<b>Resumo</b>	xiv
<b>Abstract</b>	xv
<b>Capítulo I</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>
	1
<b>Capítulo II</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>
	3
2.1	Formação da poça de fusão
	3
2.2	Influência das forças atuantes na geometria da poça
	5
2.2.1	Força gravitacional
	5
2.2.2	Força devido à tensão superficial
	6
2.2.3	Força de flutuação
	6
2.2.4	Força eletromagnética (Forças de Lorentz)
	7
2.2.5	Força devido à pressão do jato de plasma do arco
	7
2.3	Influência dos parâmetros do processo de soldagem TIG no comportamento da poça de fusão e na formação do cordão
	8
2.3.1	Corrente de soldagem
	9
2.3.2	Frequência da pulsação
	12
2.3.3	Comprimento de arco
	13
2.3.4	Ângulo de preparação da ponta de eletrodo
	15
2.3.5	Velocidade de soldagem
	18
2.3.6	Gases de proteção
	18
2.3.7	Posição da soldagem
	19
2.3.8	Ângulo de ataque
	20
2.3.9	Posição da entrada do metal de adição
	21
2.4	Defeitos
	22
2.4.1	Falta de penetração
	22
2.4.2	Penetração excessiva
	23

2.4.3	Porosidade	23
2.4.4	Mordeduras	24
2.4.5	Humping	24
2.4.6	Outros defeitos	25
<b>Capítulo III</b>	<b>EQUIPAMENTOS, INSUMOS E METODOLOGIA</b>	<b>27</b>
3.1	Bancada experimental	27
3.1.1	Fonte de soldagem	27
3.1.2	Alimentador de arame	29
3.1.3	Tocha TIG adaptada para alimentação de arame	30
3.1.4	Mesa de coordenadas	30
3.1.5	Sistema de aquisição de dados	31
3.2	Insumos	31
3.3	Metodologia	32
3.3.1	Definição dos parâmetros de soldagem TIG Pulsado	35
a)	Tempo de pulso ( $t_p$ ), tempo de base ( $t_b$ ) e frequência ( $f_p$ )	36
b)	Corrente de pulso ( $I_p$ ), corrente de base ( $I_b$ ), corrente média ( $I_m$ ), corrente eficaz ( $I_{rms}$ ), diferença de corrente de pulso-corrente de base ( $\Delta I$ )	36
c)	Comprimento de arco ( $L_a$ )	37
d)	Diâmetro do eletrodo e ângulo de afiação ( $d_e$ e $\alpha$ )	37
e)	Posição da entrada do metal de adição	37
f)	Velocidade de alimentação e diâmetro de arame frio ( $V_{alim}$ , $d_a$ )	38
g)	Velocidade de soldagem ( $V_{sold}$ )	38
3.3.2	Análise geométrica do cordão	39
<b>Capítulo IV</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÃO</b>	<b>40</b>
4.1	Testes preliminares	40
4.1.1	Procedimento experimental	40
4.1.2	Análise do aspecto superficial e da geometria dos cordões	45
4.1.3	Análise da influência dos parâmetros do processo TIG Pulsado na geometria do cordão	47
a)	Influência da diferença de corrente de pulso-corrente de base com mesmo valor de corrente média sobre a geometria do cordão	47
b)	Influência da frequência de pulsação ( $f_p$ ) com mesmo valor de corrente média sobre a geometria do cordão	48
c)	Influência da corrente eficaz ( $I_{rms}$ ) sobre a geometria do cordão	50

4.2	Causas e os mecanismos de formação dos defeitos em forma das cavidades no fundo do cordão	52
4.3	Testes finais	57
4.3.1	Procedimento experimental	57
4.3.2	Análise do aspecto superficial e da geometria dos cordões	61
4.3.3	Análise da influência dos parâmetros do processo TIG Pulsado na geometria do cordão	64
4.4	Mecanismo e causas da formação da “cauda de dragão”	67
4.5	Influência da posição de entrada do arame frio sobre a formação da poça de fusão	69
4.6	Testes finais sem alimentação de arame	71
4.6.1	Procedimento experimental	71
4.6.2	Análise do aspecto superficial e da geometria dos cordões	76
4.6.3	Análise da influência dos parâmetros do processo TIG Pulsado na geometria do cordão	78
<b>Capítulo V</b>	<b>DISCUSSÃO GERAL</b>	<b>83</b>
5.1	Efeito dos níveis de correntes média e eficaz sobre a área fundida	83
5.2	Efeito da frequência de pulsação	84
5.3	Influência da adição do arame frio na área fundida	84
5.4	Influência dos parâmetros de pulsação sobre a geração dos defeitos	84
5.5	Efeito da diferença de corrente $\Delta I$	85
<b>Capítulo VI</b>	<b>CONCLUSÕES</b>	<b>86</b>
<b>Capítulo VII</b>	<b>RECOMENDAÇÕES PARA PESQUISAS FUTURAS</b>	<b>88</b>
<b>Capítulo VIII</b>	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b>	<b>89</b>

## Lista de Tabelas

Tabela 3.1	- Características técnicas da <i>IMC Inversal 450</i>	28
Tabela 3.2	- Valores de tempo correspondentes para os valores de frequência de pulsação a ser usados nos testes	36
Tabela 4.1	- Valores regulados e monitorados dos testes preliminares	41
Tabela 4.2	- Oscilogramas dos testes preliminares obtidas durante a soldagem	42
Tabela 4.3	- Geometria dos cordões dos testes preliminares ( $V_{alim} = 1,75$ m/min; $V_{sold} = 12,0$ cm/min; $L_a = 4,0$ mm)	46
Tabela 4.4	- Valores regulados e monitorados dos testes finais	58
Tabela 4.5	- Oscilogramas dos testes preliminares obtidas durante a soldagem	59
Tabela 4.6	- Geometria dos cordões dos testes finais ( $V_{alim} = 2,2$ m/min; $V_{sold} = 12,0$ cm/min; $L_a = 3,5$ mm)	63
Tabela 4.7	- Valores regulados e monitorados dos testes sem alimentação de arame ( $V_{sold} = 12,0$ cm/min; $L_a = 4,0$ mm)	72
Tabela 4.8	- Oscilogramas dos testes preliminares obtidas durante a soldagem	73
Tabela 4.9	- Resultados da análise metalográfica ( $V_{sold} = 12,0$ cm/min; $L_a = 4,0$ mm)	77
Tabela 4.9.1	- Resultados da análise metalográfica ( $V_{sold} = 12,0$ cm/min; $L_a = 3,5$ mm)	82

## Lista de Figuras

Figura 2.1	- Representação esquemática da morfologia da poça de fusão e do cordão	3
Figura 2.2	- Forma e posição das isotermas da região da poça	4
Figura 2.3	- Formato da poça de fusão	4
Figura 2.4	- Principais forças atuantes	5
Figura 2.5	- Padrões de fluxo de metal líquido induzido na poça de fusão	6
Figura 2.6	- Influência da força de flutuação na poça e modo de convecção na poça de fusão	7
Figura 2.7	- Influência da força eletromagnética na poça de fusão e modo de convecção na poça de fusão	7
Figura 2.8	- Influência da pressão do jato de plasma do arco na poça e modo de convecção na poça de fusão	8
Figura 2.9	- Influência da corrente nos parâmetros geométricos (largura e penetração) <b>(a)</b> e na força do arco <b>(b)</b>	10
Figura 2.10	- Oscilograma esquemático da corrente pulsado no processo TIG	10
Figura 2.11	- Influência do tempo e da corrente de pico na penetração <b>(a)</b> e na largura do cordão <b>(b)</b>	11
Figura 2.12	- Efeito da frequência de pulsação na pressão do arco	13
Figura 2.13	- Influência do comprimento de arco nos parâmetros geométricos <b>(a)</b> e na pressão de arco <b>(b)</b>	14
Figura 2.14	- Eletrodo de tungstênio e suas dimensões	15
Figure 2.15	- Influência do ângulo de ponta de eletrodo sobre a forma de arco e perfil da solda	16
Figura 2.16	- Influência do ângulo de afiação da ponta de eletrodo na penetração	16
Figura 2.17	- Influência do ângulo de afiação de eletrodo na largura	17
Figure 2.18	- Influência do ângulo de afiação de eletrodo na largura de cordão	17
Figura 2.19	- Efeito do gás de proteção na força do arco	19
Figura 2.20	- Influência posição da soldagem na perfil da solda e nas forças atuantes (gravidade (g), eletromagnética (E), Marangoni (M))	20
Figura 2.21	- Influência do ângulo de ataque na geometria do cordão	20
Figura 2.22	- Influência da posição errada <b>(a)</b> e correta <b>(b)</b> do metal de adição na formação do cordão	21
Figura 2.23	- Detalhe do sistema guia de alimentação de arame e da tocha TIG	22
Figura 2.24	- Falta de penetração	22
Figura 2.25	- Penetração excessiva	23
Figura 2.26	- Porosidade no metal de solda: (a) - porosidade agrupada (b) – porosidade na cratera	24
Figura 2.27	- Cordão com “costas de dragão” soldado pelo processo TIG	24
Figura 2.28	- Cavidade alongada	25
Figura 2.29	- Cavidade alongada na seção longitudinal do cordão	26

Figura 3.1	- Fonte de soldagem <i>IMC Inversal 450</i> e alimentador de arame <i>IMC STA - 20</i>	28
Figura 3.2	- Oscilograma da corrente pulsado para condição de soldagem: $\Delta I = 300$ A e $f_p = 3$ Hz	29
Figura 3.3	- Esquema de acionamento externo do alimentador IMC STA - 20	29
Figura 3.4	- Tocha e sistema de alimentação utilizados <b>a)</b> ; Representação de um gabarito da configuração dos braços do suporte <b>b)</b>	30
Figura 3.5	- Mesa utilizada para a realização dos experimentos	31
Figura 3.6	- Aplicação do bibímetro para confirmação de nível de vazão de gás	32
Figura 3.7	- Exemplo da dependência do valor da corrente eficaz para a diferença $\Delta I$ em uma mesma corrente média	34
Figura 3.8	- Posição da entrada do metal de adição na poça de fusão	38
Figura 3.9	- Características geométricas dos cordões a serem medidas para fins comparativos	39
Figura 4.1	- Aspecto superficial dos cordões sobre chapa (2 cordões em cada chapa, onde os testes com a corrente pulsada têm o símbolo $\Delta I$ e os com a corrente contínua CC): arame frio de aço carbono de 1,2 mm de diâmetro; $V_{alim} = 1,75$ m/min; $V_{sold} = 12,0$ cm/min; $L_a = 4,0$ mm	45
Figura 4.2	- Área fundida e os parâmetros geométricos do cordão com corrente eficaz: <b>a)</b> 200 A; <b>b)</b> 220 A e <b>c)</b> 300 A	47
Figura 4.3	- Influência dos parâmetros da pulsação ( $f_p$ e $\Delta I$ ) sobre os parâmetros geométricos do cordão tomando como referência o resultado com a condição sem pulsação ( $V_{alim} = 1,75$ m/min; $V_{sold} = 12,0$ cm/min; $L_a = 4,0$ mm)	49
Figura 4.4	- Influência da corrente eficaz ( $I_{rms}$ ) sobre a área fundida e os parâmetros geométricos ( $V_{alim} = 1,75$ m/min; $V_{sold} = 12,0$ cm/min; $L_a = 4,0$ mm): <b>a)</b> $I_{rms} = 200$ A; <b>b)</b> $I_{rms} = 220$ A e <b>c)</b> $I_{rms} = 230$ A	51
Figura 4.5	- Defeitos em forma das cavidades: <b>a)</b> $\Delta I 300/F1$ ; <b>b)</b> $\Delta I 300/F2$ <b>c)</b> $\Delta I 300/F3$	52
Figura 4.6	- Influência da frequência da pulsação sobre a geração das cavidades em seções longitudinais do cordão com $\Delta I = 300$ A	52
Figura 4.7	- Seções transversais de cordões com corrente pulsada sem alimentação do arame	53
Figura 4.8	- Cavidade alongada nas seções longitudinais de cordões sem alimentação de arame para: <b>a)</b> $\Delta I 300/F1$ e <b>b)</b> $\Delta I 300/F3$	53
Figura 4.9	- Influência da velocidade de soldagem sobre a formação de cavidades em cordões com solda TIG com $\Delta I = 300$ , $f_p = 1$ Hz e $L_a = 4$ mm: <b>a)</b> $V_{sold} = 12,0$ cm/min; <b>b)</b> $V_{sold} = 24,0$ cm/min; <b>c)</b> $V_{sold} = 30,0$ cm/min; <b>d)</b> $V_{sold} = 36,0$ cm/min; <b>e)</b> $V_{sold} = 48,0$ cm/min; <b>f)</b> $V_{sold} = 60,0$ cm/min	54
Figura 4.10	- Ilustração da formação da cratera na soldagem TIG Pulsado	55
Figura 4.11	- Oscilograma da corrente pulsado para condição de soldagem: $\Delta I 300/1$	56
Figura 4.12	- Aparência e seção longitudinal do cordão com efeito parecido ao	57

	humping <b>(a)</b> ; aparência e seção transversal do cordão com efeito de humping <b>(b)</b>	
Figura 4.13	- Aspecto superficial dos cordões sobre chapa dos testes finais ( $\Delta I$ - corrente pulsada; CC - corrente contínua): arame frio de aço carbono de 1 mm de diâmetro; $V_{alim} = 2,2$ m/min; $V_{sold} = 12,0$ cm/min; $L_a = 3,5$ mm	62
Figura 4.14	- Influência dos parâmetros da pulsação ( $F_p$ e $\Delta I$ ) sobre os parâmetros geométricos do cordão tomando como referência o resultado com a condição sem pulsação ( $I_m = 206$ A; $V_{alim} = 1,75$ m/min; $V_{sold} = 12,0$ cm/min; $L_a = 4,0$ mm): <b>a)</b> $\Delta I=100$ A; <b>b)</b> $\Delta I=200$ A e <b>c)</b> $\Delta I=300$	65
Figura 4.15	- Influência da corrente eficaz ( $I_{rms}$ ) sobre a área fundida e os parâmetros geométricos ( $V_{alim} = 1,75$ m/min; $V_{sold} = 12,0$ cm/min; $L_a = 4,0$ mm)	66
Figura 4.16	- Deterioração da aparência do cordão com frequência de pulsação de 1 Hz e com $\Delta I$ 300 <b>a)</b> e 200 A <b>b)</b>	67
Figura 4.17	- Ilustração do mecanismo da formação do defeito “cauda de dragão”, durante o período de pulso <b>a)</b> e <b>d)</b> e durante o período de base <b>b)</b> e <b>c)</b>	68
Figura 4.18	- Posição de entrada do arame frio através do arco	69
Figura 4.19	- Efeito da entrada da posição do arame frio na poça, modificando a geometria da poça fundida	70
Figura 4.20	- Posições diferenciadas de entrada do arame frio na poça de fusão: <b>a)</b> posição recomendada (por trás); <b>b)</b> por trás da poça sob um ângulo de $45^\circ$ ; <b>c)</b> posição deslocada para uma das laterais	70
Figura 4.21	- Seções transversais de cordões de solda com mesma corrente de soldagem em posições diferenciadas de entrada do arame: <b>a)</b> posição recomendada (por trás); <b>b)</b> posição por trás sob um ângulo de $45^\circ$ ; <b>c)</b> posição deslocada para uma das laterais	71
Figura 4.22	- Aspecto superficial dos cordões sobre chapa sem utilização do arame frio ( $\Delta I$ - corrente pulsada; CC - corrente contínua): $V_{sold} = 12,0$ cm/min; $L_a = 3,5$ mm	76
Figura 4.23	- Influência dos parâmetros da pulsação ( $f_p$ e $\Delta I$ ) sobre os parâmetros geométricos do cordão tomando como referência o resultado com a condição sem pulsação ( $I_m = 206$ A; $V_{sold} = 12,0$ cm/min; $L_a = 4,0$ mm)	79
Figura 4.24	- Influência da corrente eficaz ( $I_{rms}$ ) sobre a área fundida e os parâmetros geométricos ( $V_{sold} = 12,0$ cm/min; $L_a = 4,0$ mm)	80
Figura 4.25	- Aspecto superficial dos cordões sobre chapa sem utilização do arame frio ( $\Delta I$ - corrente pulsada; CC - corrente contínua): $V_{sold} = 12,0$ cm/min; $L_a = 4,0$ mm	81



**Lista de simbologia**

$\alpha$	- ângulo de afiação do eletrodo
CC	- corrente constante
$A_f$	- área fundida
$A_r$	- área de reforço
$d_e$	- diâmetro de eletrodo de tungstênio
$d_a$	- diâmetro de arame frio
F	- força devido à tensão superficial
$F_g$	- força devido à ação da gravidade
$F_a$	- força do jato de plasma
$f_p$	- frequência
$\Delta I$	- diferença de corrente de pulso-corrente de base
$I_b$	- corrente de base
$I_m$	- corrente média
$I_p$	- corrente de pulso
$I_{rms}$	- corrente eficaz
$L_a$	- distância eletrodo-peça
L	- largura do cordão
P	- penetração do cordão
R	- reforço do cordão
$t_b$	- tempo de base
$t_p$	- tempo de pulso
$U_m$	- tensão media
$V_{alim}$	- velocidade de alimentação de arame frio
$V_{sold}$	- velocidade de soldagem

TOKAR, A. **Efeito dos Parâmetros de Pulsação no Processo TIG sobre a Formação da Poça de Fusão**. 2011. 93 f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Minas Gerais, Brasil.

## RESUMO

*O processo TIG Pulsado, apesar de ser conhecido há anos, não tem suas características aplicativas difundidas ao nível desejado entre usuários de solda. Uma razão seria o pouco entendimento sobre os fenômenos físicos intrínsecos ao processo. O objetivo deste trabalho foi estudar a influência dos parâmetros de pulsação sobre a formação da poça de fusão e geometria final do cordão no processo TIG Pulsado. Foram feitos testes de simples deposição sobre chapa de aço carbono, variando-se a frequência da pulsação e as amplitudes das correntes de pulso e de base, mantendo-se a mesma corrente média. Comparou-se os resultados com e sem alimentação de arame frio. Procurou-se fazer uma análise baseada no efeito da frequência de pulsação e da diferença de corrente entre pulso e base, mas também levando em conta como estes parâmetros se traduzem em variação da corrente eficaz. Foram observados o efeito da pulsação sobre os parâmetros geométricos resultantes do cordão, mas também sobre a formação de defeitos, tanto superficial ("cauda de dragão") como interno (cavidades ou "porosidade de túnel"), função do fenômeno de formação da poça. Procurou-se estudar ainda o desenvolvimento das crateras, diferenciando este fenômeno da formação de defeitos do tipo humping. Conclui-se que o parâmetro governante na formação geométrica do cordão, sobretudo da área fundida, é a corrente eficaz (efeito térmico) e não os parâmetros de pulsação em si. Por outro lado, os parâmetros de pulsação, em combinação desfavorável com a velocidade de soldagem, atuam sobre a formação dos defeitos de cavidade e de cratera (efeito mecânico do arco). Além disso, foi confirmado que a velocidade de alimentação e o diâmetro do arame têm que ser regulados em conformidade com os parâmetros da pulsação, para evitar o risco de aparecer o defeito "cauda de dragão".*

Palavras Chave: TIG Pulsado; corrente de pulso e de base; frequência de pulsação, arame frio, defeitos.

Tokar, A. **Effect of Pulse Parameters in the TIG Process on the Weld Pool Formation.** 2011. 85 p. Thesis, Federal University of Uberlandia, Uberlandia, Minas Gerais, Brazil.

### ABSTRACT

*The pulsed TIG process, despite being known for years, has not its applicative characteristics adopted to a desired level among welding users. One reason might be a lack of understanding of physical phenomena intrinsic to the process. This work objective was to study the influence of the pulse parameters on the weld pool formation and on the resulting geometry of the weld when using the pulsed TIG process. Bead-on-plate welds on carbon steel plates were carried-out, varying the pulse frequency and the amplitudes of the pulse current and of the background current, holding the same mean current value. The results obtained with and without cold wire feeding were compared. An analysis of the effect of pulse frequency and of the current difference between pulse and background levels has been done, taking into account how the latter factor exhibits itself through welding current RMS. Some effects of the pulsation on the bead-on-plate resulting geometrical parameters were observed, as well as on the defect formation, both superficial ("dragon's tail") and internal (elongated cavities or "tunnel porosity"), as a function of the weld pool formation phenomenon. There was an endeavour undertaken to study in more details the crater row formation, differentiating this phenomenon from that of another defect known as humping. It was determined that the main parameter, which governs the bead-on-plate geometry formation, particularly concerning the melted area, is the effective current (thermal effect) rather than the pulse parameters per se. On the other hand, the pulse parameters, in combination with the welding speed, have an effect on the formation of such defects as craters and cavities (arc mechanical effect). Moreover, it was confirmed that the feed speed and the wire diameter must be regulated in accordance with the pulse parameters to avoid a risk of appearing of the defect named as "dragon's tail."*

Keywords: Pulsed TIG, pulse current, background current, pulse frequency, cold wire, defects.

# CAPITULO I

## INTRODUÇÃO

As particularidades da formação da poça de fusão (doravante, az vezes, mencionada como *poça*) determinam o aspecto superficial do cordão resultante, parâmetros geométricos do cordão, a probabilidade da geração das imperfeições, as características mecânicas alcançadas e, em geral, a qualidade final da solda.

Os fatores que determinam o processo da formação de poça são muito numerosos, tais como, características do metal base (parâmetros geométricos, condutividade térmica, composição química, etc.), processo e parâmetros de soldagem (comprimento de arco, corrente, etc.). Por exemplo, o tipo e o valor de corrente determinam as forças atuantes na poça. Neste sentido, o processo TIG oferece as melhores condições para controle da poça, permitindo um controle independente da fonte de calor (arco) e do material de adição. Além disso a variação deste processo, a saber, o TIG Pulsado tem ainda mais parâmetros de controle que podem ser ajustados propositalmente com a finalidade de controlar ainda melhor o processo de formação da poça. O processo TIG também apresenta uma boa estabilidade do arco, soldas limpas e com bom acabamento superficial.

A principal vantagem da corrente pulsada é permitir uma penetração consistente, em um nível de calor imposto relativamente menor comparado com os processos convencionais sem pulsação de corrente e, logo, trabalhar com materiais mais sensíveis ao calor, minimizando o nível de tensão residual e, assim, a distorção (DUTRA et al). Mas a presença dos inúmeros parâmetros influentes (tais como corrente de pulso, corrente de base, tempos da corrente de pulso e de corrente de base, frequência, etc.), que são interligados entre si, dificulta a análise da influência de cada um deles, considerado separadamente um dos outros. Além disso, cada combinação dos parâmetros de pulsação, gera um valor determinado da corrente eficaz, mesmo se o valor da corrente média permanecer o mesmo, sendo que o valor eficaz é sempre maior de que o valor médio. Então, pode-se esperar que a representação de calor imposto pela corrente média e eficaz vai dar os resultados diferentes referente à geometria do cordão.

Todas essas dificuldades acarretam um risco de não encontrar as condições ótimas para a soldagem, mesmo por operadores experientes. Logo, o objetivo deste trabalho foi um estudo das peculiaridades da influência dos parâmetros da pulsação do processo TIG, incluindo a corrente eficaz, procurando considerá-los separadamente e em combinação, na formação da poça e, conseqüentemente, sobre a geometria resultante do cordão.

## CAPÍTULO II

### REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 2.1 Formação da poça de fusão

Na soldagem TIG, como em outros processos de soldagem a arco, a poça de fusão é formada pelo metal de base e, metal de adição. Morfologicamente falando, a poça de fusão tem uma região frontal, cujo limite com o metal de base à frente é chamado de frente de fusão, onde acontece a fusão e dissociação do metal base e do de adição, e uma região traseira, cujo limite com o cordão formado atrás é chamado de frente de solidificação, na qual o metal está no estágio de resfriamento e solidificação (Fig. 2.1). As dimensões da poça após formada e solidificada determinam a geometria do cordão, que pode ser representada por sua largura (L), reforço (R) e profundidade de penetração (P), conforme esquematizado também na Fig. 2.1.

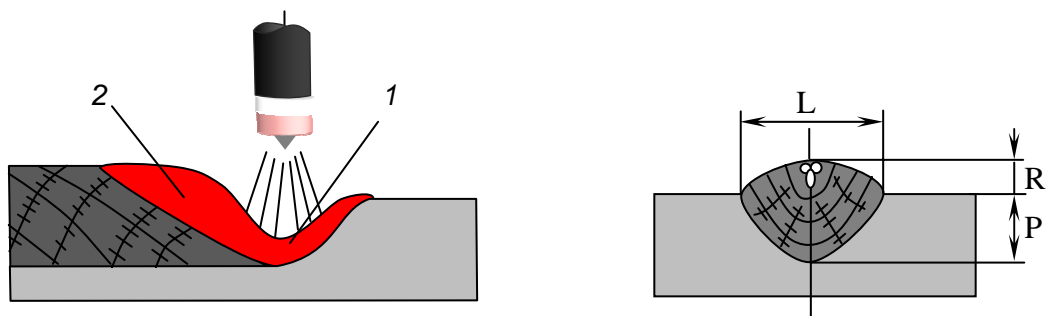


Figura 2.1 - Representação esquemática da morfologia da poça de fusão e do cordão: 1 – região dianteira; 2 – região traseira

Segundo Paton (1974), de uma forma geral, o formato e o tamanho da poça de fusão são determinados pelos limites da superfície isotérmica do campo térmico tridimensional, correspondente à temperatura de fusão do metal, como mostrado na Fig. 2.2. A distribuição da temperatura da poça não é uniforme; na sua parte dianteira, o metal é aquecido acima da

temperatura de fusão (sob o efeito da fonte de calor), enquanto na parte traseira a temperatura é próxima ao ponto de fusão do metal de solda.

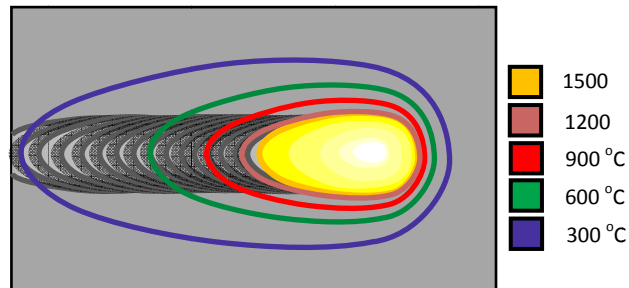


Figura 2.2 - Forma e posição das isoterms da região da poça

O tamanho e a geometria da poça de fusão dependem dos parâmetros e das condições de soldagem e podem variar, tomando ora uma forma elíptica (Fig. 2.3(a) e (c)) e ora triangular arredondada, parecida com a gota (Fig. 2.3(b) e (d)). Segundo Barra (1992, p. 383), a geometria da poça é determinada pela velocidade de soldagem e pelo balanço térmico entre a energia de soldagem e as condições de transferência de calor no metal à peça, ou seja, eficiência do arco. A poça adquire o formato elíptico quando a velocidade de soldagem se torna igual à de solidificação, enquanto que o formato de gota ocorre quando a velocidade de soldagem for maior de que a de solidificação (BARRA, 1992, p. 383). A velocidade de solidificação depende das características físicas do metal base, assim como do tamanho geométrico das peças a soldar.

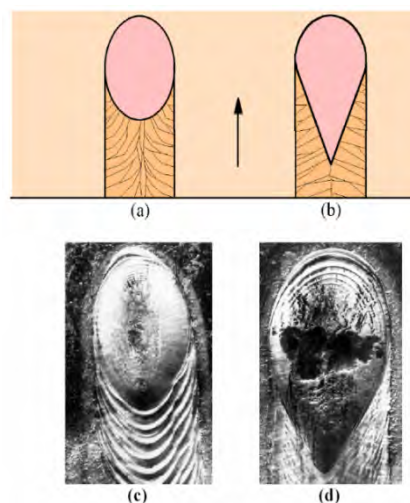


Figura 2.3 Formato da poça de fusão: **(a, c)** elíptica, **(b, d)** em gota (MODENESI, 2002)

## 2.2 Influência das forças atuantes na geometria da poça

Além das características do metal base, há outros fatores que influem na formação da poça de fusão. Os principais destes são as forças, que atuam sobre ela e que podem ser tanto favoráveis como não para a retenção do metal fundido dentro da poça, ou seja, determinando seu tamanho e a forma. As principais forças que atuam sobre a poça são a força gravitacional do metal líquido, sua tensão superficial e a pressão do jato de plasma do arco (Fig. 2.4). Burgardt e Heiple (1986) afirmam que o formato da poça é geralmente determinado pelos padrões de fluxo de fluido dentro da poça fundida. Segundo estes autores, o transporte de calor por condução é desprezível para a maioria das condições de soldagem. Esses padrões de fluxo são dominados pelas forças termocapilares (ou de Marangoni), que agem no sentido de propiciar o fluxo das regiões de baixa para as de alta tensão superficial. Há, uma mais força tem que ser levada em consideração, a saber, a força de flutuação ou a força devido ao movimento do fluxo do metal líquido dentro da poça.

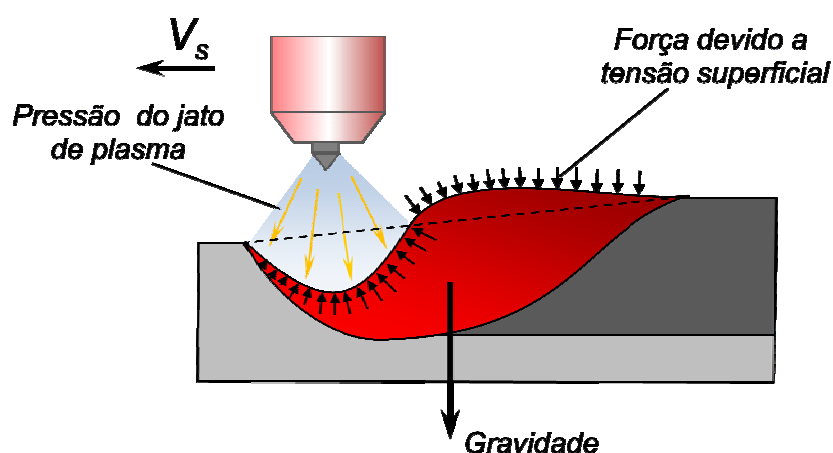


Figura 2.4. Principais forças atuantes

### 2.2.1 Força gravitacional

É a força originada pela ação da gravidade, que, por depender da massa, é governada pela dimensão e densidade do material da poça. A força gravitacional pode atuar de forma favorável ou não na retenção do metal líquido, dependendo da posição de soldagem. Nos casos em que a solda é realizada na posição horizontal ou vertical, a força da gravidade age no sentido de fazer a poça escorrer, enquanto na posição sobrecabeça a poça tende a cair. Na posição plana, a força de gravidade é favorável para uma boa penetração.



### 2.2.2 Força devido à tensão superficial

O valor da tensão superficial depende da composição química do metal líquido e do gradiente de temperatura (PATON, 1974). Esta força tende a reter a poça de fusão, não deixando ela se escorrer ou cair. Mas também age sobre a geometria do cordão. Segundo Burgardt e Heiple (1986), nos aços mais limpos, a tensão superficial diminui com aumento da temperatura, enquanto que naqueles aços que contêm elementos residuais ativos na superfície (notadamente aqueles do grupo VI da tabela periódica, como o S, O, Se, Te), a tensão superficial aumenta com a temperatura. Isso é explicado pelo fato de que a temperatura da poça de fusão é maior próximo de seu centro. A tensão superficial tenderia a ser menor nesta região e maior próximo das suas bordas e um fluxo de metal líquido ocorreria do centro para as bordas da poça de fusão, direcionando para esta região o metal superaquecido do centro da poça. Este fenômeno faz resultar em um cordão largo e de baixa penetração (Fig.2.5(a)).

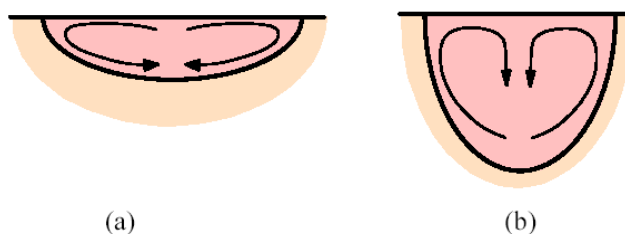


Figura 2.5 – Padrões de fluxo de metal líquido induzido na poça de fusão, conforme Modenesi (2004): em **(a)** para o caso de tensão superficial alta, em **(b)** para o caso de tensão superficial baixa

Por outro lado, para uma tensão superficial baixa, o fluxo tenderá a formar uma poça profunda e estreita. Modenesi (2004) acha que nestas condições o fluxo de metal seria invertido, conforme o do padrão (b) da Fig. 2.5, e o metal superaquecido seria levado para a raiz da solda, aumentando a penetração e diminuindo a largura. Neste caso, o fluxo de calor seria da borda para o centro e, depois, para baixo (Fig.2.5(b)), produzindo um cordão mais fundo e estreito.

### 2.2.3 Força de flutuação

O efeito da força de flutuação é originado pelo arraste aerodinâmico, o qual é causado pela variação espacial da densidade do metal líquido devido ao gradiente térmico no interior da poça. Tal variação resulta num movimento convectivo do metal líquido (SILVA, 2009), que tende a promover uma poça mais rasa. Kou (2003, p.104) explica, usando a Fig.

2.6, que a fonte de calor está localizado acima do centro da superfície da poça, onde metal líquido é mais quente no ponto **a** e mais frio no ponto **b**. O ponto **b** fica perto da fronteira da poça, onde a temperatura é mais baixa e, como consequência disso, a densidade do material é maior. Por isso, o ponto **b** se afunda. Portanto, o metal líquido se desloca ao longo da fronteira da poça e sobe ao longo do eixo da poça.

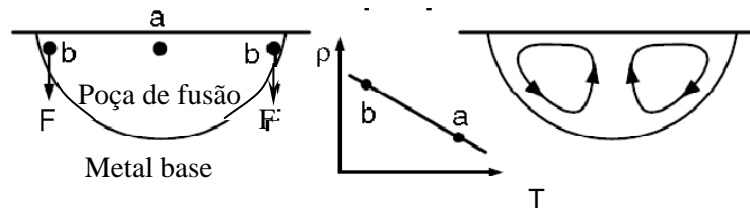


Figura 2.6 – Influência da força de flutuação na poça e modo de convecção na poça de fusão (KOU, 2003, p.104)

#### 2.2.4 Força eletromagnética (Forças de Lorentz)

Quando a força eletromagnética está presente, o deslocamento do fluxo tem o padrão mostrado na Fig. 2.7. De acordo com Kou (2003, p.104), isto ocorre porque o campo de corrente elétrica divergente na poça de fusão cria uma força resultante de origem eletromagnética para baixo, próxima à parte central da poça, e puxa o metal líquido para baixo, na direção da raiz da solda, o que facilita a transportar calor gerado pelo arco para o fundo da poça, promovendo uma poça estreita e profunda.

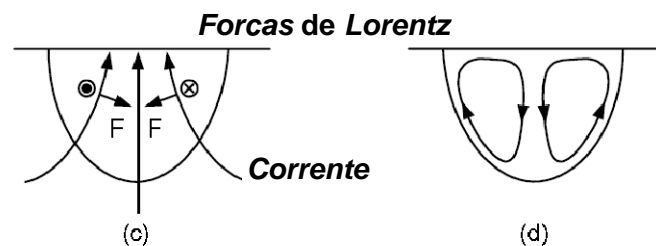


Figura 2.7 – Influência da força eletromagnética na poça de fusão e modo de convecção na poça de fusão (KOU, 2003, p.104)

#### 2.2.5 Pressão do jato de plasma do arco

O movimento do jato de plasma do centro do arco em direção à borda em alta velocidade sobre a superfície da poça de fusão causa o surgimento de tensões cisalhantes na superfície, fazendo com que haja um fluxo de metal líquido superaquecido do centro para a extremidade da poça como mostrado na Fig. 2.8 (KOU, 2003, p.104). De acordo com Smirnov (1986), o impacto do jato sobre a poça faz com que o metal líquido seja empurrado

à frente e para os lados da poça fundida, facilitando a ação térmica do arco no material de base.

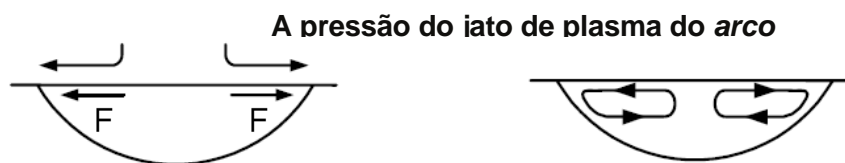


Figura 2.8 – Influência da pressão do jato de plasma do arco na poça e modo de convecção na poça de fusão (KOU, 2003, p.104)

Como é visto pela análise conduzida acima, somente as forças eletromagnéticas e as devido a tensão superficial baixa favorecem o movimento de convecção do metal líquido de cima para baixo no centro da poça, causando o aumento da penetração. Com uma tensão superficial alta, o efeito de flutuação e a ação do jato de plasma atuam de forma contrária, aumentando a largura e reduzindo a penetração (SILVA, 2009). Vale a pena salientar que a análise apresentada acima se refere ao arco com corrente constante, enquanto nas condições da corrente pulsada, a importância de cada força atuante ser muda drasticamente (RUSSO; KUDOYAROV; SUZDALEV, 1972). Segundo estes autores, a força mais importante passaria a ser do jato de plasma do arco, que é desprezantemente baixa durante o período de base e se torna 400 a 900 vezes maior durante o pulso. De um lado, isto permite o melhor controle da formação da poça e da geometria do cordão, mas de outro lado, pode acarretar a geração dos defeitos de cordão, caso a pulsação tiver os parâmetros não adequados, como será mostrado na subseção 2.4 Defeitos.

### 2.3 Influência dos parâmetros do processo de soldagem TIG no comportamento da poça de fusão e na formação do cordão

A formação da poça de fusão é governada pelas forças atuantes, que em sua vez, dependem dos parâmetros de soldagem:

- ✓ *Tipo de corrente (constante e pulsada);*
- ✓ *Frequência da corrente pulsada;*
- ✓ *Polaridade;*
- ✓ *Comprimento de arco;*
- ✓ *Ângulo de afiação da ponta de eletrodo;*
- ✓ *Velocidade de soldagem;*

- ✓ *Gás de proteção;*
- ✓ *Posição da soldagem;*
- ✓ *Ângulo de ataque;*
- ✓ *Posição do metal de adição.*

### 2.3.1 Corrente de soldagem

De uma forma geral, quando menor a corrente média, menor é a quantidade de calor transferido para a peça e, conseqüentemente, menor a distorção (BARRA, 1999, p. 67). Uma das vantagens da corrente pulsada é que ela permite conduzir o processo de soldagem com a corrente média mais baixa (BARRA, 1999, p. 67).

Em corrente constante, conforme maioria das fontes bibliográficas, o aumento da corrente causa o crescimento da penetração e largura, acompanhado pela redução do reforço. O principal motivo dessas tendências pode ser o calor imposto e a pressão crescente de arco. Paton (1974, p. 83) acha que a pressão do arco é proporcional ao quadrado da corrente.

Segundo Smirnov (1986, p. 279), para as correntes até 150 A, a ação da pressão do arco é insignificante e a profundidade da poça é obtida principalmente devido a calor do arco e da convecção do metal fundido. Enquanto que na faixa de corrente entre 250 a 600 A, a ação mecânica do arco passa a exercer um papel decisivo na formação da poça e, principalmente, na sua profundidade. Ainda segundo este autor, o aumento da corrente de soldagem de 300 até 600 A conduz a um aumento diretamente proporcional da força de arco de  $6 \times 10^{-2}$  N para  $15 \times 10^{-2}$  N. Chama-se atenção que o aumento da corrente em 2 vezes acarretou apenas o dobro da pressão, que contradiz o autor Paton (1974, p. 83) afirmando que a pressão do arco é proporcional ao quadrado da corrente. Por causa disso, a coluna do arco mergulha no metal fundido da poça e a camada do metal líquido sob o arco diminui, oferecendo melhores condições de transferência de calor para o metal base. Porém, a profundidade de penetração aumenta de apenas 40 a 80%, enquanto que a largura aumenta de quase o dobro. No trabalho referenciado, este fato é explicado como que com o aumento da corrente, cresce o diâmetro da coluna do arco e a mancha anódica torna-se mais larga, quando a densidade de fluxo de calor varia insignificante. Savage; Nippes; Agusa (1979) também mostram uma influência semelhante da corrente na largura, penetração e na força de arco (Fig. 2.9).

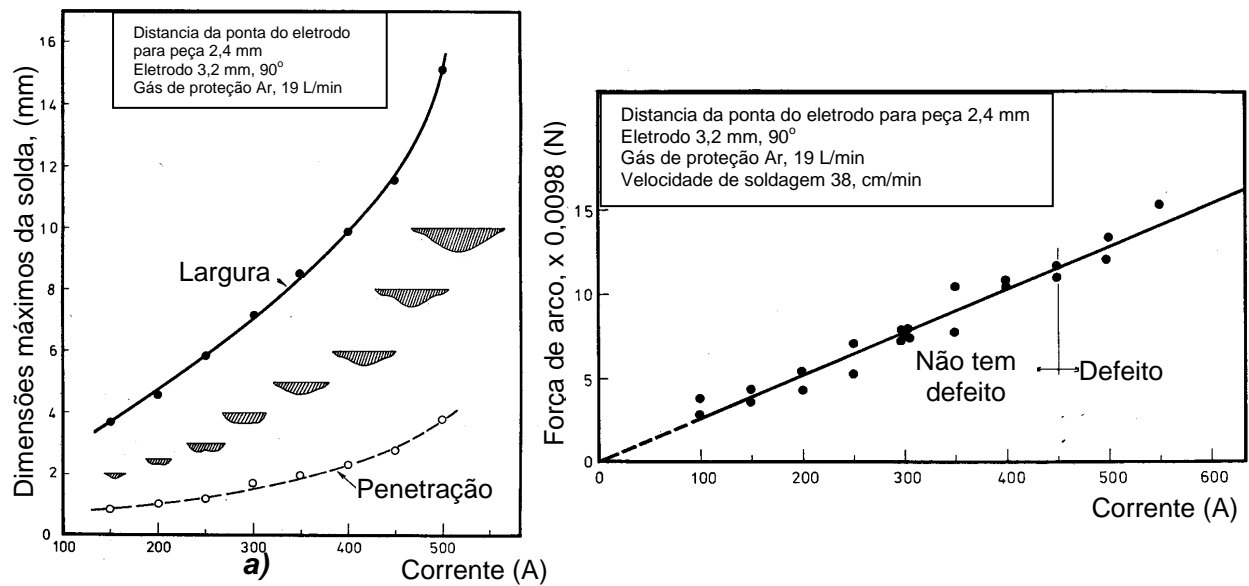


Figura 2.9 - Influência da corrente nos parâmetros geométricos (largura e penetração) **(a)** e na força do arco **(b)** (SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979)

Outra observação importante é que o escoamento do gás de plasma sobre a superfície da poça (após sofrer repulso) provoca surgimento das forças cisalhantes que favorecem à convecção do metal da poça, ocasionando o arraste do metal líquido do topo da poça para a borda, favorecendo a diminuição do reforço (SILVA, 2009).

Já a corrente contínua pulsada envolve a variação repetitiva da corrente do arco entre um valor mínimo (base) e um valor máximo (pulso). A Figura 2.10 ilustra uma representação esquemática da corrente pulsada.

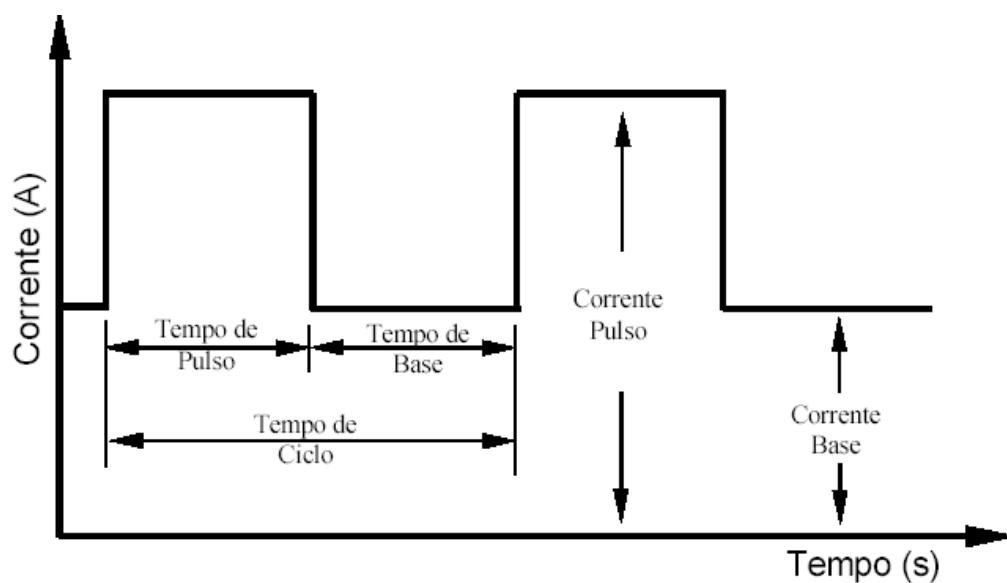


Figura 2.10 – Oscilograma esquemático da corrente pulsado no processo TIG

Na soldagem TIG Pulsado, a poça é formando durante o tempo de pulso (de elevada corrente) e se solidifica durante o tempo de base, no qual a amplitude de corrente é apenas a necessária para manter um arco estável (DUTRA et al., 1996). Dutra et al. (1996) mostram no seu trabalho que a influência do tempo de pulso na largura não é significativa; ao se aumentar o  $t_p$  ocorre um leve aumento da largura (Fig. 2.11(b)). A dependência da penetração com o  $t_p$  não é óbvia, uma vez que é observado ora o aumento ora a queda da penetração com o aumento do  $t_p$ . Esses mesmos autores observaram que para um mesmo valor de tempo de pulso e corrente de base, a influência da corrente de pulso (na faixa 160 a 320 A) foi mais pronunciada para largura do que para penetração (Fig. 2.11). Pode ser visto, que a dependência entre corrente e penetração não é linear, e é mais acentuada para maior nível de  $I_p$ , enquanto que a largura aumentou quase linearmente com a  $I_p$ .

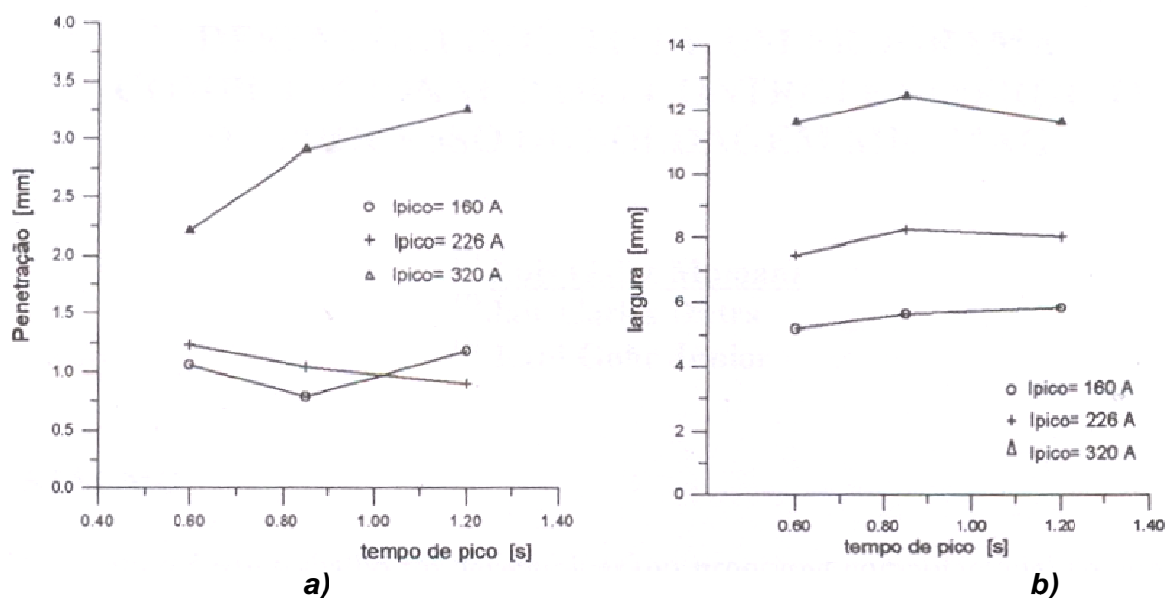


Figura 2.11 – Influência do tempo e da corrente de pulso sobre a penetração **(a)** e largura do cordão **(b)**, para os ensaios com chapas de aço carbono, ângulo da afiação de eletrodo 60° graus,  $I_b = 9$  A,  $t_p = t_b$ ,  $V_s = 12$  cm/min (DUTRA, 1996)

De acordo com estudos realizados no The Welding Institute da Inglaterra (STREET, 1990, p. 7-18; LUCAS, 1990, p. 18-21), as recomendações para a regulagem das condições na soldagem TIG pulsada são:

- a) A corrente de pulso a ser usada é determinada principalmente pela condutividade térmica do material e, em menor grau, pela sua espessura (a corrente de pulso seria da ordem 150 A para os aços, para qualquer espessura).

- b) A duração do pulso a usar aumenta com o quadrado da espessura. A corrente de base deveria ser ajustada num valor pequeno, da ordem de 15 A, que permite a maior dissipação de calor possível e é suficiente para manter o arco estável. O período de base normalmente é escolhido igual ao de pulso, mas pode ser 2 a 3 vezes menor quando se soldam seções mais espessas.

### 2.3.2 *Frequência da pulsação*

Vários autores realizaram pesquisas (NORRISH, 1992, p.101-103; DUTRA, 1996; SILVA, 2003) com a soldagem TIG Pulsada realizada com alta e baixa frequências (respectivamente, por volta 20 kHz e de 0,5 até 10 Hz). O efeito de pulsação de alta frequência produz um arco mais estável e de maior pressão (SMIRNOV, 1986, p. 298). Além disso, Norrish (1992, p.103) concluiu que alta frequência de pulsação ajuda evitar as mordeduras, mesmo em soldagem com correntes altas. Segundo este autor (1992, p.102), a baixa frequência é usualmente utilizada para obter um melhor controle da poça de fusão (aporte de calor reduzido, penetração homogênea, aspecto superficial do cordão muito regular, e outros).

Savage; Nippes; Agusa (1979) mostram que (ao contrário da frequência alta) a frequência da pulsação térmica não tem efeito significativo sobre a força do arco (Fig. 2.12). Em outras palavras, eles querem dizer que a frequência não influi significativamente nas características geométricas do cordão (penetração e largura). Os resultados mostrados na Fig. 2.12 mais uma vez confirmam que a força de arco com o aumento da corrente aumenta linear, e não é proporcional ao quadrado da corrente como confirma o autor Paton. Por exemplo, o aumento da corrente de pico (de 350 A a 450 A) conduz a um aumento da força de arco durante período de pulso de 10 a 15 gr. A influência da corrente de base tem um caráter bem parecido como a corrente de pico.

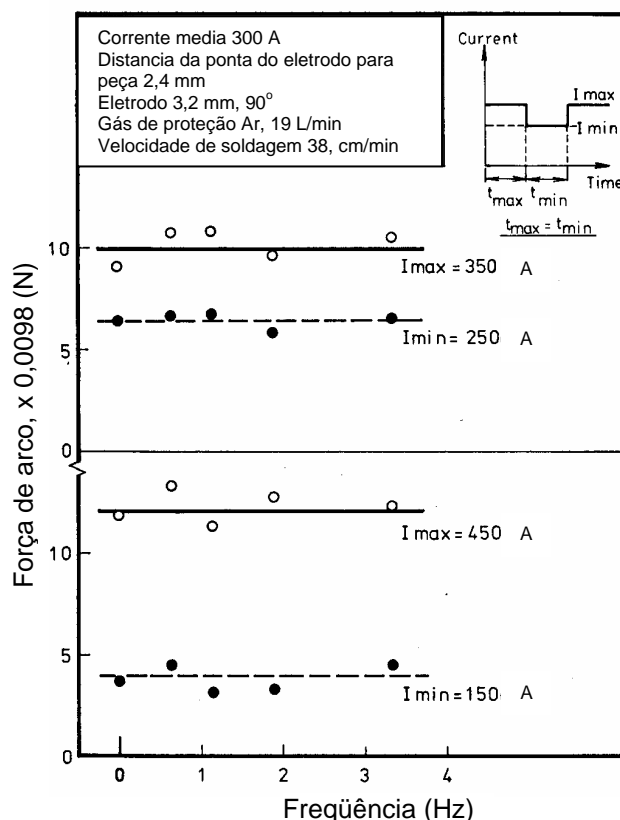


Figura 2.12 - Efeito da frequência de pulsação sobre a pressão do arco (SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979)

### 2.3.3 Comprimento de arco

Comprimento de arco é um dos parâmetros principais que determina a pressão do arco e, assim, governa a formação do cordão. A escolha do valor do comprimento de arco depende da espessura e do tipo do material. A soldagem TIG usualmente realiza-se com comprimento de arco curto para reduzir a área da superfície da poça o que melhora sua controlabilidade dela. Para a soldagem sem alimentação do metal de adição, a faixa recomendada para este parâmetro é de 0,5 a 2 mm, podendo chegar de 3 a 4 mm para soldagem com alimentação (SMIRNOV, 1986, p. 280).

Estudos realizados por Savage; Nippes; Agusa (1979) mostram que o aumento do comprimento do arco geralmente acarreta em uma leve redução da penetração e em um aumento significativo da largura do cordão (Fig. 2.13(a)). Mas existem os limites para o aumento do comprimento de arco, por causa de risco de geração dos certos defeitos, como humping, mordeduras e porosidade. Além disso, esses autores mostram que com o aumento do comprimento de arco a força do arco diminui (lembrando-se que a força do arco é um dos fatores mais importantes que determinam a profundidade da poça). A Figura 2.13(b) mostra a influência do comprimento de arco na força gerada.



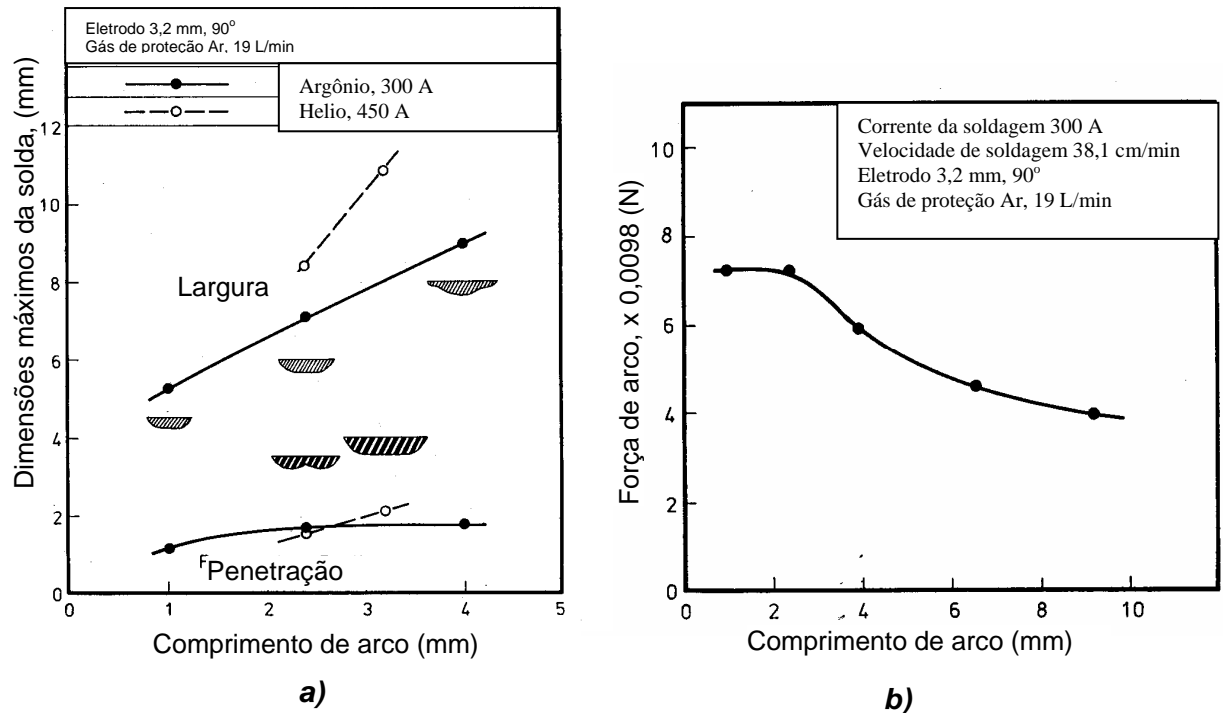


Figura 2.13 – Influência do comprimento de arco nos parâmetros geométricos **(a)** e na pressão de arco **(b)** (SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979)

Um aumento significativo da largura do cordão, acompanhado pela constância da penetração, pode ter a seguinte explicação. De um lado, quanto maior é o comprimento de arco, maior será a área do acoplamento arco-peça, aquecendo mais eficientemente as laterais da junta pela troca de calor com o arco. Além disso, os arcos longos fazem aumentar a tensão e, conseqüentemente, a energia de soldagem. Juntos estes dois fatores aumentam a molhabilidade do metal nas zonas laterais do acoplamento arco-peça. O aumento da molhabilidade acarreta o aumento da largura do cordão (SCOTTI; PONOMAREV, 2008). Segundo Ryzikova (2000) e Paton (1974) a largura do cordão tem relação quase linear com a tensão de arco, como mostrado na equação (2.1):

$$L = k \frac{I_s \cdot U_a}{V_{sold} \cdot S} \quad (2.1)$$

onde: L – largura;

k – coeficiente, que depende do tipo de corrente, polaridade, diâmetro do eletrodo etc;

$I_s$  – corrente de soldagem;

$U_a$  – tensão de arco;

$V_{sold}$  – velocidade de soldagem;

S – espessura de chapa.

Por outro lado, um maior comprimento de arco o torna menos concentrado (menores concentrações do calor e pressão do arco). O aumento da energia de soldagem junto com menores concentração do calor e pressão do arco condicionam uma constância da penetração observada por vários autores (RYZHIKOVA, 2000; PATON, 1974).

#### 2.3.4 Ângulo de preparação da ponta de eletrodo

A Figura 2.14 representa as dimensões do eletrodo, caracterizando os parâmetros da afiação de um eletrodo de tungstênio para soldagem TIG. A influência da preparação da ponta de eletrodo (ou seu ângulo de afiação) na formação de cordão nesse processo é bastante significativa (FONTANA, 1986). O diâmetro de ponta e ângulo de eletrodo influem na geometria da coluna de arco, e assim, na pressão que o arco exerce na poça, determinando sua largura e seu perfil da penetração dela (SMIRNOV, 1986, p. 284; KEY, 1990, v. 6, p. 86).

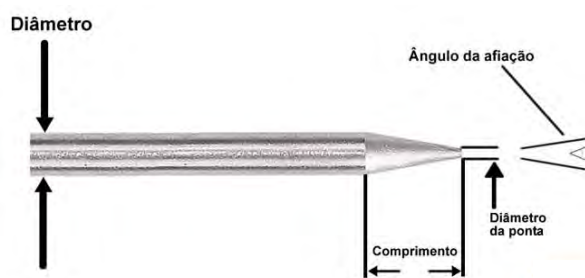


Figura 2.14 – Eletrodo de tungstênio e suas dimensões

Erohen (1971) postula que a redução do diâmetro da ponta de eletrodo aumenta a concentração do fluxo de calor na peça, ou seja, aumenta a pressão de arco e a densidade da corrente (acarretando assim um aumento certo da penetração). Mas Key (1990, v. 6, p. 86) encontrou resultados opostos, isto é, menor o diâmetro da ponta do eletrodo, mais rasa se torna a penetração (Fig. 2.15).

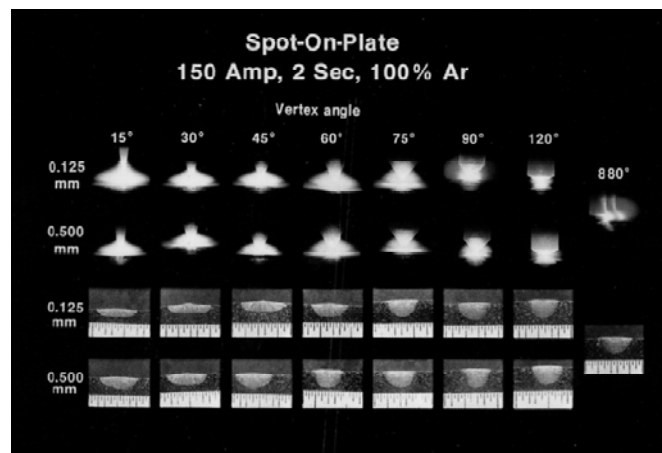


Figure 2.15 - Influência do ângulo de ponta de eletrodo sobre a forma de arco e perfil da solda (KEY, 1990, v. 6, p. 86)

A influência do ângulo de afiação da ponta na penetração também não é óbvia como ilustra a Fig. 2.16. Os dados apresentados por Shirali e Mills (1993), que foram coletados de diferentes fontes, mostram que a penetração pode tanto crescer como cair com o aumento do ângulo de afiação, dependendo das condições de soldagem.

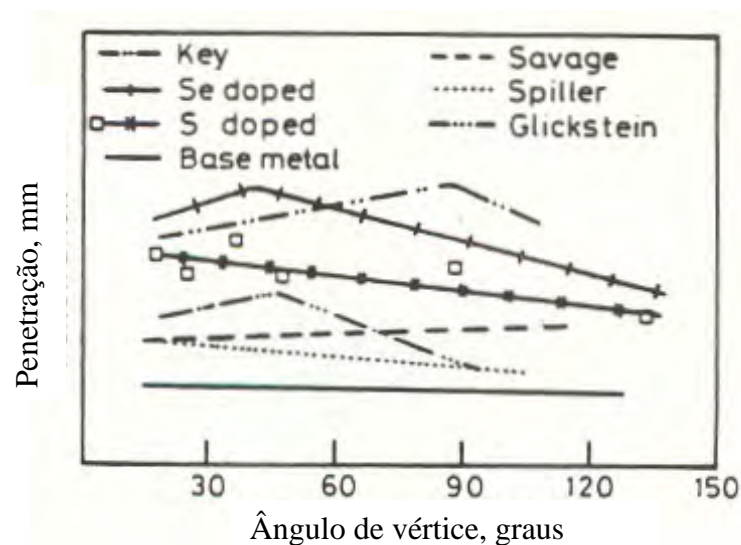


Figure 2.16 - Influência do ângulo de afiação da ponta de eletrodo na penetração (SHIRALI; MILLS, 1993)

A influência do ângulo de afiação na largura do cordão, geralmente, é mais consistente (FONTANA, 1986) mostra que com o aumento do ângulo de eletrodo há uma diminuição da largura (Fig. 2.17).

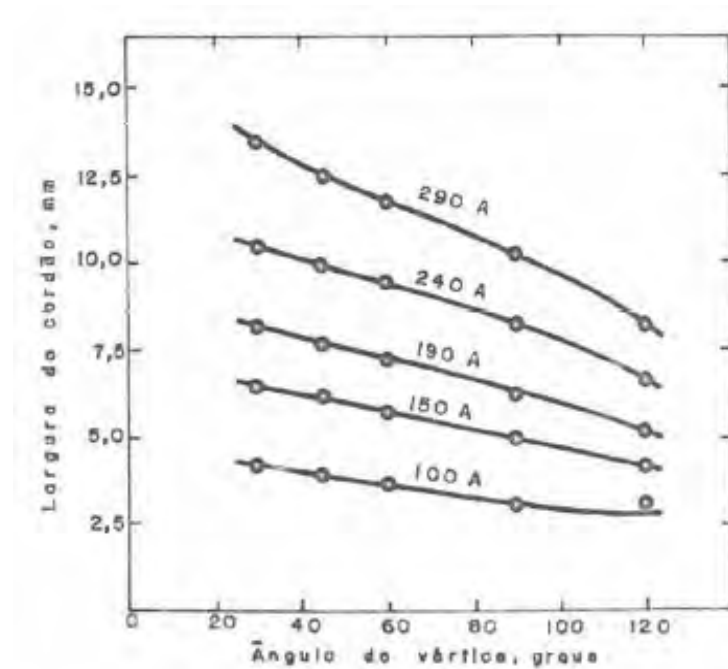


Figure 2.17 - Influência do ângulo de afiação de eletrodo na largura (FONTANA, 1986)

Trabalho de Kou (1980) apresenta as mesmas características de decréscimo da largura com o aumento do ângulo do eletrodo (Fig. 2.18).

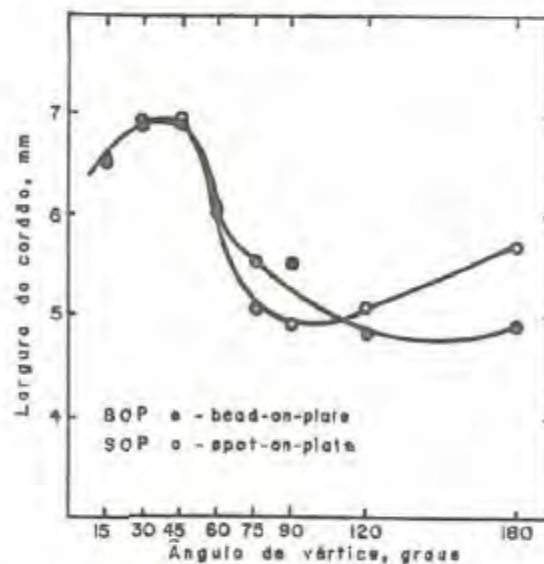


Figure 2.18 - Influência do ângulo de afiação de eletrodo na largura de cordão (KOU, 1980)

O ângulo de eletrodo influi tanto nas características do arco e na geometria do cordão, como também na formação dos defeitos. Erohen; Bukarov; Ishenko (1972) mostram que a diminuição do ângulo de eletrodo aumenta a probabilidade de geração do defeito na

forma da cavidade alongada na raiz da solda (chamado também como o “defeito de túnel”), descrito no final deste capítulo.

### *2.3.5 Velocidade de soldagem*

A velocidade de soldagem, da mesma maneira como a corrente, determina o aporte de calor e é escolhida dependendo da espessura e das propriedades físicas do material. Geralmente, estes parâmetros são regulados tomando com base que quanto maior for corrente, maior será a velocidade de soldagem alcançada, ou seja, o aumento da corrente, normalmente será acompanhado pelo acréscimo proporcional da velocidade de soldagem se manter o mesmo aporte de calor. Para uma velocidade muito alta de soldagem, o arco não permanece tempo suficiente na região de solda para proporcionar uma boa fusão e penetração do cordão. Já para uma velocidade baixa, a penetração aumenta, mas para uma velocidade excessivamente baixa de soldagem, o próprio metal fundido na poça funciona como isolante térmico para a transferência de calor do arco para o metal base, prejudicando também a penetração de solda (SMIRNOV, 1986, p. 281). Além disto, de acordo com alguns pesquisadores (SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979) uma velocidade de soldagem alta em demasia para uma dada taxa de deposição provoca instabilidade da poça fundida, tornando o cordão irregular (com o aspecto da “costa de dragão”) e com uma tendência de formação de defeito “de túnel”.

### *2.3.6 Gases de proteção*

Na soldagem TIG são utilizados, geralmente, dois gases de proteção, argônio e hélio, sendo o primeiro o mais usado, pois possui potencial de ionização mais baixo, logo oferecendo maior facilidade de abertura e maior estabilidade do arco (PATON, 1974; NORRISH, 1992, p. 82). Além disso, ele é mais barato. A penetração do cordão no caso do argônio é menor comparando com a do hélio, pois para um mesmo comprimento do arco e mesma corrente de soldagem, o arco de hélio gera mais calor (é mais quente) (SCOTTI, PONOMAREV, 2008, p. 96 - 100).

Os resultados das medições da força do arco feitas no trabalho de Savage, Nippes, Agusa (1979) mostram que a força do arco é diretamente proporcional à corrente e não depende do gás de proteção (Fig. 2.19).

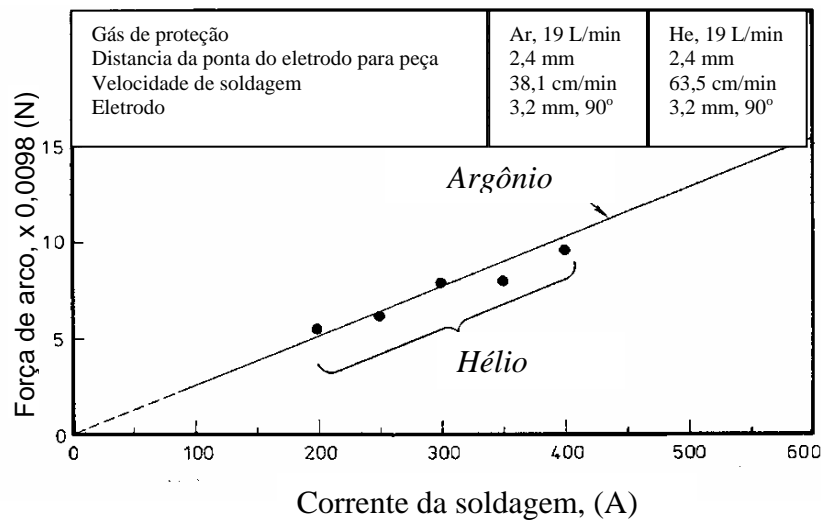


Figure 2.19 – Efeito do gás de proteção na força do arco (SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979)

### 2.3.7 Posição da soldagem

Posição da soldagem (posição espacial da poça) é também um fator importante que influi na geometria da poça de fusão. Shirali e Mills (1993) estudaram a influência da posição da soldagem na direção das forças que atuam na poça de fusão e que determinam o formato resultante da poça (Fig. 2.20). Esses autores mostram que na posição plana (A) a penetração é maior do que nas outras posições. Eles acham que o escoamento do metal líquido por baixo da poça na posição vertical (C) provoca defeitos tais como, humping e mordeduras. Na posição sobre-cabeça (D), a penetração é menos profunda, pois a poça de fusão (mantida pela tensão superficial e pela pressão do jato de plasma do arco) serve como uma barreira para o fluxo de calor no sentido do metal base. Enquanto a força de gravidade faz a poça cair, por isso é necessário manter a poça pequena para ter equilíbrio entre força de gravidade e tensão superficial. Na posição sobre-cabeça os defeitos tipo humping e mordeduras são menos pronunciados, pois a poça de fusão não se escoar (sendo mantida devido à tensão superficial e a pressão do jato).

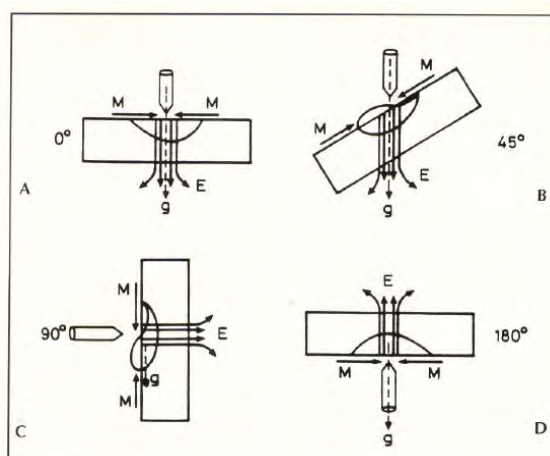


Figura 2.20 – Influência posição da soldagem sobre perfil do cordão de solda e sobre as forças atuantes (gravidade (g), eletromagnética (E), Marangoni (M)) (SHIRALI; MILLS,1993)

Outras fontes bibliográficas (PATON, 1974), por exemplo, mostram que a poça de fusão do cordão na posição vertical ascendente tem profundidade maior do que na descendente, o que pode ter como explicações o fato de que na posição vertical ascendente o metal líquido escorre da parte dianteira da poça para baixo (parte traseira), deixando mais fina a camada de metal líquido sob o arco, o que favorece a ação de fusão do metal base pelo acoplamento arco – metal no fundo da poça.

### 2.3.8 Ângulo de ataque

O ângulo de ataque representa o ângulo que o eletrodo faz com o cordão de solda num plano perpendicular à chapa, como ilustrado na Fig. 2.21. O ângulo de ataque tem uma influência significativa na formação da poça de fusão e na qualidade do cordão. A variação de ângulo de ataque pode aumentar ou diminuir a profundidade da penetração da poça.

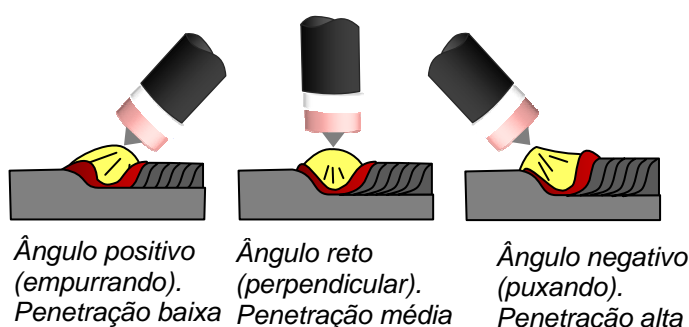


Figura 2.21 – Influência do ângulo de ataque na geometria do cordão

Nas condições do arco puxando, a poça tende a aumentar a penetração, já que o jato de plasma empurra a poça para trás, facilitando a ação do acoplamento arco–metal de

base no fundo da poça. Por outro lado, na soldagem com o arco empurrando poção arco provoca um pré-aquecimento à frente da poça se formando, aumentando a molhabilidade e levando a um cordão com maior largura, mas com menor penetração (KONONENKO, 2009).

### 2.3.9 Posição da entrada do metal de adição

A formação da poça e a qualidade do cordão dependem também da posição da entrada do metal de adição. Mas apenas poucos trabalhos podem ser encontrados na literatura que trata deste assunto. É recomendado alimentar o metal de adição encostando a ponta do arame (da vareta) na parte dianteira da poça sem colocá-la dentro do arco (SMIRNOV, 1986, p. 286 – 287; BARRA, 1999). Caso contrário, o metal de adição pode ser fundido rapidamente e ser expulso pelo jato do arco para fora da poça na forma dos respingos.

Pintos et al. (2009) mostram que a posição errada do metal de adição pode levar à dificuldade de ignição do arco e, ao mesmo tempo, o cordão torna-se irregular (por exemplo. preenchimento incompleto) como mostrado na Fig. 2.22(a). Por outro lado, na posição correta do metal de adição, não aparecem problemas durante a formação de cordão (Fig. 2.22(b)).



Figura 2.22 – Influência da posição errada **(a)** e correta **(b)** do metal de adição na formação do cordão (PINTOS et al., 2009)

Dando importância à posição ótima da entrada do metal de adição na poça, muitos pesquisadores aplicam dispositivos bastante sofisticados para esta finalidade. Por exemplo, Silva et al. (2009) usaram tal unidade de posicionamento para guiar o arame, possibilitando um ajuste da configuração e geometria da alimentação de arame muito preciso (Fig. 2.23).



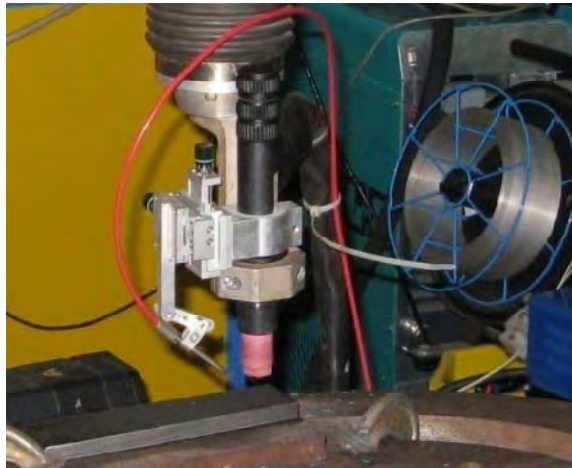


Figura 2.23 - Detalhe do sistema guia de alimentação de arame e da tocha TIG (SILVA et al., 2009)

## 2.4 Defeitos

Parâmetros de soldagem não adequados podem ocasionar a geração dos defeitos da solda, dentro quais os mais freqüentemente encontrados são:

- ✓ Falta de penetração;
- ✓ Penetração excessiva;
- ✓ Porosidade;
- ✓ Mordeduras;
- ✓ Humping;
- ✓ Outros defeitos.

### 2.4.1 Falta de penetração

Este defeito é causado pela insuficiência de metal na raiz da solda (Fig. 2.24). A falta de penetração pode ser causada por muitos fatores, tais como, um projeto inadequado da junta (ângulo de chanfro ou abertura da raiz pequena), ângulo de inclinação errado da tocha TIG, o uso de uma baixa energia de soldagem entre outros.



Figura 2.24 – Falta de penetração (PINTOS et al., 2009)

### 2.4.2 Penetração excessiva

A penetração excessiva consiste na solidificação do metal além do limite da raiz da solda, manifestada por um excesso de material no verso da solda (Fig. 2.25). Possíveis causas que podem originar este defeito: corrente excessiva, dimensões da raiz da junta incorretas, velocidade de soldagem baixa (Paton, 1974).



Figura 2.25 – Penetração excessiva (PINTOS et al., 2009)

### 2.4.3 Porosidade

São descontinuidades originadas no metal de solda oriundas do aprisionamento de gases ou vapores dissolvidos na poça de fusão durante o processo de sua solidificação (Fig. 2.26). Este aprisionamento resulta do decréscimo na solubilidade dos gases na poça de fusão durante o abaixamento da temperatura, ou ainda de reações químicas no metal de solda. Estas descontinuidades são consideradas decrementais quando ultrapassam valores prescritos em normas (ISO 5817, por exemplo), por servirem como redutores da área útil resistente. Além disso, porosidade aberta (aflorando à superfície, conhecida também como porosidade *vermicular*, como mostrado na Fig. 2.26 a) exerce um efeito de concentrador de tensão (BARRA; PEREIRA, 1999).

As principais causas operacionais da formação de porosidade estão relacionadas com contaminações pela sujeira, oxidação e umidade na superfície do metal de base, de consumíveis de soldagem, perturbações na proteção (vazão de gás de proteção baixa demais, turbulência no gás de proteção causada pela vazão muito elevada ou correntes de ar). Segundo Penteado (2001), porosidades na superfície podem aparecer por uma variedade de razões, sendo as causas mais comuns o fluxo de gás insuficiente, diâmetro do bocal muito pequeno, excesso de agentes desengraxantes presentes no material de solda, arco muito longo, ângulo incorreto da tocha ou da vareta e outros. Nos aços de carbono, os gases que causam porosidade são o nitrogênio ou o monóxido de carbono.

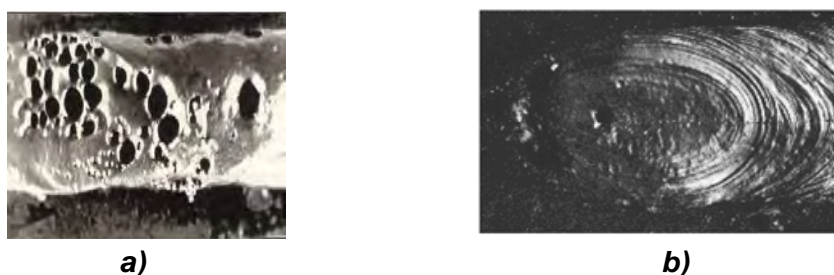


Figura 2.26 – Porosidade no metal de solda: **(a)** - porosidade agrupada; **(b)** – porosidade na cratera

#### 2.4.4 Mordeduras

As mordeduras são depressões, na forma de entalhe, na região de concordância entre o metal de base e o cordão de solda, acompanhando a margem da solda. Elas podem ocorrer só de um lado do cordão ou nas duas laterais. Podem ser ainda constantes ou presentes somente em alguns trechos. Mordeduras são formadas quando o metal de base se funde pela ação do arco voltaico para o fundo, formando uma grande depressão, motivada pelo alto aporte térmico. Mordeduras também podem ser causadas por ângulo de inclinação errada da tocha, comprimento do arco excessivo e por corrente ou velocidade de soldagem elevadas.

#### 2.4.5 Humping (também chamado “costas de dragão”)

Essa descontinuidade comumente é composta de regiões de crateras e regiões de protuberâncias, de maneira alternada, com morfologia semelhante à mostrada na Fig. 2.27 (SCHWEDERSKY, 2010). Esse tipo de falta de continuidade do cordão de solda ocorre quando se utiliza as velocidades de soldagem elevadas.

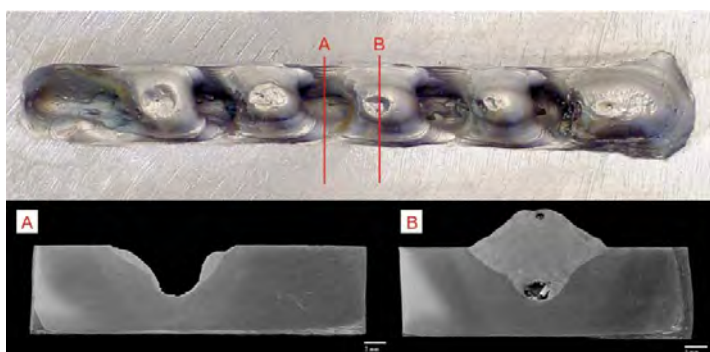


Figura 2.27 - Cordão com “costas de dragão” soldado pelo processo TIG. A e B são secções transversais dos locais indicados no cordão (SCHWEDERSKY, 2010)

De acordo com Savage; Nippes; Agusa (1979), o defeito "humping" é principalmente formado devido a uma instabilidade da formação do cordão provocada pela ação da tensão superficial, quando a poça de fusão é de tamanho pequeno (ou seja, quando há uma falta de metal para manter o cordão único). As condições típicas são velocidades altas e correntes baixas. O metal líquido se agrupa na superfície da chapa na forma das bolas separadas. Um outro fator que favorece a este defeito aparecer, está intimamente associado com a pressão do arco, a qual atua sobre o metal fundido na frente da poça e empurra o metal líquido para região posterior da poça, formando uma cratera sob o arco, o que pode ser deixado vazio (não preenchido) após o arco for deslocada para frente com a velocidade alta demais.

#### 2.4.6 Outros defeitos

Há outro defeito que é encontrado bastante freqüentemente na soldagem TIG chamado efeito de túnel. Este defeito se representa uma cavidade alongada com a maior dimensão paralela ao eixo da solda, podendo estar localizado na solda; na raiz da solda (Fig. 2.28) (Norma Petrobras N – 1738).

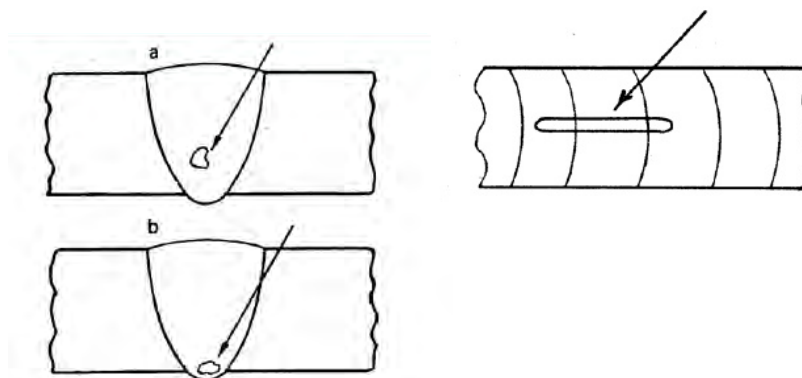


Figura 2.28 – Cavidade alongada (NORMA PETROBRAS N-1738, 2003)

Kudoyarov; Kuragev; Hatunzev (1968) e Russo et. al (1977) também mostram no seu trabalho que este defeito pode estar localizado na raiz da solda ao longo da solda como mostrado na Fig. 2.29.



Figura 2.29 – Cavidade alongada na seção longitudinal do cordão (KUDOYAROV; KURAGEV; HATUNZEV, 1968)

Estudos por Ando; Nishikawa; Wada (1968) mostram que a ocorrência dessas cavidades é governada, principalmente, dos parâmetros tais como corrente, velocidade de soldagem e comprimento de arco. Já Goryachev e Zelenev (1964), e Kudoyarov; Kuragev; Hatunzev (1968) acham que as causas principais deste defeito são gases e vapores metálicos capturados nas cavidades (abertas pelo jato do arco) fechadas pelas ondas do metal líquido que não deixa gases saírem devido à sua rápida solidificação. Segundo os autores Moiseenko; Eydelshetyn; Krasnov (1969), as cavidades do cordão na soldagem TIG Pulsado são formadas pela ação dos pulsos de corrente e pressão de arco.

## CAPÍTULO III

### EQUIPAMENTOS, INSUMOS E METODOLOGIA

Neste capítulo são descritos os equipamentos usados na bancada de soldagem, assim como os materiais consumidos ao longo do trabalho. Também são descritas as abordagens usadas para estudar os efeitos dos parâmetros de pulsação no processo TIG sobre o comportamento da poça de fusão e sobre os parâmetros geométricos do cordão, à saber, o reforço, a largura, a penetração, área fundida e área de reforço.

#### 3.1 Bancada experimental

Os principais componentes da bancada utilizada são:

- ✓ Fonte de soldagem;
- ✓ Alimentador de arame desenvolvido no Laprosolda (usado na etapa preliminar do trabalho);
- ✓ Alimentador de arame “*IMC STA - 20*” (usado na segunda etapa do trabalho);
- ✓ Tocha TIG com suporte adaptador para a alimentação automática de arame;
- ✓ Mesa de coordenadas XY (para manipulação da tocha de soldagem);
- ✓ Sistema de aquisição e condicionamento de sinais (Tensão e Corrente).

##### 3.1.1 Fonte de soldagem

Para a realização das soldas com o processo TIG Pulsado, utilizou-se uma fonte multiprocesso transistorizada, chaveado no secundário (Fig. 3.1) com capacidade de corrente de até 450 A. A Tabela 3.1 traz as principais características técnicas deste equipamento.



Figura 3.1 - Fonte de soldagem *IMC Inversal 450* e alimentador de arame *IMC STA - 20*

Tabela 3.1. Características técnicas da *IMC Inversal 450*

Corrente Nominal	280 A 100% FC
Corrente Máxima	450 A
Tensão em vazio	68 V
Alimentação	220, 380, 440 V
Dimensões	500 x 600 x 900 mm
Peso	170 kg

Em uma avaliação de utilização desta fonte, foi verificado que a mesma permite soldagem no modo pulsado, com variação nominal de pulso de 0 a 50 Hz, permitindo uma regulação de corrente média de até 450 A. Nesta avaliação preliminar, para um frequência de até 3 Hz, ela mostrou um sinal de saída perfeitamente retangular, mesmo com um uma pulsação com  $I_p = 350$  A e  $I_b = 50$  A, como mostra a Fig. 3.2.

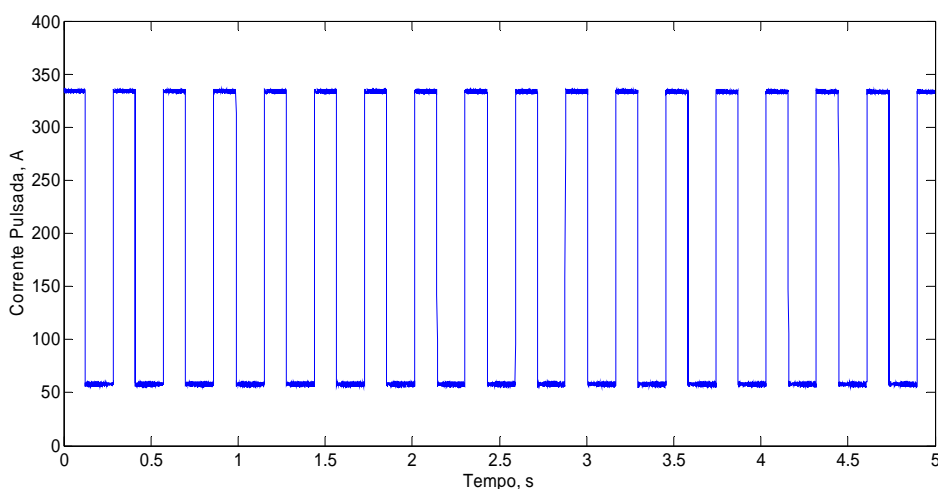


Figura 3.2 - Oscilograma da corrente pulsada para condição de soldagem:  $\Delta I = 300$  A e  $f_p = 3$  Hz

### 3.1.2 Alimentador de arame

Para os testes preliminares, utilizou-se um alimentador desenvolvido no *LAPROSOLDA*. Por causa do mesmo não manter uma velocidade de alimentação estável dentro das tolerâncias requeridas, na etapa final do trabalho foi usado um alimentador “*IMC STA - 20*”, que é usado normalmente pela fonte de soldagem nas soldagens com alimentação contínua de arame (Fig. 3.1). Embora sendo desenvolvido para a soldagem MIG/MAG (para alimentar arame só durante o arco aberto), foi possível adequá-lo para a soldagem TIG, ou seja, acionar a alimentação e pará-la no qualquer momento do arco aberto. Mas para isto, foi feito um dispositivo de alimentação elétrica externo de acionamento do alimentador, conforme mostrado abaixo (Fig. 3.3), com fonte de energia separada (corrente alternada de 46 volts).

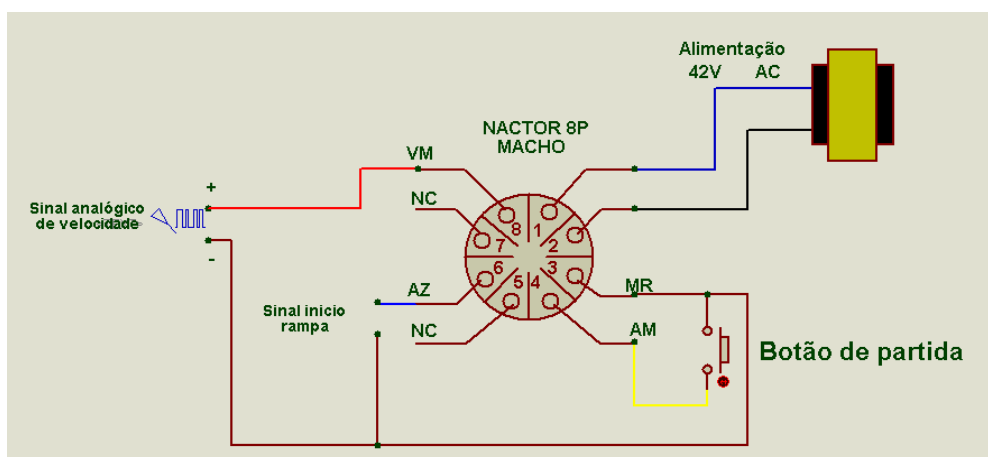


Figura 3.3- Esquema de acionamento externo do alimentador IMC STA - 20



### 3.1.3 Tocha TIG adaptada para alimentação de arame

Foi utilizada uma tocha TIG tipo WP18, refrigerada a água, com a capacidade nominal de trabalho contínuo para corrente de 350 A. A posição espacial dela foi assegurada pelo suporte que permitia mudar os ângulos de trabalho da tocha. A montagem típica da tocha é mostrada na Fig. 3.4a. O direcionamento do arame (regulagem da entrada dele na poça) foi realizado através de um dispositivo acoplado externamente à tocha, sendo composto pelos três braços juntados pelos parafusos sem posições fixas. Este dispositivo foi o único disponível para este fim e teve uma limitação séria percebida ao longo do trabalho, a saber, ele não permitia a regulagem precisa e com repetitividade de posição da entrada do arame na poça (o ângulo entre a chapa e o arame). A solução prática encontrada e de fácil realização foi usar um gabarito (de arame dobrado), esquematizado na Figura 3.4b, da configuração dos braços do suporte, para verificar se as posições espaciais dos braços estavam corretas.

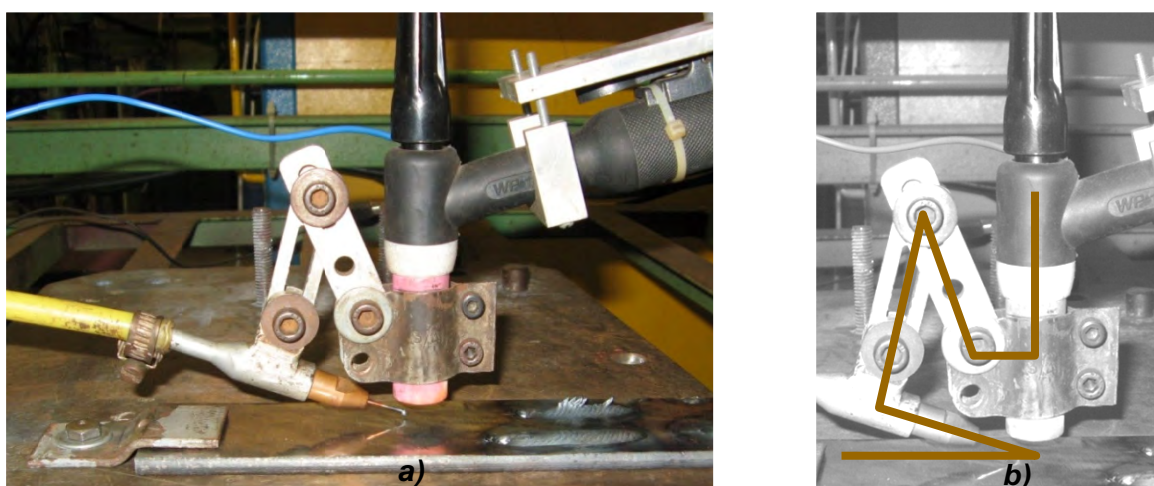


Figura 3.4 – **a)** tocha e sistema de alimentação utilizados; **b)** representação de um gabarito da configuração dos braços do suporte

### 3.1.4 Mesa de coordenadas XY (para manipulação da tocha de soldagem)

Este equipamento permite controlar os movimentos da tocha nos eixos X e Y (Fig. 3.5), embora neste trabalho a trajetória da tocha de soldagem fosse orientada somente segundo um único eixo, o X. O eixo Y era usado apenas para posicionamento transversal em relação à placa de teste. A mesa é equipada de um controlador que aciona automaticamente a fonte (abertura e fechamento do arco) em sincronização com o movimento da tocha (SILVA, 2003).

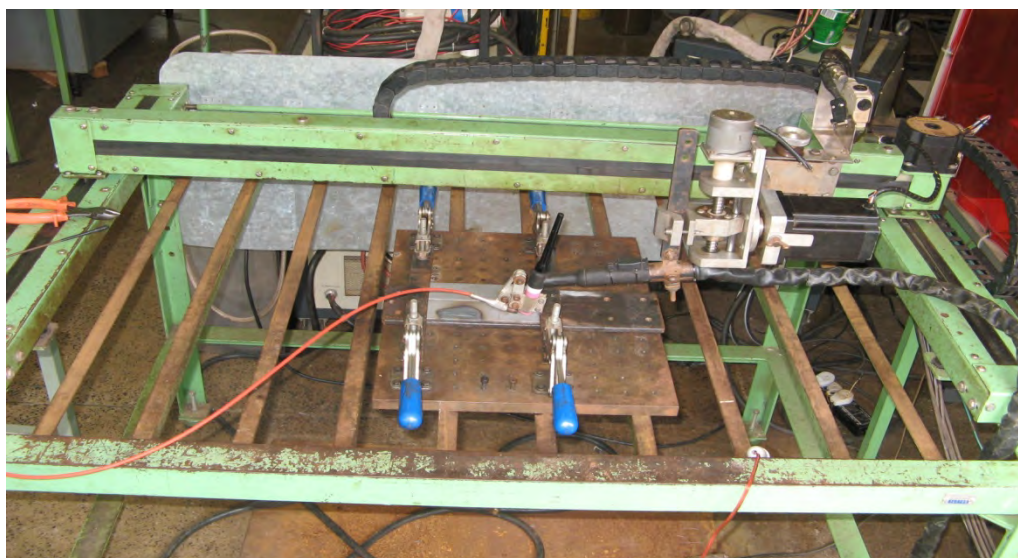


Figura 3.5 - Mesa utilizada para a realização dos experimentos

### 3.1.5 Sistema de aquisição de dados

A aquisição dos sinais de corrente e tensão de soldagem foi efetuada por um sistema de aquisição de dados instalado em um microcomputador. As aquisições foram realizadas com taxas de 5 kHz e uma resolução de 8 bit. Para a aquisição do sinal da corrente de soldagem, o sistema usa um sensor Hall, marca LEM SA e modelo LT 500-T, com faixa de medição de 0 a 500 A. Para o monitoramento da tensão, o sistema usa um divisor de tensão, com uma faixa de medição de 0 a 60 V. A realização dos cálculos das médias, valores eficazes, assim como a apresentação dos resultados em forma de gráficos foram feitos por meio de um software comercial (OriginPro 8.0).

## 3.2 Insumos

O arame de adição usado neste trabalho foi do tipo AWS ER70S-6, com diâmetro de 1,2 e 1,0 mm. Como metais de base, foram utilizadas chapas de aço ao carbono ABNT 1020, com dimensões de 200 x 50,4 x 6,3 mm e 200 x 35,6 x 6,3 mm (para os testes preliminares e finais, respectivamente). As chapas foram previamente limpas e esmerilhadas para garantir uniformidade da solda. Todos os testes foram feitos com um eletrodo não consumível de tungstênio toriado (2%) de 3,2 mm de diâmetro. O gás de proteção utilizado foi argônio puro, com vazão de 15 l/min regulado pelo regulador de pressão e verificado por um bibímetro (Fig. 3.6).



Figura 3.6 – Aplicação do bibímetro para verificação de nível de vazão de gás

### 3.3 Metodologia

A formação do cordão no processo TIG Pulsado é um processo multiparamétrico com interligações (às vezes, imprevisíveis) entre os parâmetros influentes, o que torna quase impossível a avaliação da influência de um parâmetro sozinho (desprezando a influência dos outros). O que se deve fazer, neste caso, é variar ao mesmo tempo o menor número possível dos parâmetros influentes, mantendo-se os demais constantes, o que foi o princípio da metodologia experimental empregada neste trabalho.

Para estudar o efeito dos parâmetros de pulsação sobre a formação da poça de fusão e parâmetros geométricos do cordão, a proposta metodológica foi:

- a) Manter constantes valores (a definir) da corrente média, velocidade de soldagem, velocidade de alimentação, comprimento de arco, diâmetro e ângulo de afiação do eletrodo, diâmetro e posição de entrada do arame frio e ângulo de ataque da tocha;
- b) Variar os parâmetros de pulsação (de forma sistemática, por exemplo, usando um planejamento fatorial completo), mas mantendo a mesma corrente média. Isto é possível pela regulação de distintos níveis de diferença da corrente de pulsação ( $\Delta I$ ), ou seja, a diferença entre corrente de pulso e corrente de base, e de frequência da pulsação ( $F$ ), desde que o tempo de pulso e de base sejam iguais.

A corrente média pode ser matematicamente calculada pela equação 3.1, quando se usa valores discretos. Pode-se esperar que a representação de calor imposto pela corrente média seja um fator governante na formação do cordão. Entretanto, ao se manter constante a corrente média, mas variando-se os parâmetros de pulso, há um outro parâmetro dependente que pode influir na formação do cordão e que vai variar junto com as mudanças do  $\Delta I$ , a saber, a corrente eficaz. A corrente eficaz, também conhecida com corrente RMS (root mean square), pode ser matematicamente calculada pela equação 3.2 quando se usa valores discretos:

$$I_m = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N I_i = \frac{I_1 + I_2 + \dots + I_N}{N} \quad (3.1)$$

$$I_{rms} = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N I_i^2} = \sqrt{\frac{I_1^2 + I_2^2 + \dots + I_N^2}{N}} \quad (3.2)$$

onde:  $I_1, I_2$ , – valores instantâneos medidos da corrente;

$N$  – número das medições em intervalos regulares.

Como é sabido, do ponto de vista físico, o **valor eficaz** de uma corrente (alternada ou pulsada) é o valor de uma corrente contínua constante que resulta na mesma dissipação de potência em uma carga ativa. Pode-se demonstrar pelo uso das Equações 3.1 e 3.2 que com a mesma corrente média, a energia fornecida (ou a quantidade de calor transferida para a peça) vai ser maior com o aumento da amplitude de pulsação, ou seja, com o crescimento do  $\Delta I$  (Fig. 3.7), de forma independente da frequência de pulsação  $F$ .

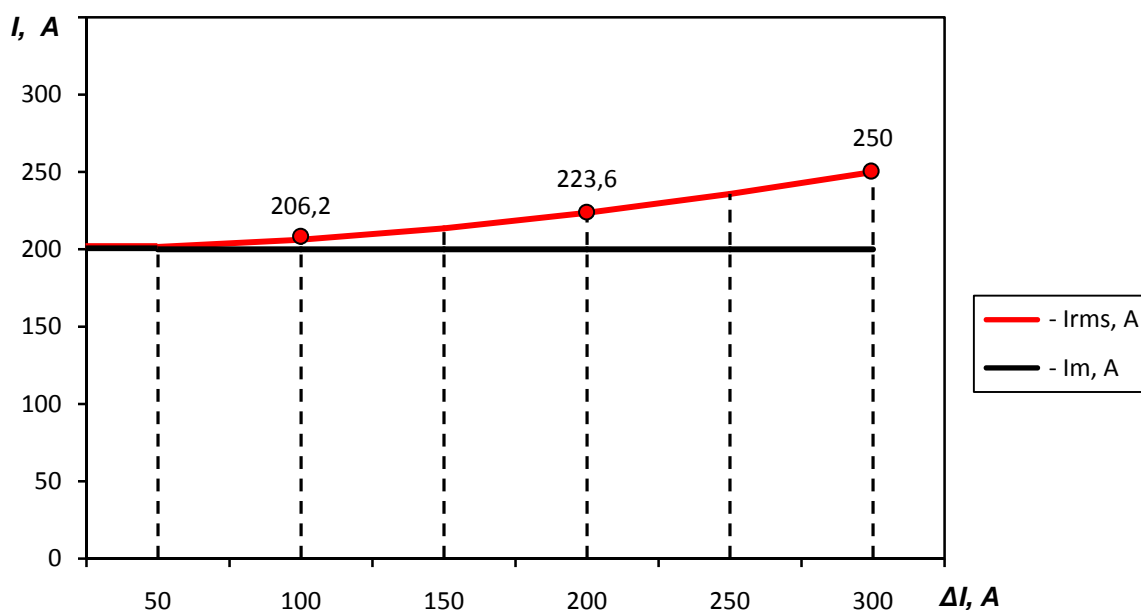


Figura 3.7 – Exemplo da dependência do valor da corrente eficaz para a diferença  $\Delta I$  em uma mesma corrente média.

Desta forma, a proposta metodológica é completada com os seguintes procedimentos:

- Os aspectos de formação e a geometria do cordão para cada condição de parâmetro de pulsação foram comparados entre si e entre uma condição de soldagem sem pulsação (corrente contínua constante) de mesmo valor de corrente média;
- Os aspectos de formação e a geometria do cordão para cada condição de parâmetro de pulsação foram comparados entre si e entre uma condição de soldagem sem pulsação (corrente contínua constante) de mesmo valor de corrente eficaz.

Através destas comparações, é esperado ser possível verificar qual das duas formas de representação de calor imposto, seja pela corrente média, seja pela corrente eficaz, é a governante na formação do cordão, se é que um possa ser individualmente predominante. Assim, estes raciocínios foram levados em consideração na escolha dos valores dos parâmetros do TIG Pulsado conduzida adiante.

### 3.3.1 Definição dos parâmetros de soldagem TIG Pulsado

A soldagem TIG pulsada com arame frio é caracterizada por muitos parâmetros de regulagem, os quais (para fins deste trabalho) podem ser subdivididos como parâmetros da formação de onda e físicos:

#### **Parâmetros da formação de onda:**

Corrente de pulso ( $I_p$ );

Corrente de base ( $I_b$ );

Tempo de pulso ( $t_p$ );

Tempo de base ( $t_b$ ).

#### **Parâmetros físicos:**

Diâmetro de eletrodo de tungstênio ( $d_e$ );

Velocidade de soldagem ( $V_{\text{sold}}$ );

Velocidade de alimentação de arame frio, ou seja, metal de adição ( $V_{\text{alim}}$ );

Distancia da ponta do eletrodo para peça ( $L_a$ );

Ângulo de afiação do eletrodo ( $\alpha$ );

Ângulo de trabalho da tocha;

Posição da entrada do metal de adição;

Diâmetro do arame frio.

Em função da seleção dos parâmetros de regulagem, se obtém como resposta os seguintes fatores de grande importância para a análise do processo, a saber:

Diferença das correntes de pulso e de base ( $\Delta I$ );

Corrente média ( $I_m$ );

Corrente eficaz, conhecida, também, como rms ( $I_{\text{rms}}$ );

Frequência de pulsação ( $f_p$ ).

A escolha de um conjunto dos parâmetros adequados para uma determinada aplicação é uma tarefa bastante complicada, especialmente em relação aos parâmetros da pulsação.

*a) Tempo de pulso ( $t_p$ ), tempo de base ( $t_b$ ) e frequência ( $f_p$ )*

Normalmente a frequência de operação nas soldagens TIG pulsada é baixa. Por isto procurou-se trabalhar na faixa de 1 a 3 Hz. O período de base normalmente é escolhido igual ao de pulso, mas pode ser duas a três vezes maiores quando se soldam seções mais espessas (DUTRA et al., 1996), o que não era o caso. Para facilitar a realização dos testes e análise dos resultados, adotou-se a igualdade entre tempo base e de pulso. A Tabela 3.2 apresenta os tempos correspondentes para cada frequência de pulsação a ser empregada no estudo.

Tabela 3.2 – Valores de tempo correspondentes para os valores de frequência de pulsação a ser usados nos testes

Parâmetros	Valores		
$f_p$ (Hz)	1	2	3
$t_p = t_b$ (s)	0,5	0,25	0,17

*b) Corrente de pulso ( $I_p$ ), corrente de base ( $I_b$ ), corrente média ( $I_m$ ), corrente eficaz ( $I_{rms}$ ) e diferença de corrente de pulso-corrente de base ( $\Delta I$ )*

O nível mínimo de corrente média (e eficaz) tem que ser suficiente para formar e manter uma poça de fusão (determinado pela condutividade térmica, espessura e dimensões da peça a soldar). O nível máximo dela é determinado também pela condutividade térmica, espessura e dimensões da peça a soldar. Assim para este trabalho, com chapas de aço ao carbono de 6,3 mm de espessura, foi escolhido trabalhar com uma corrente nominal média de 200 A. Também para o material e as dimensões dos corpos de prova usados neste trabalho, foram escolhidos três valores do corrente de pulso, a saber, 250 A, 300 A, 350 A.

Para o estudo da influência dos parâmetros de pulsação, foram escolhidos três valores da diferença  $\Delta I$ , a saber, 100 A, 200 A e 300 A, que geram, para a dada corrente nominal média de 200 A, correntes eficazes nominais iguais a 206 A, 220 A e 228 A, respectivamente.

A corrente de base deve ser ajustada num valor baixo para permitir a solidificação controlada da poça, mas suficiente para manter um arco estável. Os valores da corrente de base, considerando a condição de manter a mesma corrente média de 200 A, foram de 150 A, 100 A e 50 A, para as correntes de pulso 250 A, 300 A, 350 A, respectivamente, já que, como citado no item anterior, se mantiveram os mesmos tempos de pulso e base.

*c) Distância da ponta do eletrodo de tungstênio para peça ( $L_a$ )*

Como sabido da revisão bibliográfica, o comprimento do arco é um dos principais parâmetros que influi na formação do cordão. A sua escolha depende de tipo de junta, da espessura e de classe de material. De acordo com recomendações tiradas das fontes bibliográficas, o comprimento do arco foi escolhido bastante curto dentro de faixa de 3 a 4 mm, pois o comprimento de arco curto assegura uma maior rigidez do arco e melhor proteção gasosa da poça.

*d) Diâmetro do eletrodo e ângulo de afiação ( $d_e$  e  $\alpha$ )*

O diâmetro e o ângulo de afiação do eletrodo dependem do tipo do metal base, da espessura das chapas, do tipo (CA ou CC) e do valor da corrente, do tipo da junta e de outras características. Levando em consideração as condições e parâmetros de soldagem, apresentados anteriormente neste capítulo, e em concordância com as recomendações do Paton (1974, p. 207) e Smirnov (1986, p.277), o diâmetro de eletrodo foi escolhido de 3,2 mm. Na soldagem TIG, o ângulo do eletrodo (de afiação) tem uma influência bastante significativa nos parâmetros geométricos do cordão (tanto na penetração quanto na largura). Assim como o diâmetro de eletrodo, o ângulo da afiação tem que ser maior para as correntes mais elevadas. No caso da ponta fina demais, ela pode se desgastar mais rápido (consumo elevado do eletrodo). E, ao contrário, um ângulo de afiação grande demais acarreta um arco menos estável, pois a mancha ativa (anódica ou catódica) começa se deslocar caoticamente na ponta do eletrodo. Para o trabalho atual foi escolhido o ângulo de 60°.

*e) Posição da entrada do metal de adição*

Na prática, usualmente é recomendado alimentar o metal de adição encostando a ponta do arame na parte dianteira da poça, sem colocá-la dentro do arco. Segundo Pintos et al. (2009), em caso contrário, a ignição do arco será dificultada e, ao mesmo tempo, o cordão tomará uma geometria irregular. Por isso, foi escolhido a posição recomendada por este autor. Mas, de forma arbitrária, procurou-se manter o ângulo entre o arame e a chapa (o ângulo da entrada do arame) entre 30° e 45°, e a ponta do arame de tal forma que sem arco ela ficava a cerca de 1 mm a frente da linha de centro do eletrodo, como ilustrado na Figura 3.8.



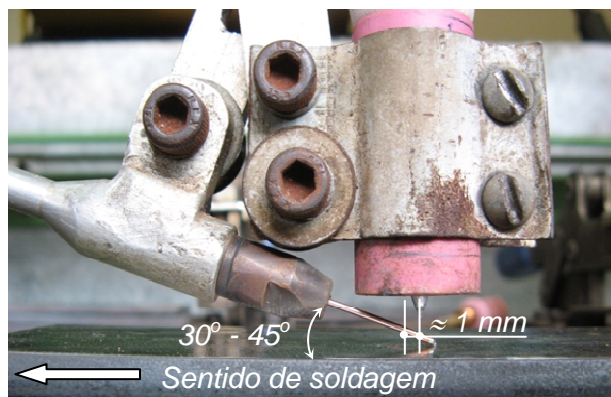


Figura 3.8 – Posição da entrada do metal de adição na poça de fusão

*f) Velocidade de alimentação e diâmetro de arame frio ( $V_{alim}$ ,  $d_a$ )*

A velocidade de alimentação para as testes preliminares foi de 1,75 m/min, enquanto para os testes finais foi elevada até 2,2 m/min. Esta alteração foi condicionado pela troca do alimentador confeccionado no Laprosolda pelo um outro *IMC STA – 20* (veja a Fig. 3.2). Apesar do fato de que o alimentador “*IMC STA - 20*” oferecesse a faixa de velocidade de 1,10 a 20,00 m/min, velocidades com menos de 2,0 m/min apresentaram uma alta instabilidade. A velocidade de alimentação escolhida foi, então, de 2,2 m/min. Porém, este aumento de da velocidade levaria a um aumento da quantidade de material depositado pela unidade do comprimento de solda (peso específico). Por isso para garantir o mesmo volume de material depositado por unidade de tempo, nos testes finais o arame de 1,2 mm foi substituído por um de 1,0 mm.

*g) Velocidade de soldagem ( $V_{sold}$ )*

Na determinação da velocidade de soldagem, procurou-se encontrar geometria adequada do cordão de solda. Como em qualquer outro processo de soldagem, a soldagem TIG não pode ser realizada com as velocidades altas demais, nem com as baixas demais, evitando a presença de defeitos na solda. Pelos testes preliminares, foi escolhida a velocidade de soldagem de 12,0 cm/s, que apresentou os melhores resultados da qualidade da solda (conforme a aparência e a ausência dos defeitos internos).

### 3.3.2 Análise geométrica do cordão

Para a medição das características geométricas dos cordões, cada placa de teste soldada foi cortada transversalmente em duas seções. Cada uma das seções retiradas foi embutida em resina e preparada metalograficamente, utilizando lixas de granulometria de 100 até 600 mesh. As amostras foram atacadas quimicamente para revelar a área fundida e outros parâmetros geométricos, utilizando-se o reagente Nital 10%.

Após ataque, as amostras foram fotografadas e analisadas por um programa de tratamento de imagem (Image J). Este software permite realizar a medição de áreas selecionadas em imagens, sendo necessário realizar para cada imagem uma calibração de uma distância conhecida. Para todas as medições realizadas, a calibração foi feita utilizando como base a espessura da chapa.

As características geométricas medidas foram o reforço ( $R$ ), a largura ( $L$ ), a penetração ( $P$ ), área fundida ( $A_f$ ) e área de reforço ( $A_r$ ) conforme a Fig. 3.9.

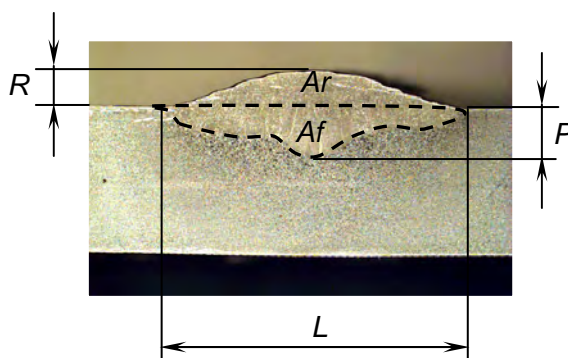


Figura 3.9 – Características geométricas dos cordões a serem medidas para fins comparativos

## CAPÍTULO IV

### RESULTADOS E DISCUSSÃO

#### 4.1 Testes preliminares

O objetivo dos testes preliminares foi a avaliação do funcionamento dos equipamentos (fonte de energia, sistema de aquisição de sinais elétricos do processo de soldagem e outros), assim como da adequabilidade dos parâmetros de regulação planejados para estudar os seus efeitos sobre a geometria do cordão.

##### 4.1.1 Procedimento experimental

Todos os testes foram feitos com um eletrodo de tungstênio toriado (2%) de 3,2 mm de diâmetro, com uma distância da ponta do eletrodo para peça de 3,5 mm, com ângulo da afiação do eletrodo 60° e com posição perpendicular da tocha. A velocidade de soldagem foi mantida constante em 12,0 cm/min. O metal de adição usado foi um arame da classe AWS ER70S-6, com diâmetro de 1,2 mm, alimentado com uma velocidade de 1,75 m/min. O gás de proteção utilizado foi argônio puro com vazão de 15,0 l/min. Os testes foram realizados em simples deposição na posição plana sobre chapas de aço carbono ABNT 1020 de 200 x 50,4 x 6,3 mm de dimensão com 2 cordões na chapa. A soldagem foi realizada com o eletrodo na polaridade negativa.

Nesta etapa, foram programados e feitos 12 testes. Os 9 primeiros usaram a mesma corrente média (200 A), fazendo uma combinação entre a pulsação em três níveis de diferença de corrente de pulso-corrente de base (doravante referida como  $\Delta I$ ), a saber,  $\Delta I = 100$  A,  $\Delta I = 200$  A e  $\Delta I = 300$  A, e três frequências de pulsação, a saber, 1, 2 e 3 Hz. Além disso, foram feitos 3 testes em corrente constante, com correntes médias reguladas para 200 A, 220 A e 230 A, em cada teste, para que estes valores ficassem iguais aos valores de correntes eficazes encontrados para os testes das séries  $\Delta I = 100$  A,  $\Delta I = 200$  A e  $\Delta I = 300$  A, respectivamente. A Tabela 4.1 apresenta o planejamento experimental, justamente

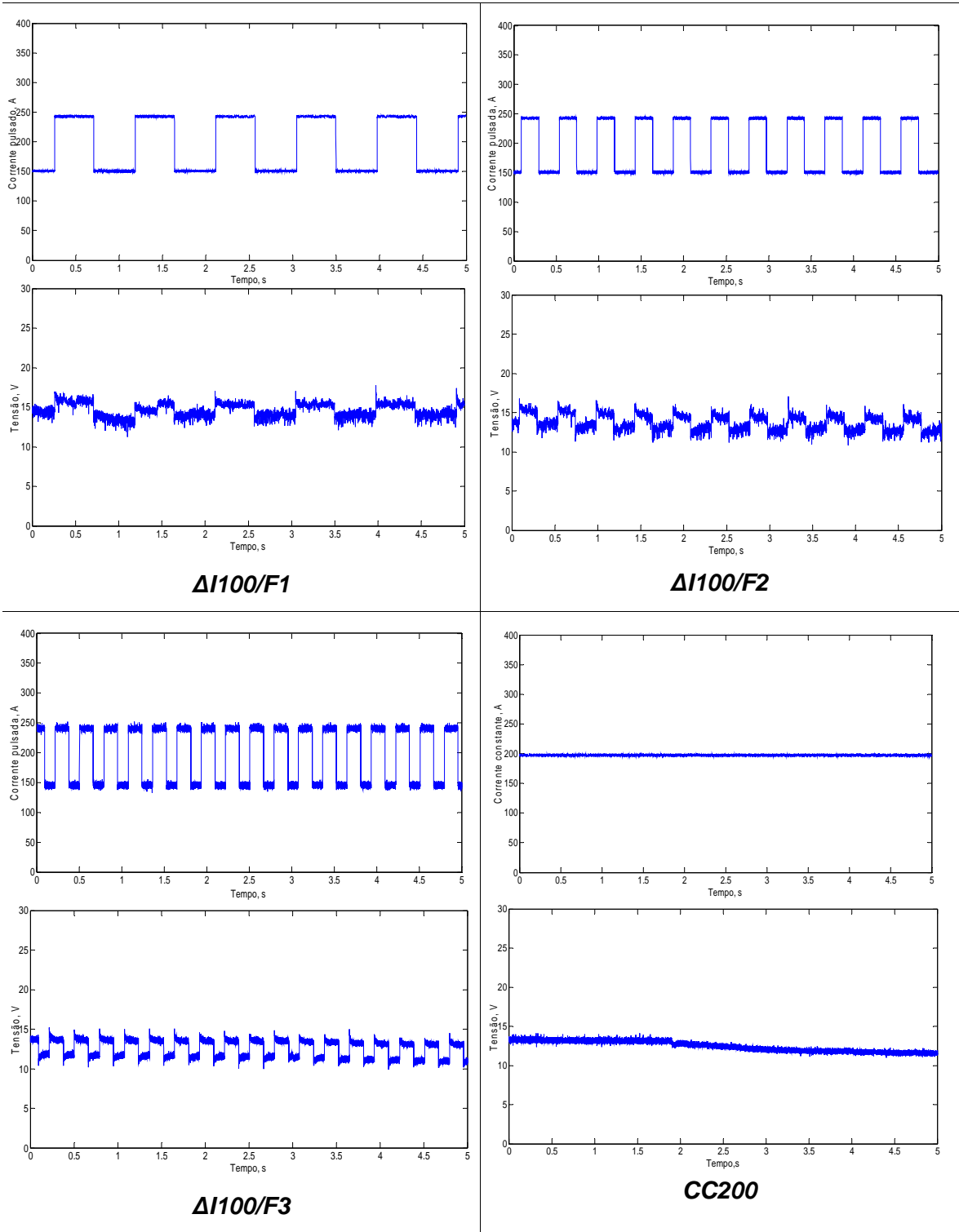
com os valores monitorados durante as soldagens, enquanto que a Tabela 4.2 traz os oscilogramas obtidos.

Os valores das  $I_p$ ,  $I_b$  escolhidos no capítulo III ( $I_p = 250, 300, 350$  A e  $I_b = 150, 100, 50$  A) foram regulados no painel de controle da fonte e medidos pelo sistema de aquisição dos dados. Os valores medidos destes parâmetros foram um pouco menores (na faixa das 1 a 8 A) do que regulados. Os valores da corrente eficaz para correntes escolhidas acima ( $I_p = 250, 300, 350$  A e  $I_b = 150, 100, 50$  A) e para os valores medidos pelo sistema de aquisição e calculados pelo programa *Matlab*, apresentaram uma diferença maior do que no caso da corrente de base e de pulso. Por exemplo, a diferença dos valores das correntes eficaz para  $\Delta I = 300$  A varia entre 15 e 20 A. No caso  $\Delta I = 100$  e 200 A, a diferença foi menor. Por isso os valores da corrente eficaz para testes preliminares foram tirados dos cálculos obtidos do sistema de aquisição de dados, sendo considerados mais confiáveis.

Tabela 4.1 – Valores regulados e monitorados dos testes preliminares

Identificação da série	Teste	Valores regulados				Valores monitorados		
		$I_m$ , A	$I_p$ , A	$I_b$ , A	$f_p$ (Hz)	$I_m$ , A	$I_{rms}$ , A	$U_m$ , V
<b><math>\Delta I</math> 100</b>	$\Delta I100/F1$	200	250	150	1	194	199	14,6
	$\Delta I100/F2$				2	192	198	14,4
	$\Delta I100/F3$				3	192	198	14,4
<b><math>\Delta I</math> 200</b>	$\Delta I200/F1$		300	100	1	199	219	14,0
	$\Delta I200/F2$				2	188	208	14,2
	$\Delta I200/F3$				3	198	217	14,1
<b><math>\Delta I</math> 300</b>	$\Delta I300/F1$		350	50	1	192	236	14,0
	$\Delta I300/F2$				2	188	233	13,9
	$\Delta I300/F3$				3	199	229	14,1
<b>CC</b>	CC200	200	-	-	-	197	197	14,2
	CC220	220	-	-	-	215	215	14,3
	CC230	230	-	-	-	228	228	14,0

Tabela 4.2 Oscilogramas dos testes preliminares obtidas durante a soldagem



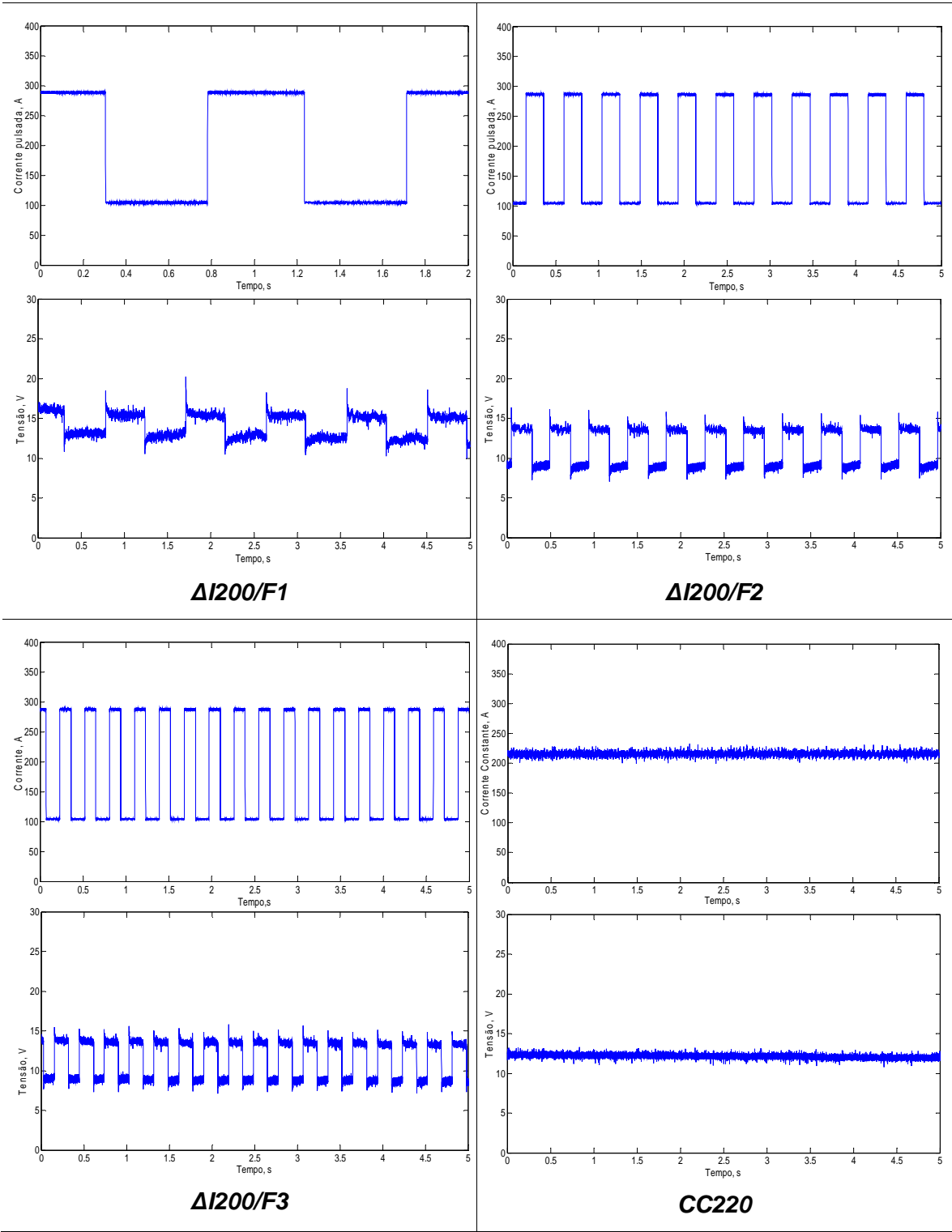
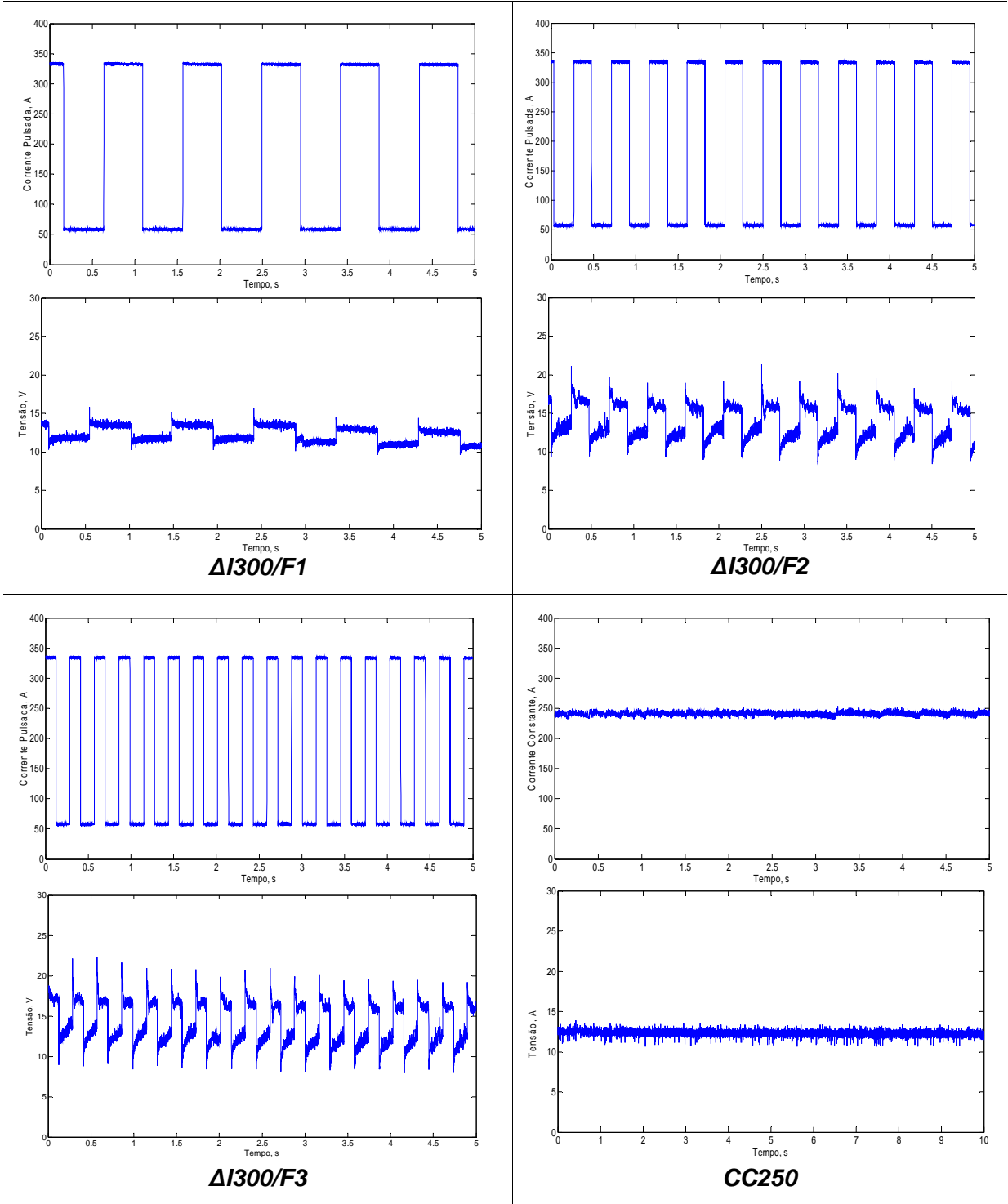


Tabela 4.2 Oscilogramas dos testes preliminares obtidas durante a soldagem  
(continuação)



#### 4.1.2 Análise do aspecto superficial e da geometria dos cordões

A Figura 4.1 ilustra o aspecto superficial dos cordões soldados conforme Tabela 4.1. Poder-se-ia supor que a regularidade das escamas na superfície dos cordões em soldagem TIG Pulsado refletiria a frequência da pulsação. Por exemplo, na frequência de 1 Hz, o contorno de cada escama é claramente visível, refletindo a hipótese. Entretanto, nas frequências maiores, de 2 e 3 Hz, a densidade das escamas aumentou, tendendo a criar uma superfície lisa. Não foi, assim, possível a medição da densidade de escamas para comprovar a hipótese. Também se pode perceber que o metal depositado dos cordões teve uma tendência a se deslocar no sentido das bordas de chapa, deteriorando a simetria do cordão. O que pode ter causado este efeito foi a tendência do deslocamento do metal depositado na direção da região mais aquecida da chapa, a qual fica do lado da borda da chapa (com a condução de calor restringida).

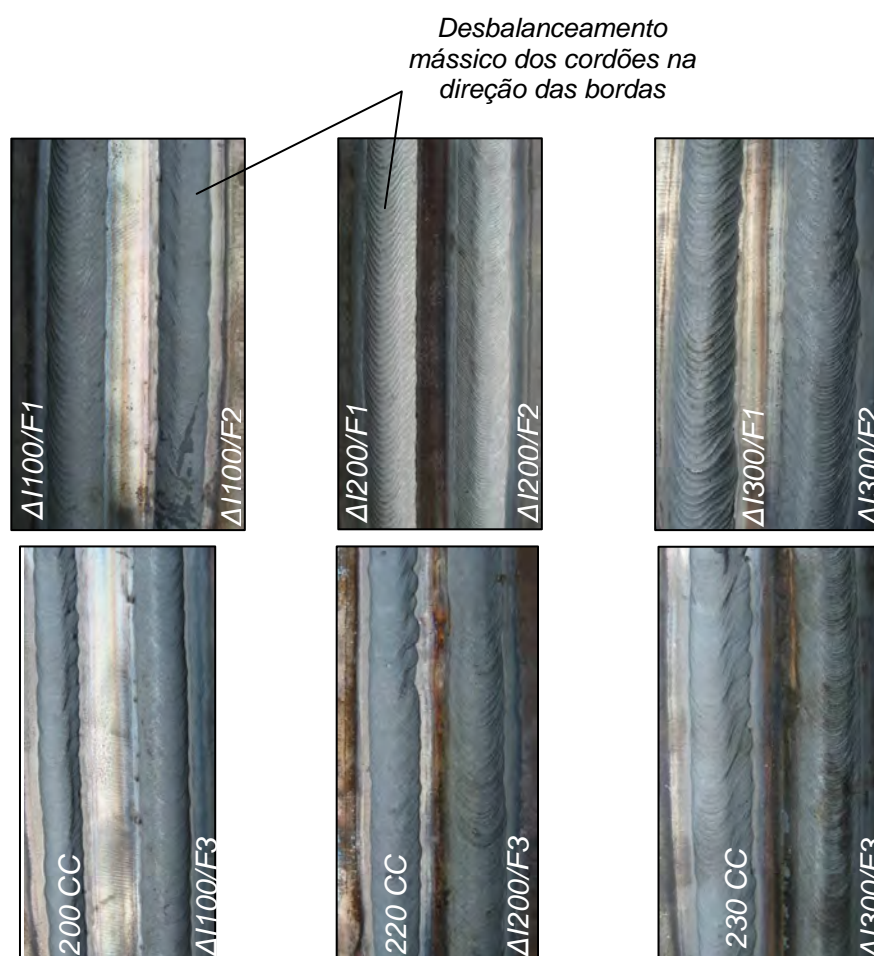




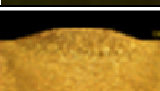





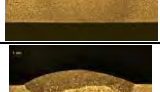



Figura 4.1 – Aspecto superficial dos cordões sobre chapa (2 cordões em cada chapa, onde os testes com a corrente pulsada têm o símbolo  $\Delta I$  e os com a corrente constante CC): arame frio de aço carbono de 1,2 mm de diâmetro;  $V_{\text{alim}} = 1,75$  m/min;  $V_{\text{sold}} = 12,0$  cm/min;  $L_a = 4,0$  mm



Para determinar as áreas das seções transversais de cordão de solda (área fundida, área de reforço e outros parâmetros geométricos da solda, tais como largura, reforço) foi realizada medições sobre seções transversais preparadas metalograficamente, usando um programa comercial de tratamento de imagem (Tab. 4.3).

Tabela 4.3 - Geometria dos cordões dos testes preliminares ( $V_{\text{alim}} = 1,75 \text{ m/min}$ ;  $V_{\text{sold}} = 12,0 \text{ cm/min}$ ;  $L_a = 4,0 \text{ mm}$ )

<i><b>Identificação da série</b></i>	<i><b>Teste</b></i>	<i><b><math>A_f(\text{mm}^2)</math></b></i>	<i><b><math>A_r(\text{mm}^2)</math></b></i>	<i><b><math>L \text{ (mm)}</math></b></i>	<i><b><math>R \text{ (mm)}</math></b></i>	<i><b>Seções transversais de cordões</b></i>
<b><math>\Delta I \ 100</math></b>	$\Delta I100/F1$	10,0	13,0	10,8	1,8	
	$\Delta I100/F2$	7,8	11,7	10,9	1,5	
	$\Delta I100/F3$	7,3	13,7	10,8	1,9	
<b><math>\Delta I \ 200</math></b>	$\Delta I200/F1$	11,8	12,0	12,1	1,7	
	$\Delta I200/F2$	9,4	13,7	12,4	1,5	
	$\Delta I300/F3$	12,2	13,9	12,1	1,8	
<b><math>\Delta I \ 300</math></b>	$\Delta I300/F1$	23,1	14,6	12,7	2,1	
	$\Delta I300/F2$	20,7	13,7	11,7	1,8	
	$\Delta I300/F3$	19,6	13,2	11,3	1,8	
<b>CC</b>	CC200	5,4	13,1	9,5	2,1	
	CC220	7,2	12,6	11,8	1,4	
	CC230	9,5	12,3	11,1	1,5	

Partindo-se do fato de que o perfil de penetração da solda teve a forma irregular, geralmente com dois pontos de máximos (Fig. 4.2), a penetração foi avaliada através da área penetrada, chamada aqui de área fundida ( $A_f$ ). Tal irregularidade de perfil pode ser o resultado do resfriamento do metal fundido pelo arame frio sendo alimentado em relação ao restante da poça (menos profundidade de penetração corresponde ao local onde o arame foi inserido). Na seção 4.5 serão apresentados resultados que corroboram esta suposição.

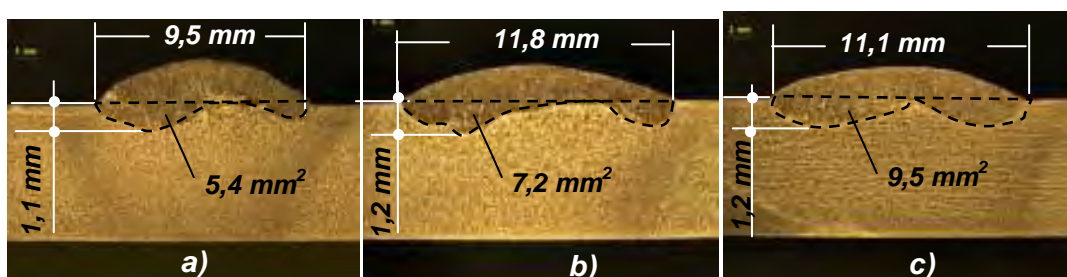


Figura 4.2 – Área fundida e os parâmetros geométricos do cordão com corrente constante: **a)** 200 A; **b)** 220 A e **c)** 300 A

Os resultados mostrados na Tab. 4.3 levam a perceber que o menor  $\Delta I$  favorece um perfil da zona de fusão mais regular (compare os perfis correspondentes ao  $\Delta I = 100$  A e  $\Delta I = 200$  A com os do  $\Delta I = 300$  A, que acarreta num perfil da zona fundida com mudanças abruptas, formando uma forma de cálice). Mas as mudanças da geometria do cordão observadas poderiam ser causadas tanto pela influência da diferença das correntes ( $\Delta I$ ), como pela corrente de pulso sozinho, ou até pela corrente eficaz. Para determinar o parâmetro responsável para as mudanças da geometria do cordão, é necessário conduzir uma análise mais detalhada dos dados da Tab. 4.1.

#### 4.1.3 Análise da influência dos parâmetros do processo TIG Pulsado na geometria do cordão

##### a) Influência da diferença de corrente ( $\Delta I$ ) com mesmo valor de corrente média sobre a geometria do cordão

Os dados representados na Tabela 4.3 mostram que a área fundida ( $A_f$ ), área de reforço ( $A_r$ ), largura (L) e reforço (R) dependem do valor da diferença de corrente  $\Delta I$ , embora na forma não linear, ora mais, ora menos pronunciado, como ilustrado na Figura 4.3.

Como se pode perceber, com o aumento da diferença de corrente tem uma leve tendência de crescimento da área fundida quando o  $\Delta I$  se passa de 100 para 200 A, alcançando valores mais elevados  $\Delta I$  de 300 A, superando em quase 2,0 a 2,5 vezes os valores típicos para  $\Delta I$  iguais a 0, 100 e 200 A. Mas, ao mesmo tempo, como pode ser

observado na Tabela 4.3, estas condições ( $\Delta I = 300$  A) levam à geração de defeitos em forma de cavidades no fundo do cordão, cujas causas serão o objeto da análise apresentada na seção 4.2. A respeito de outros parâmetros geométricos (largura e reforço) não foram observadas mudanças significativas com o aumento da diferença de corrente e da corrente média.

Os dados mostrados na Tabela 4.3 dão para concluir que, apesar de que corrente média sempre teve o mesmo valor para todas as diferenças de corrente, isso não acarreta em mesma área fundida. Então, é a diferença de corrente ( $\Delta I$ ) que influi mais de que a corrente média na eficiência de fusão do metal base (veja item **c** abaixo). Como diferenças em  $\Delta I$  representam valores diferentes em RMS para um mesmo valor de corrente média, sugere-se que a maior área fundida com o aumento de  $\Delta I$  possa ser devido aos maiores valor de  $I_{rms}$ .

*b) Influência da frequência de pulsação ( $f_p$ ) com mesmo valor de corrente média sobre a geometria do cordão*

Ao contrário da corrente, a frequência da pulsação não tem nenhum efeito significativo sobre os parâmetros geométricos da solda (Fig.4.3). As tendências observadas para a relação *parâmetros geométricos do cordão* -  $f_p$  (*frequência*) têm um caráter tanto linear como não linear, ou até sem tendência qualquer. Por exemplo, em todas as frequências de operação para  $\Delta I = 100$  e 200 A, a largura e reforço do cordão permaneceram praticamente inalterados. Enquanto, que para diferença de corrente de 300 A, o reforço, assim como a largura, aumentaram com a diminuição da frequência (seguindo um caráter linear) (Fig. 4.3(c)). O que, em primeira vista, parece ser uma contradição (pois o aumento da largura do cordão deveria levar a uma redução do reforço). Uma explicação para isso pode ser o fato de que a diminuição da frequência de pulsação foi acompanhada pelo aumento do tamanho das cavidades no fundo do cordão (veja a Tab. 4.3), que contribuíram ao crescimento do reforço.

A área da zona fundida teve uma dependência da frequência ora linear (diminuindo com o aumento da frequência, como para as diferenças de correntes de 100 e 300 A), ora não linear (como para a diferença de correntes de 200 A, quando ela atingiu o seu pico mínimo na frequência de pulsação de 2 Hz).

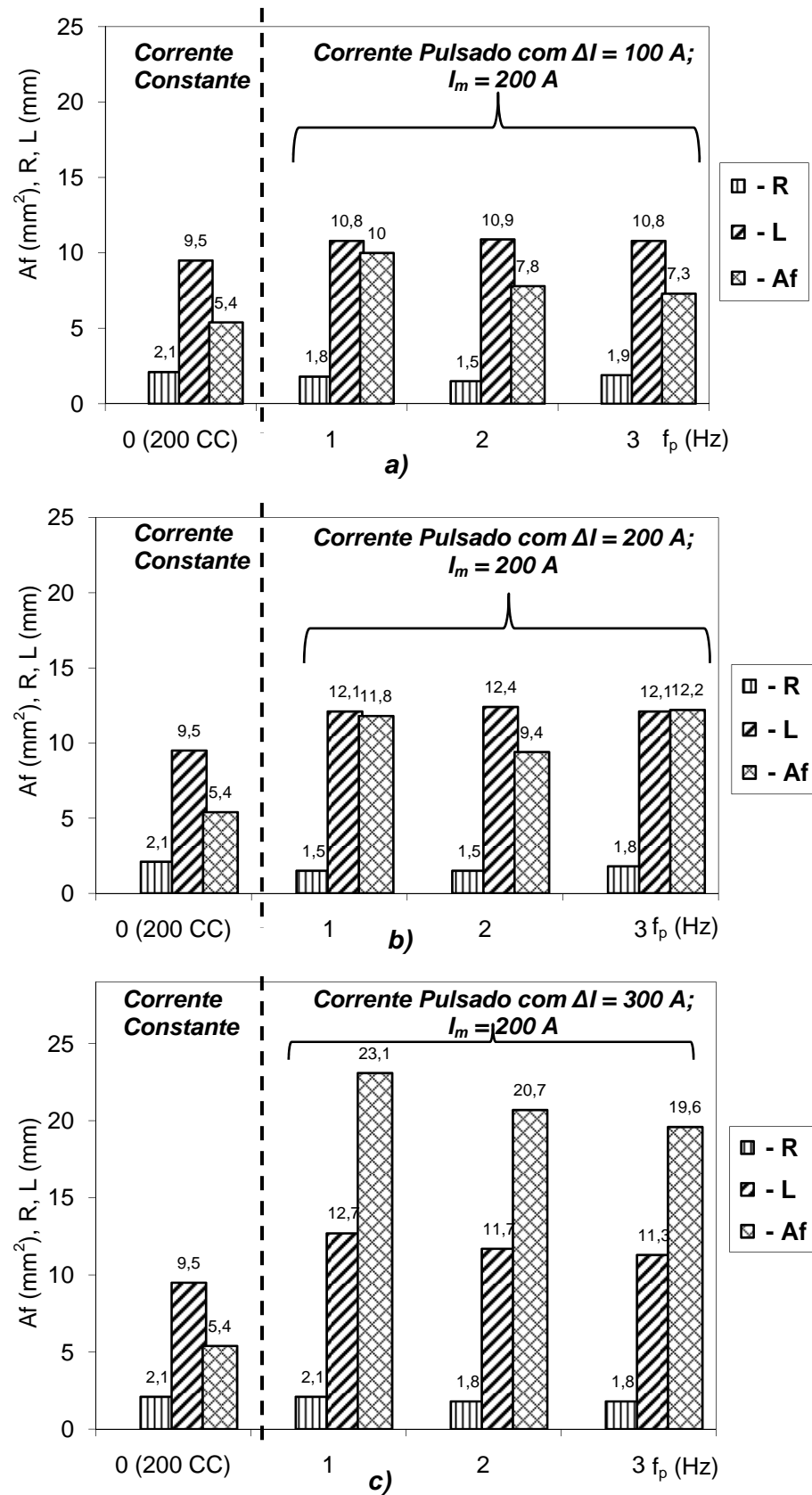


Figura – 4.3 Influência dos parâmetros da pulsação ( $f_p$  e  $\Delta I$ ) sobre os parâmetros geométricos do cordão tomando como referência o resultado com a condição sem pulsação ( $V_{alim} = 1,75 \text{ m/min}$ ;  $V_{sold} = 12,0 \text{ cm/min}$ ;  $L_a = 4,0 \text{ mm}$ )

*c) Influência da corrente eficaz ( $I_{rms}$ ) sobre a geometria do cordão*

Sabe-se que com os diferentes valores de  $\Delta I$ , a intensidade da corrente eficaz também se altera, mesmo que a  $I_m$  tenha ficado constante (porém, quando  $\Delta I = 0$ ,  $I_m = I_{rms}$ ). Para verificar o efeito próprio da intensidade de corrente eficaz sobre a geometria do cordão, depositou-se outros cordões em corrente constante ( $\Delta I = 0$ ) com valores de corrente eficazes correspondentes com as condições com  $\Delta I$  de 100, 200 e 300 A, ou seja,  $I_{rms}$  de 200, 220 e 230 A, respectivamente. A análise dos resultados apresentados na Tabela 4.3 e Figura 4.4 sugere que para uma mesma corrente eficaz, a pulsação aumenta a área fundida (pouco efeito sobre reforço e largura do cordão). Como o mesmo comportamento foi obtido quando se comparou sob a mesma corrente média, não se pode dizer que este aumento de área fundida seja devido à corrente eficaz, como sugerido ao final do item 4.1.3 (a).

Pode-se, assim, pensar que a ação mecânica do pulso de corrente (a pressão dele) sobre o metal líquido da poça é mais significativa do que o efeito do valor eficaz da corrente pulsada (que determina, principalmente, o calor imposto).

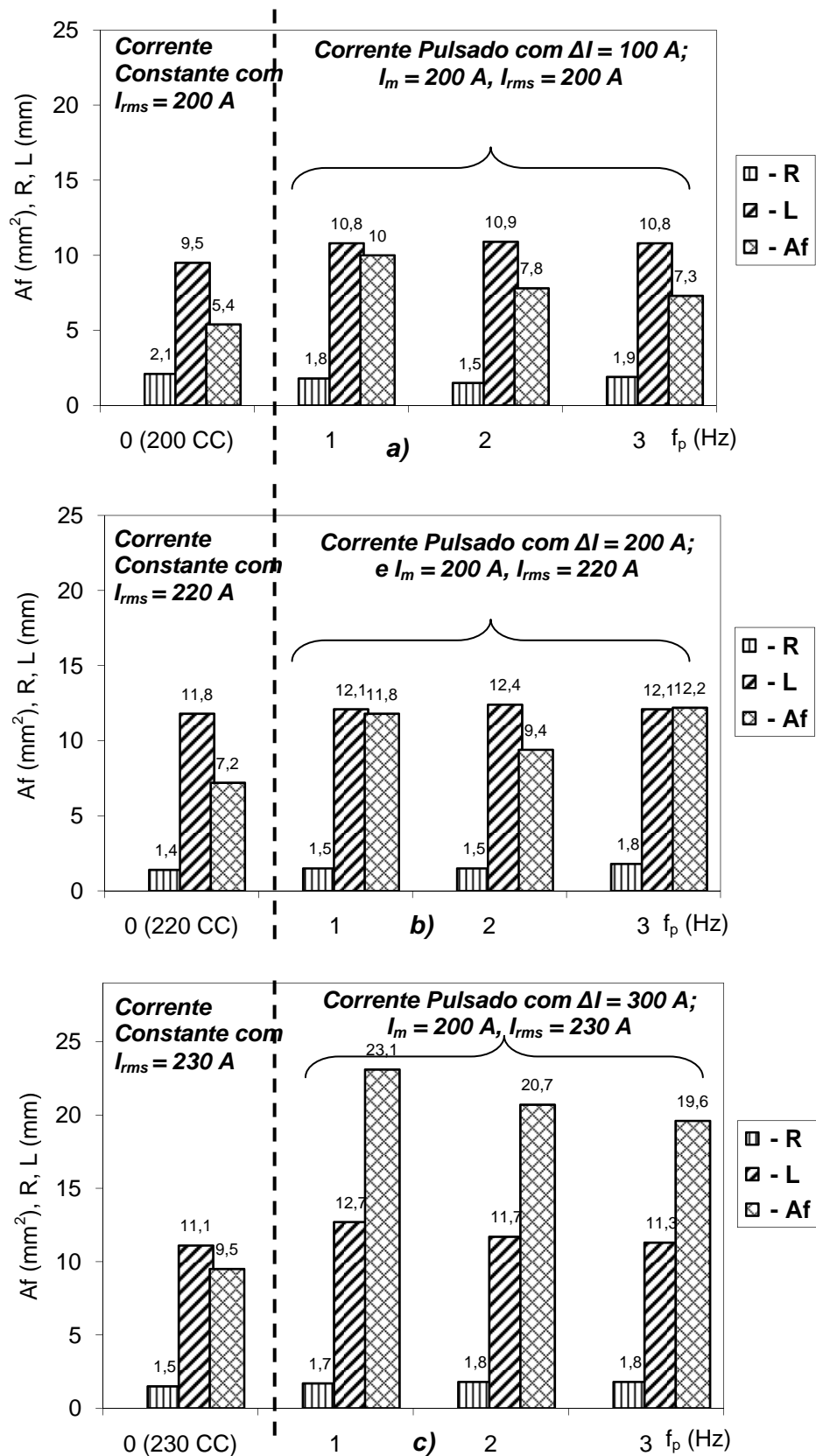


Figura 4.4 – Influência da corrente eficaz ( $I_{rms}$ ) sobre a área fundida e os parâmetros geométricos ( $V_{alim} = 1,75$  m/min;  $V_{sold} = 12,0$  cm/min;  $L_a = 4,0$  mm): **a)**  $I_{rms} = 200$  A; **b)**  $I_{rms} = 220$  A e **c)**  $I_{rms} = 230$  A

## 4.2 Causas e os mecanismos de formação dos defeitos em forma das cavidades no fundo do cordão

Como já foi mencionado anteriormente, nas condições de alto  $\Delta I$  ( $\Delta I=300$  A) foram observados defeitos na forma das cavidades (Fig. 4.5). Estas cavidades foram mais pronunciadas na frequência baixa (1 Hz), chegando a se tornar alongadas e alinhadas com o eixo do cordão, como ilustra a Fig. 4.6.

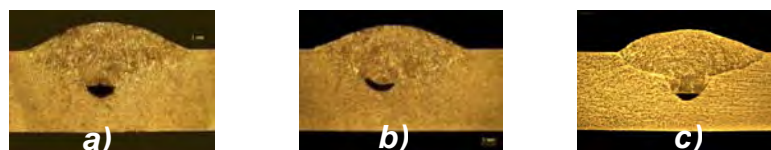


Figura 4.5 – Defeitos em forma das cavidades: **a)**  $\Delta I 300/F1$ ; **b)**  $\Delta I 300/F2$  **c)**  $\Delta I 300/F3$

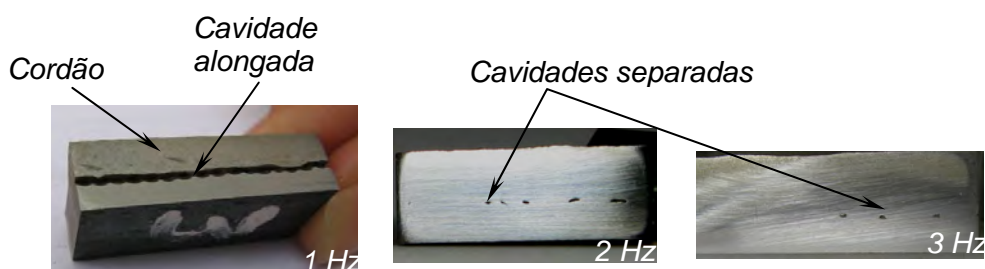


Figura 4.6 – Influência da frequência da pulsação sobre a geração das cavidades em seções longitudinais do cordão com  $\Delta I = 300$  A

Este defeito é conhecido na literatura e até ganhou o nome de *efeito de túnel* (SCHOBEL, 1860) ou *porosidade em túnel* (MENDEZ, EAGAR, 2003). Segundo os autores Moiseenko; Eydelshyeyn; Krasnov (1969), as cavidades do cordão são formadas pela ação dos pulsos de corrente e pressão de arco, ou seja, esses defeitos ocorrem devido à expulsão de metal fundido da poça de fusão e pela solidificação prematuramente do metal fundido quando ele escorre de volta para a poça de fusão.

Em experimentos sem arame de adição (Fig. 4.7 e 4.8) e nas condições de  $\Delta I = 300$  A, estas cavidades não sumiram, mas são menos nítidas. Para os demais valores de  $\Delta I$  não aconteceram cavidades, da mesma forma que na condição com arame frio. Seguindo a mesma lógica, é possível supor que a adição do arame frio provocaria uma solidificação do metal da poça ainda mais acelerada e, portanto, uma geração mais pronunciada deste tipo do defeito.



Figura 4.7 – Seções transversais de cordões com corrente pulsada sem alimentação do arame



Figura 4.8 – Cavidade alongada nas secções longitudinais de cordões sem alimentação de arame para: **a)** ΔI300/F1 e **b)** ΔI300/F3

Assim, estes experimentos confirmam a hipótese de que essas cavidades são formadas principalmente pela expulsão de metal fundido da poça de fusão devido à ação da corrente de pulso. Durante o tempo de pulso (de corrente elevada) ocorre a fusão do metal base e do arame frio (se for o caso). Sob ação da pressão de arco ocorre a expulsão do metal líquido de região dianteira e deslocamento dele para a região traseira da poça de fusão. Como resultado deste deslocamento do metal fundido, surge uma cratera na região dianteira da poça. Durante o tempo de base, a pressão do arco diminui, causando o deslocamento contrário do metal de volta para a região da cratera. No seu caminho de volta o metal se solidifica, sendo que, as camadas inferiores da poça se solidificam antes do que as superiores (pois a solidificação começa da fronteira com o metal sólido). O metal se solidifica ora pendendo na parede traseira da cratera, ora fechando a cratera por cima, deixando no fundo dela uma cavidade preenchida com gases capturados. Em outras palavras, a causa principal da geração destas cavidades é que o metal das camadas superiores se solidifica antes de alcançar o fundo da poça (cratera).

Por outro lado, os pulsos de corrente de menor amplitude ( $\Delta I = 100$  e  $200$  A) acarretam menores volumes do metal fundido e os deslocamentos do metal líquido menos pronunciados. Logo, as crateras são de menor profundidade e fácil a ser preenchidas no deslocamento de volta do metal expulso sem geração das cavidades. Assim, o aumento da probabilidade de formação das cavidades com a redução da frequência da pulsação pode ser explicado da seguinte maneira:



*Pulsos mais longos de corrente provocam uma expulsão de massa maior de metal fundido e o deslocamento dele na distância maior da cratera formada. Nestas condições o metal fundido tem menos chances a voltar no seu lugar anterior (ou seja, escorrer por completo na cratera) antes da sua solidificação, o que é ilustrado na Fig. 4.8.*

Testes com velocidade soldagem variável poderiam ajudar a esclarecer ainda mais as causas da geração das cavidades sob questão. Tais experimentos foram realizados por simples fusão sobre chapa (sem alimentação do arame), com comprimento do arco de 4 mm e uma diferença da corrente  $\Delta I$  de 300 A, frequência de 1 Hz. As condições com  $\Delta I = 300$  A e frequência de 1 Hz foram escolhidas por apresentarem mais geração das cavidades. Velocidades de soldagem de 12, 24, 30, 36, 48 e 60 cm/min foram impostas. Os resultados desses experimentos são mostrados na Figura 4.9.

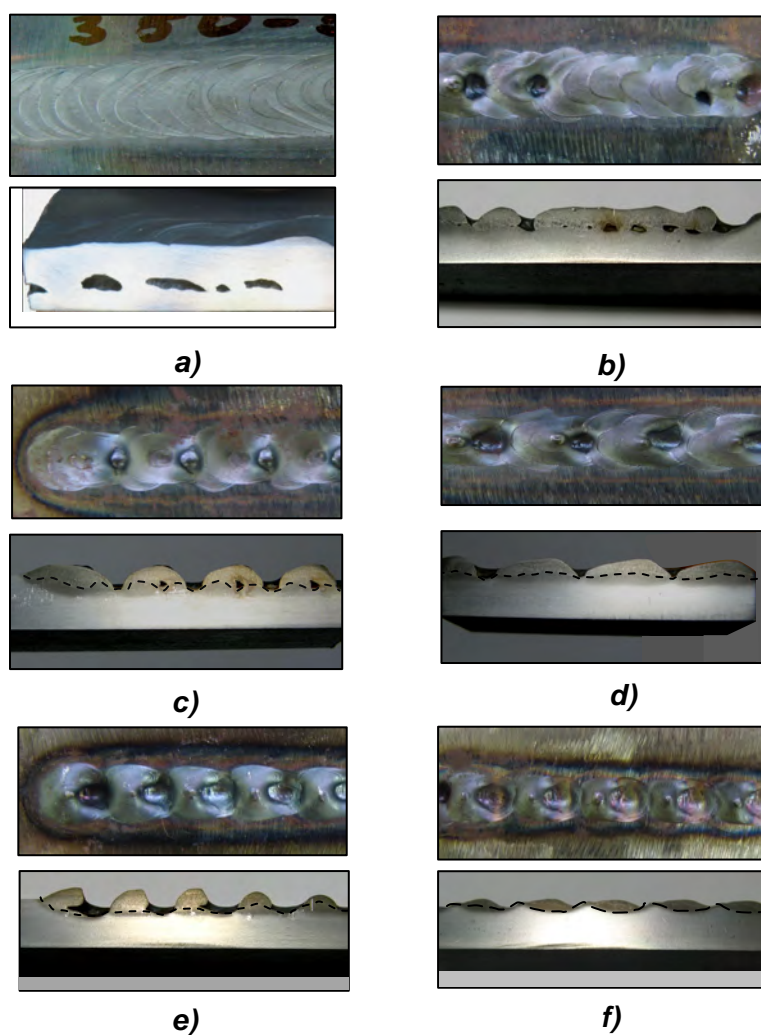


Figura 4.9 – Influência da velocidade de soldagem sobre a formação de cavidades em cordões com solda TIG com  $\Delta I = 300$ ,  $f_p = 1$  Hz e  $L_a = 4,0$  mm: **a)**  $V_{\text{sold}} = 12,0$  cm/min; **b)**  $V_{\text{sold}} = 24,0$  cm/min; **c)**  $V_{\text{sold}} = 30,0$  cm/min; **d)**  $V_{\text{sold}} = 36,0$  cm/min; **e)**  $V_{\text{sold}} = 48,0$  cm/min; **f)**  $V_{\text{sold}} = 60,0$  cm/min (TOKAR, 2011)

A partir dos resultados obtidos, percebe-se que nas velocidades de soldagem baixas (12, 24 e 30 cm/min) a probabilidade de aparecimento das cavidades foi mais elevada do que em velocidades mais altas. Interessante é o fato de que na velocidade de 5 mm/s, além das cavidades, foram também formadas as crateras (Fig. 4.9(c)), sendo que a periodicidade das cavidades juntos com as crateras corresponde à frequência da pulsação de corrente. Em outras palavras, a distância entre a cavidade e a cratera subsequente corresponde à distância percorrida pela tocha durante a base.

Então surge uma pergunta: porque um pulso cria uma cavidade, enquanto o pulso posterior gera uma cratera? A explicação para esse fenômeno pode ser dada da seguinte forma:

- O pulso empurra o metal fundido para a região traseira da poça (Fig. 4.10(a)).
- Durante a base, o metal expulso se solidifica, voltando um pouco para frente (Fig. 4.10(b)).
- O metal líquido, expulso pelo próximo pulso se encosta com o metal solidificado do pulso anterior (Fig. 4.10(c)) e sob a ação da tensão superficial se junta com ele se deslocando um pouco para trás (Fig. 4.10(d)).
- No entanto, o metal do novo pulso (o terceiro) já não alcança o metal do pulso anterior (Fig. 4.10(e)) (pois a distância entre deles cresceu) e se solidifica sem fechar a cratera anterior (Fig. 4.10(f)).

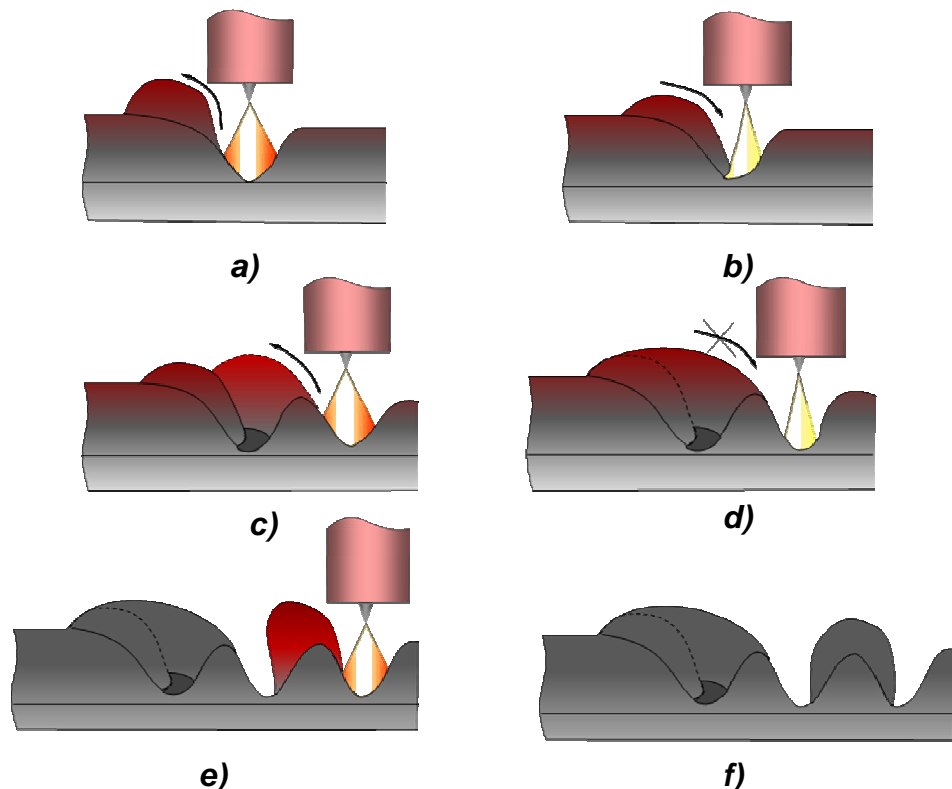


Figura 4.10 – Ilustração da formação da cratera na soldagem TIG Pulsado

Para velocidades mais altas (48 e 60 cm/min), a distância entre as crateras aumenta ainda mais, o que impede a união do metal fundido de cada pulso em uma solda constante, logo todas as crateras estão abertas. É até possível em velocidades de soldagem mais altas achar a relação entre o número de crateras e a pulsação. Porém, um fato interessante foi que nas condições de  $F_p = 1$  Hz,  $V_{\text{sold}} = 10$  mm/s e  $\Delta I = 300$  A, a tocha deveria andar 10 mm entre pulsos. Entretanto, o cálculo realizado mostrou que a tocha se deslocava somente 9,75 mm por um período de pulsação, ou seja, um pouco menos do que o esperado. A explicação para este fato é de que o período de onda da corrente não foi igual a 1 segundo, mas 0,92 s, como ilustrado pela Fig. 4.11 (ou seja, o período de pulsação foi mais curto e a frequência foi um pouco maior 1,1 Hz do que regulado). Ou seja, o equipamento não estava devidamente calibrado.

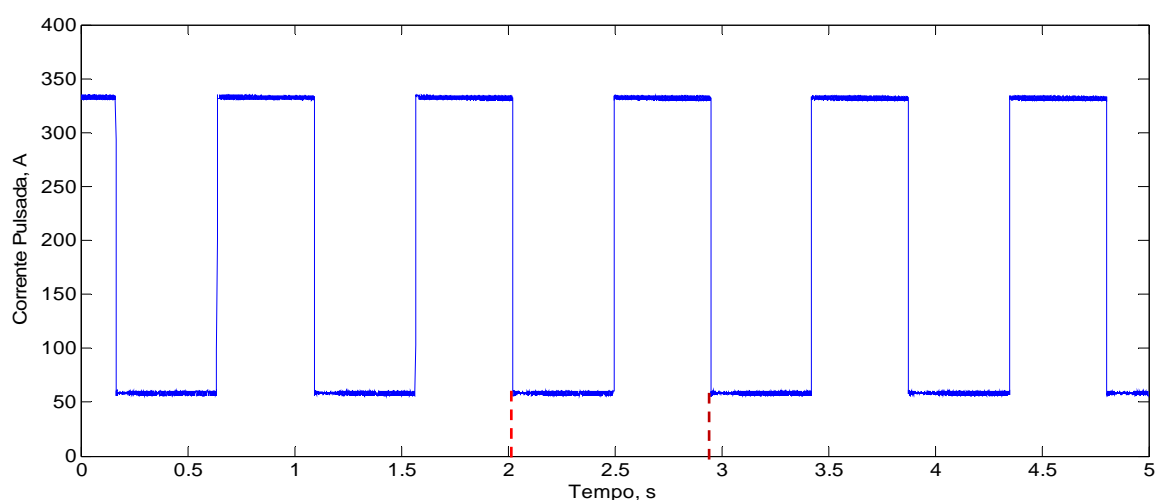


Figura 4.11 – Oscilograma da corrente pulsada para condição de soldagem:  $\Delta I = 300$  A e  $f_p = 1$  Hz

Como pode ser visto nas fotos mostradas na Fig. 4.12(a), os defeitos que aparecerem nas velocidades de soldagem elevadas lembraram o defeito conhecido como “humping”. Apesar do fato de que as causas desses defeitos são diferentes, alguns autores (por exemplo, SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979) chamam ambos como “humping”. A principal diferença entre eles é que no humping a penetração é constante, enquanto no nosso caso a penetração varia conforme o pulso e a base da corrente. Para comparação, abaixo estão mostrados as fotos com humping (Fig. 4.12(b)) e com o defeito de formação provocado pela pulsação da corrente (Fig. 4.12(a)). Defeito “humping” é principalmente formado devido a uma instabilidade da formação do cordão provocada pela ação da tensão superficial, quando a poça de fusão é de tamanho pequeno (ou seja, quando há uma falta de metal para manter o cordão único); as condições típicas para as velocidades altas e correntes baixas. O metal líquido se grupa na superfície da chapa na forma das bolas separadas.

Na corrente pulsada, a semelhança com o humping ocorre primeiramente por causa de expulsão periódica do metal fundido na superfície da chapa pela ação dos pulsos de corrente. Este defeito, assim como no caso de humping, ocorre na velocidade de soldagem acima de um valor crítico, que no nosso caso foi de aproximadamente de 12 a 18 cm/min. Assim, os mecanismos e as causas que provocaram a formação desses defeitos tiveram natureza diferente.

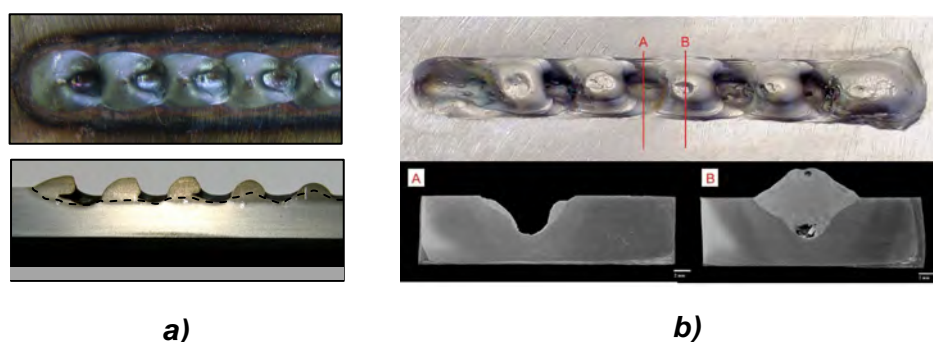


Figura 4.12 – **(a)** aparência e seção longitudinal do cordão com efeito parecido ao humping (TOKAR, 2011); **(b)** aparência e seção transversal do cordão com efeito de humping (SCHWEDERSKY, 2009)

### 4.3 Testes finais

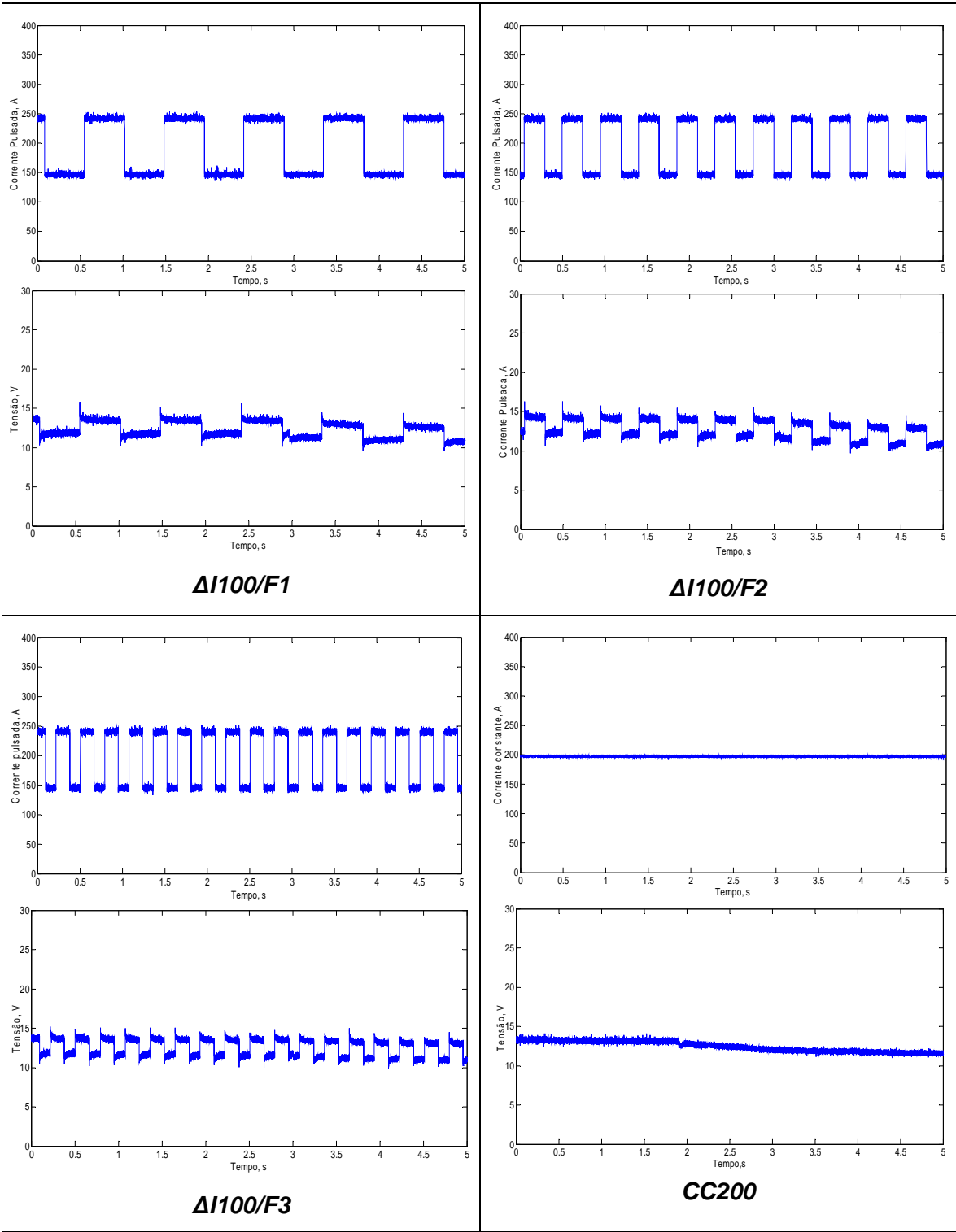
#### 4.3.1 Procedimento experimental

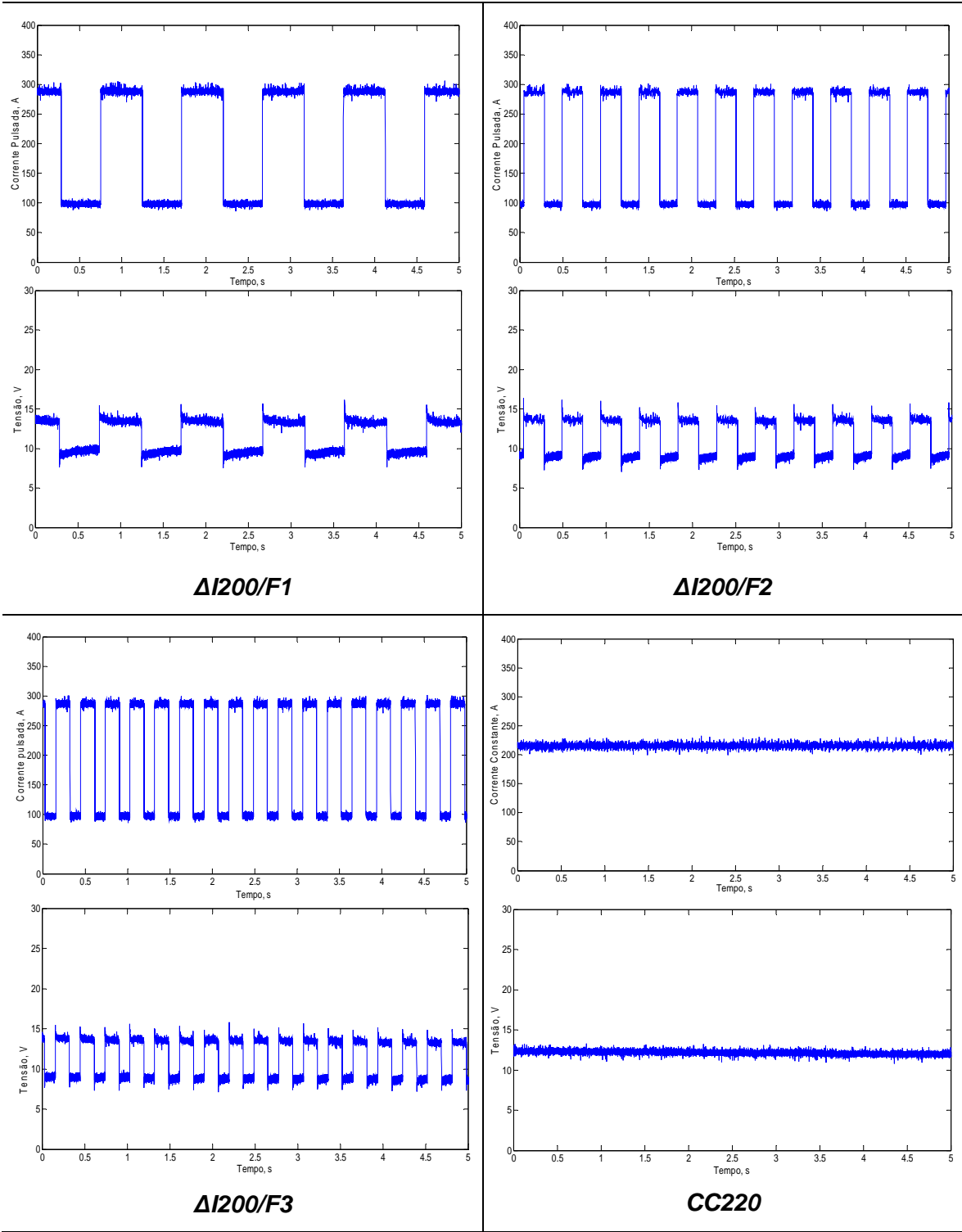
Os testes finais tiveram a finalidade de confirmar as hipóteses sobre a influência dos parâmetros de soldagem TIG Pulsado na formação de cordão e nos defeitos encontrados (principalmente, nas cavidades na raiz do cordão). Assim como nos testes preliminares, foram feitos 12 testes em forma de simples deposição sobre chapa nas mesmas condições de soldagem, exceto a velocidade de alimentação do arame, que passou para 2,2 m/min (valor justificado no capítulo III), o seu diâmetro (passou de 1,2 mm para 1,0 mm) e a distância eletrodo=peça (substituído por comprimento menor, de 4 para 3,5 mm (com menor comprimento de arco foi observado melhor qualidade da solda). Chama-se atenção para que, neste caso, as chapas foram de menor largura (35,6 mm ao invés de 50,4 mm), uma vez que se decidiu usar apenas um cordão por chapa de teste. A Tabela 4.4 apresenta o planejamento experimental, justamente com os valores monitorados durante as soldagens, enquanto que a Tabela 4.5 traz os oscilogramas obtidos.

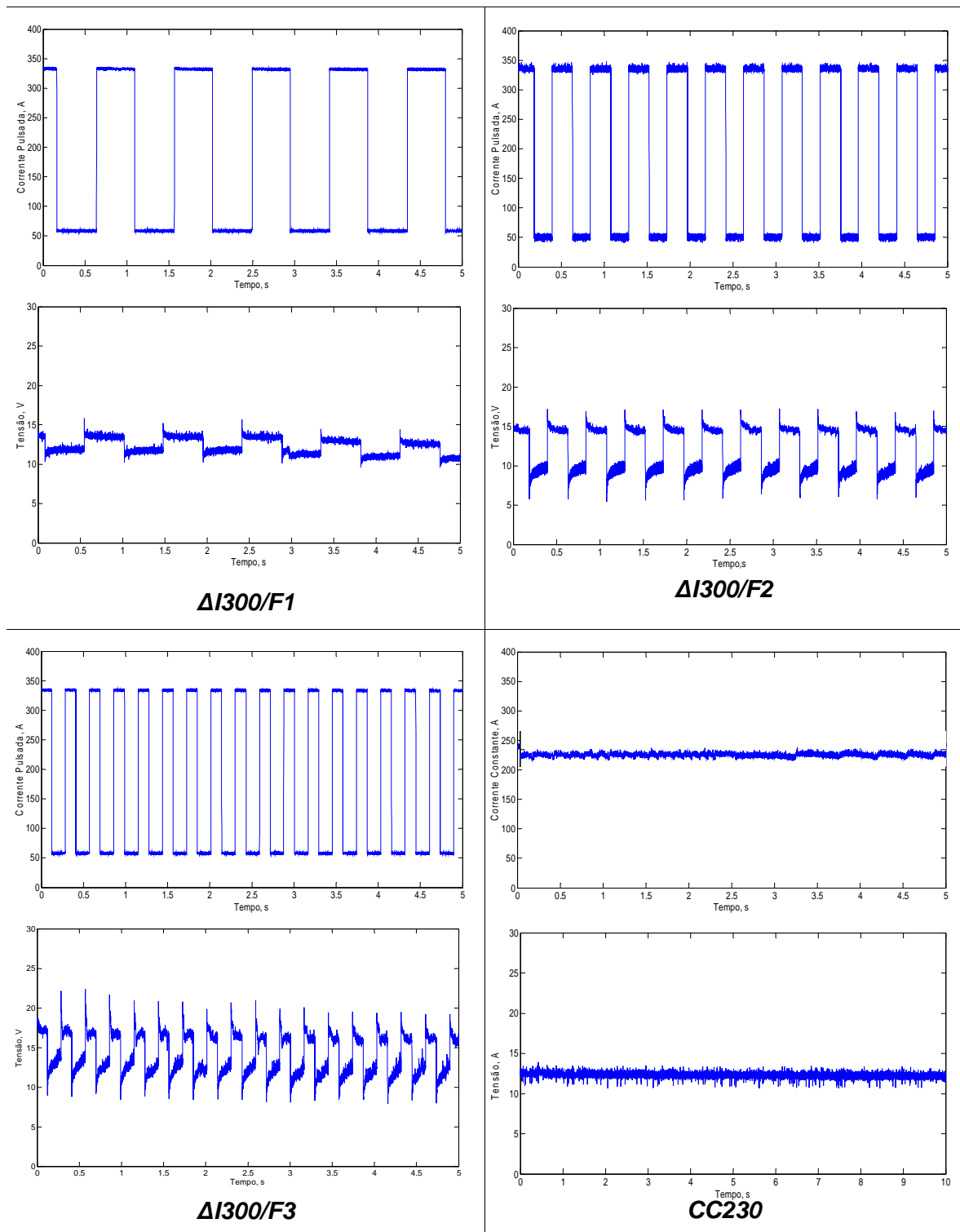
Tabela 4.4 – Valores regulados e monitorados dos testes finais

<i>Identificação da série</i>	<i>Teste</i>	<i>Valores regulados</i>				<i>Valores monitorados</i>		
		$I_m, A$	$I_p, A$	$I_b, A$	$f_p (Hz)$	$I_m, A$	$I_{rms}, A$	$U_m, V$
<b><math>\Delta I</math> 100</b>	$\Delta I100/F1$	200	250	150	1	193	199	11,9
	$\Delta I100/F2$				2	197	203	12,1
	$\Delta I100/F3$				3	199	205	12,8
<b><math>\Delta I</math> 200</b>	$\Delta I200/F1$		300	100	1	197	219	11,3
	$\Delta I200/F2$				2	203	224	11,4
	$\Delta I200/F3$				3	205	225	11,0
<b><math>\Delta I</math> 300</b>	$\Delta I300/F1$		350	50	1	194	246	12,1
	$\Delta I300/F2$				2	206	249	11,9
	$\Delta I300/F3$				3	189	238	12,2
<b>CC</b>	CC206	206	-	-	-	193	193	11,8
	CC224	224	-	-	-	218	217	13,5
	CC250	250	-	-	-	241	241	12,7

Tabela 4.5 Oscilogramas dos testes preliminares obtidas durante a soldagem







#### 4.3.2 Análise do aspecto superficial e da geometria dos cordões

As correções introduzidas nas condições de soldagens desta etapa acarretaram em algumas mudanças nos resultados. Por exemplo, agora não foi observado o deslocamento do cordão no sentido de uma das bordas, como nos testes preliminares (compare Fig. 4.1



com Fig. 4.13). Também, a partir das imagens dos cordões obtidos nestes testes, pode-se notar que em certas condições de soldagem (por exemplo,  $\Delta I = 300$  A e  $f_p = 1$  Hz) foi observado o fenômeno de saída da ponta do arame de adição na parte traseira da poça de fusão, formando uma “cauda de dragão”, cuja explicação será dada a seguir. Com o  $\Delta I = 200$  A, este efeito foi bem menos pronunciado e o mesmo não foi observado com o  $\Delta I = 100$  A.

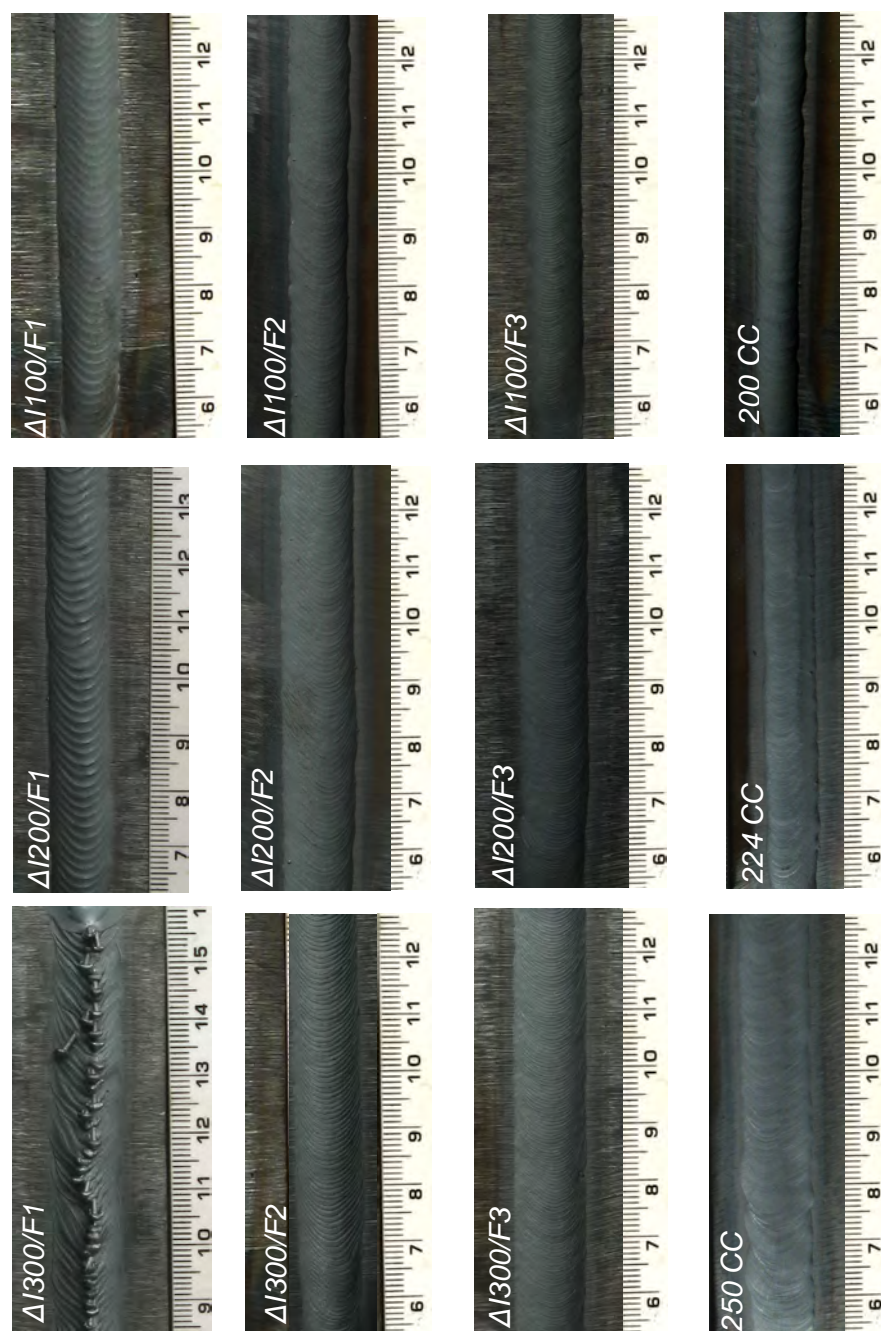
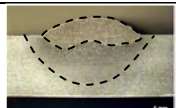
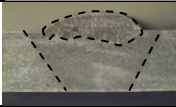
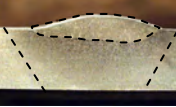


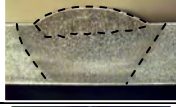



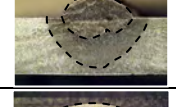




Figura 4.13 – Aspecto superficial dos cordões sobre chapa dos testes finais ( $\Delta I$  - corrente pulsada; CC - corrente constante): arame frio de aço carbono de 1 mm de diâmetro;  $V_{alim} = 2,2$  m/min;  $V_{sold} = 12,0$  cm/min;  $L_a = 3,5$  mm

Assim como nos testes preliminares, para determinar as características geométricas do cordão foi realizada análise metalográfica, cujos resultados são apresentados na Tab. 4.6.

Tabela 4.6 - Geometria dos cordões dos testes finais ( $V_{\text{alim}} = 2,2 \text{ m/min}$ ;  $V_{\text{sold}} = 12,0 \text{ cm/min}$ ;  $L_a = 3,5 \text{ mm}$ )

<i>Identificação da série</i>	<i>Teste</i>	$A_f$ ( $\text{mm}^2$ )	$A_r$ ( $\text{mm}^2$ )	$R$ ( $\text{mm}$ )	$L$ ( $\text{mm}$ )	<i>Seções transversais de cordões</i>
<b><math>\Delta I</math> 100</b>	$\Delta I100/F1$	6,4	10,4	1,8	9,7	
	$\Delta I100/F2$	7,9	13,1	1,8	9,8	
	$\Delta I100/F3$	9,8	7,9	1,4	9,6	
<b><math>\Delta I</math> 200</b>	$\Delta I200/F1$	9,7	12,8	1,6	11,1	
	$\Delta I200/F2$	8,6	13	1,6	10,8	
	$\Delta I200/F3$	11,2	12,5	1,7	10,3	
<b><math>\Delta I</math> 300</b>	$\Delta I300/F1$	15,0	13,4	2,2	11,9	
	$\Delta I300/F2$	12,5	11,1	1,5	12,3	
	$\Delta I300/F3$	14,3	13,9	1,7	12,4	
<b>CC</b>	CC206	9,8	12,7	2,2	7,5	
	CC224	8,5	11,3	1,6	9,9	
	CC250	14,2	11,3	1,3	13,9	

#### 4.3.3 Análise da influência dos parâmetros do processo TIG Pulsado na geometria do cordão

A Tabela. 4.6 e as Figuras 4.14 e 4.15 mostram que área fundida ( $A_f$ ), área reforço ( $A_r$ ), largura (L) e reforço (R) dependem do valor de  $\Delta I$  e, num grau menor, são também dependentes da frequência da pulsação. A relação entre a diferença da corrente e os parâmetros geométricos de cordão ( $\Delta I = (A_f), (A_r), (L) (R)$ ) *também* não é linear como nos testes preliminares. A variação dos valores dos parâmetros geométricos para  $\Delta I = 100$  A e 200 A foi mínima, enquanto para  $\Delta I = 300$  A a área fundida aumentou. No último caso foi observada a formação das cavidades no fundo do cordão, principalmente na frequência de 1 Hz (ao contrário dos testes preliminares, quando esses defeitos se formaram nas três frequências 1, 2 e 3 Hz). Isto pode ser devido ao fato de que experimentos finais foram realizados com menor comprimento do arco, com menor pressão dinâmica do jato de plasma. A observação da redução da geração deste tipo de defeitos com a diminuição do comprimento do arco confirma-se com os resultados apresentados por RUSSO et al. (1972), que afirmam que com o aumento do comprimento do arco a probabilidade de formação destas cavidades aumenta.

Os testes finais com a corrente constante igual às correntes eficazes mostraram resultados diferentes dos obtidos em testes preliminares (que apresentaram maiores áreas fundidas no caso do uso da corrente pulsada em comparação com a CC com os mesmos valores eficazes). Neste caso, o valor eficaz apresentou uma influência significativa sobre a área fundida e não foi observada a influência da ação mecânica da pulsação (compare os dados da Tab. 4.3 e 4.6). Esta diferença entre os resultados obtidos em testes preliminares e finais pode ser justificada pelo fato da mudança das muitas condições de soldagem: arame frio (de 1,2 para 1,0 mm), dimensões dos corpos de prova (para mais estreitos), disposição dos cordões na chapa, comprimento de arco (mais curto). Por exemplo, os resultados obtidos nos testes preliminares mostraram que o arame provoca um “efeito de sombra” – redução da penetração imediatamente sob o ponto de entrada dela na poça (veja Tab.4.3 e também item 4.5). Ou seja, o arame pode atrapalhar a ação direta do arco na parte da superfície do metal base que fica sob o arame. Respectivamente, menor diâmetro de arame, usado nos testes finais, acarretaria um efeito de sombra” menos pronunciado e logo, um cordão com área fundida mais regular, e com maior tamanho.

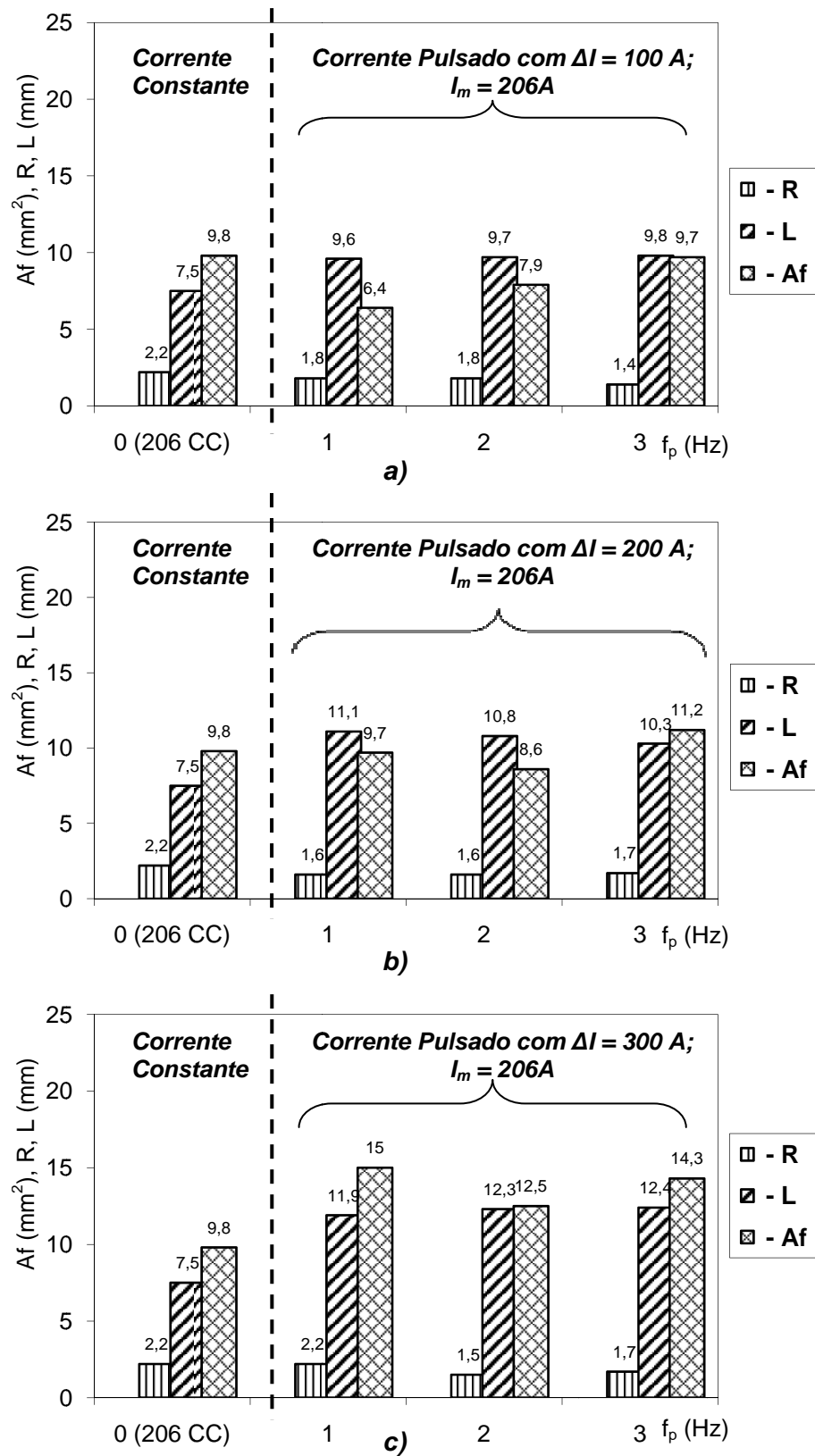


Figura 4.14 – Influência dos parâmetros da pulsação ( $f_p$  e  $\Delta I$ ) sobre os parâmetros geométricos do cordão tomando como referência o resultado com a condição sem pulsação ( $I_m = 206 \text{ A}$ ;  $V_{\text{alim}} = 1,75 \text{ m/min}$ ;  $V_{\text{sold}} = 12,0 \text{ cm/min}$ ;  $L_a = 4,0 \text{ mm}$ ): **a)**  $\Delta I = 100 \text{ A}$ ; **b)**  $\Delta I = 200 \text{ A}$  e **c)**  $\Delta I = 300 \text{ A}$

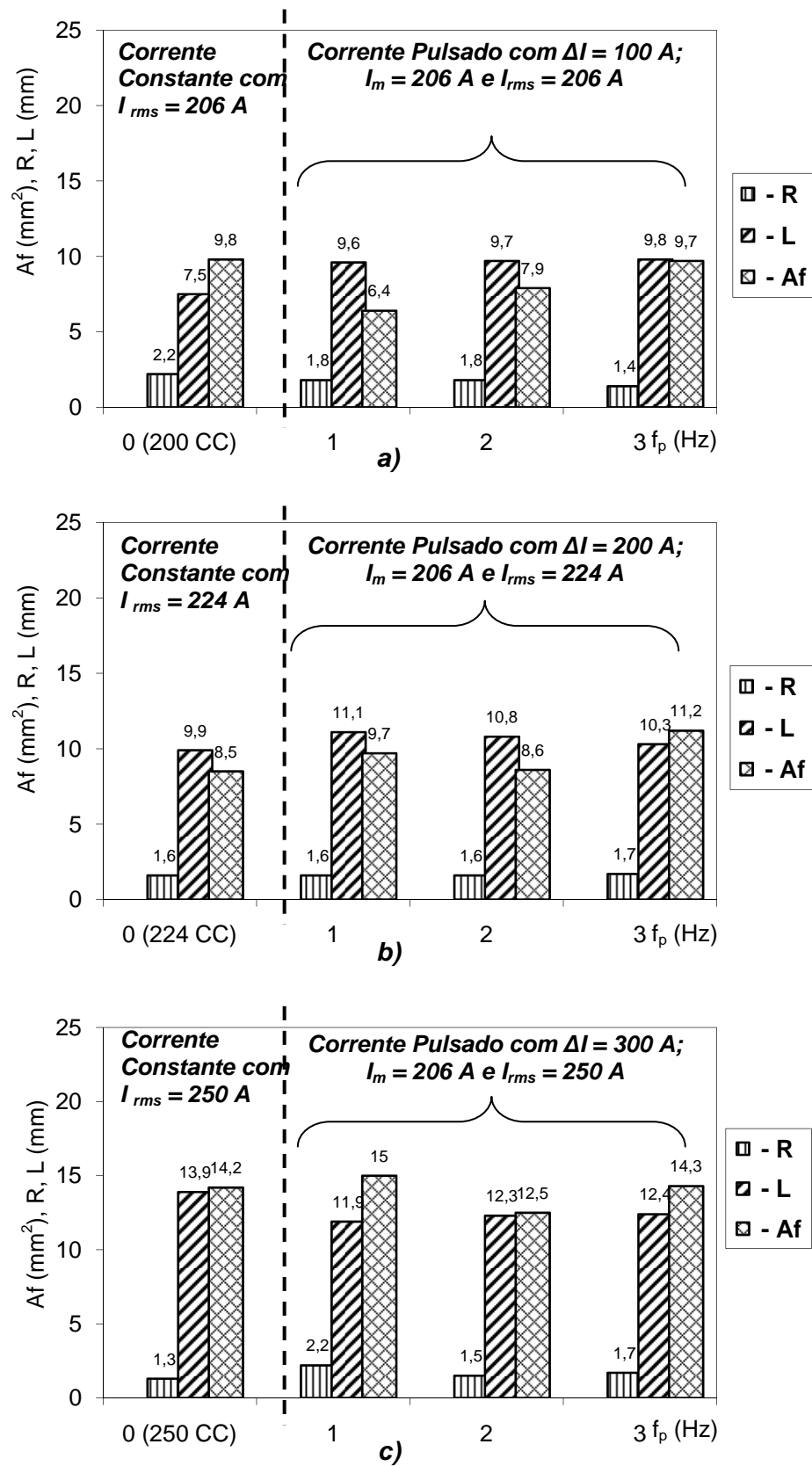


Figura 4.15 – Influência da corrente eficaz ( $I_{rms}$ ) sobre a área fundida e os parâmetros geométricos ( $V_{alim} = 1,75\text{ m/min}$ ;  $V_{sold} = 12,0\text{ cm/min}$ ;  $L_a = 4,0\text{ mm}$ )

#### 4.4 Mecanismo e causas da formação da “cauda de dragão”

Como já foi dito anteriormente, tais saídas de arame foram observadas nas diferenças de correntes maiores (200 e 300 A) com frequência de 1 Hz. Entretanto, para diferença de corrente de 300 A esta saída do arame foi mais significativa, enquanto para diferença de corrente de 200 A era quase imperceptível, com apenas pequenos ressaltos nas pontas mais altos da escamas (veja Fig. 4.16).

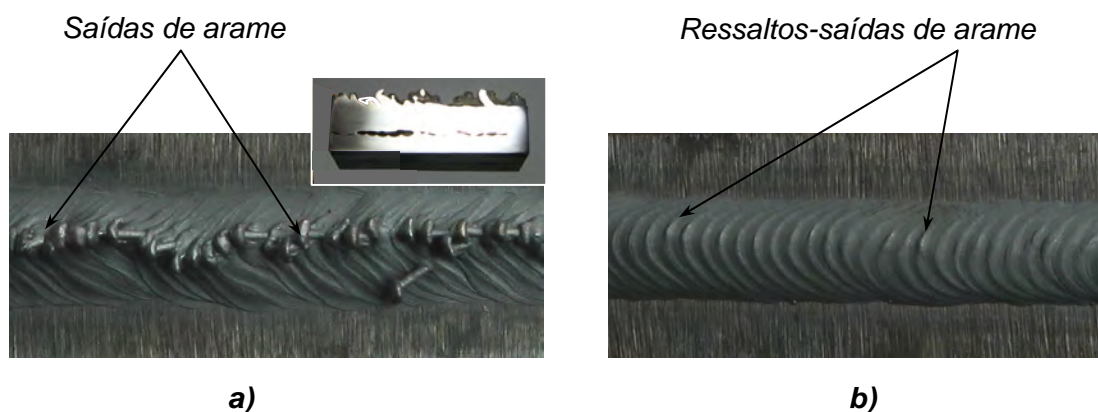


Figura 4.16 - Deterioração da aparência do cordão com frequência de pulsação de 1 Hz e com  $\Delta I$  300 **a)** e 200 A **b)**

O fenômeno da saída da ponta de arame na superfície da poça de fusão (na sua parte traseira) pode ser explicado pelo fato de que durante de tempo base a ponta de arame não consegue ser fundida pelo calor do arco (Fig.4.17, (a) e (b)) e o arame maciço se afunda na poça de fusão (Fig.4.17, (b) e (c)). O que foi bastante inesperado é a ponta de arame também não ter tido tempo para ser fundida por completo dentro da poça, deslocando-se através do metal líquido com a mesma velocidade de alimentação e, se encostando na parede traseira da poça, dobrando-se e saindo para fora (Fig.4.17(c)). Isto explica, também, o porquê dos ressaltos-saídas do arame serem sempre observados sobre a linha da escama (que coincide com a interface líquido-sólida da traseira da poça).

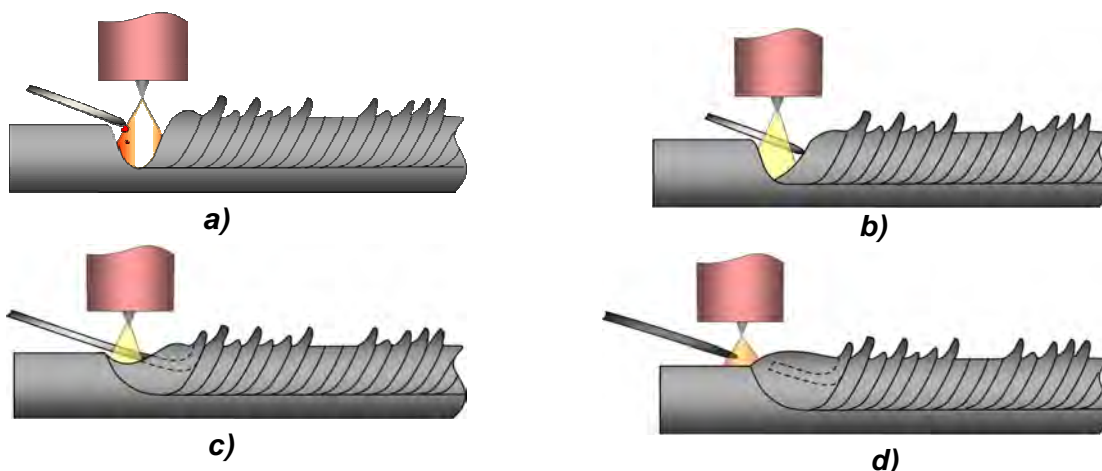


Figura 4.17 – Ilustração do mecanismo da formação do defeito “cauda de dragão”, durante o período de pulso **a)** e **d)** e durante o período de base **b)** e **c)**

Por isso é recomendado reduzir a alimentação do arame frio durante a base ou mesmo pará-lo (como faz um soldador no modo manual). Mas isto é crítico só para as frequências baixas (no caso, 1 Hz) e altas velocidades de alimentação, ou seja, quando o tempo disponível for longo o bastante para a ponta de arame percorrer a distância entre o ponto inicial e a parede traseira da poça.

Este fenômeno pode ser previsto através de cálculos simples. Por exemplo, sabendo a velocidade da soldagem, pode-se calcular o comprimento do arame que será alimentada durante a base. Para frequência de 1 Hz (a frequência baixa), durante a base, que é de 0,5 s ( $t_p = t_b$ ), são alimentados 16,5 mm do arame, o que é mais longo do que a distância entre o ponto inicial e a interface traseira da poça. Claro que se o arame fosse fundido por completo pelo metal líquido da poça, a saída da ponta de arame não seria observada. O fato de que o arame de 1,0 mm de diâmetro não seja fundido por completo durante 0,5 s do contato com o metal líquido sobreaquecido é muito interessante e inesperado.

Nas frequências de 2 e 3 Hz, o tempo de base diminui e, conseqüentemente, o comprimento do arame alimentado durante este tempo, o que previne o fenômeno de saída de arame na superfície da poça de fusão. Assim, pode-se concluir que com uma diminuição da frequência da pulsação é necessário aumentar a corrente de base, contribuindo para a fusão do arame durante a base, e/ou também reduzir a velocidade do alimentação do arame.



#### **4.5 Influência da posição de entrada do arame frio sobre a formação da poça de fusão**

Nos testes preliminares foi observado que a posição do arame frio afeta significativamente a forma da poça de fusão e a geração de respingos. Na prática, normalmente é recomendado alimentar o metal de adição encostando a ponta do arame (da vareta) na parte dianteira da poça, evitando ingeri-la no arco. Geralmente é considerado que tal posição do arame de adição impede a perda (queima) dos elementos de liga, ou seja, a composição química requerida do metal do cordão fica garantida. Mas ainda, mesmo alimentando o arame na parte dianteira da poça, não foi claro como o deslocamento da ponta de arame no sentido transversal afetaria o perfil da zona fundida, já que difícil encontrar essas informações na literatura corrente. Os testes preliminares mostraram que o local de entrada do arame teve a menor profundidade de penetração. Por isto, foram feitos os testes com o objetivo de estudar em maiores detalhes o efeito da posição do arame frio sobre o comportamento e a forma da poça de fusão.

Os experimentos foram feitos de simples deposição sobre a chapa com alimentação do arame frio em duas posições principais do arame: no arco e na poça com corrente constante de 220 A. Os resultados obtidos no primeiro caso, quando o arame frio foi posicionado no arco, mostraram que a poça de fusão teve uma forma normal, ou seja, oval. Mas, ao mesmo tempo na ponta do arame foram formadas gotas, que, devido à pressão do arco, foram desviadas para fora da poça, gerando respingos, como ilustrado na Fig. 4.18.

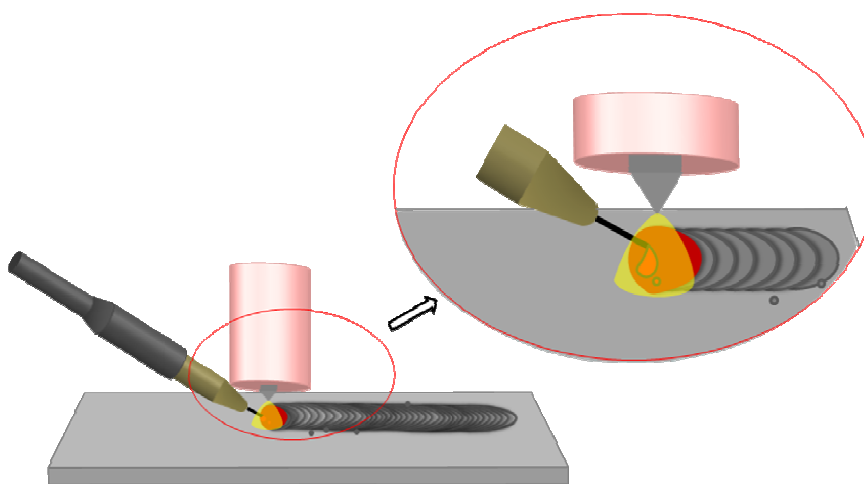


Figura 4.18 – Posição de entrada do arame frio através do arco

Foi confirmado que a posição recomendada (arame entrando na parte dianteira da poça) não acarreta a geração dos respingos. Porém, tal posição do arame também tem seus efeitos colaterais; a poça ainda fundida adquire uma forma de coração ao invés do formato



elíptico esperado (veja ilustração esquemática deste efeito na Fig. 4.19), o que, como consequência, faz com que o local de entrada do arame leve a uma menor profundidade de penetração (veja Tab. 4.3 e 4.6). Mas a influência das particularidades da entrada do arame na poça na geometria da zona de penetração precisava ser estudada em maiores detalhes. Assim, foram feitos os testes nas posições diferentes (na posição recomendada pelo frente da poça, sob um ângulo de  $45^\circ$  e deslocada transversalmente), conforme mostrado na Fig. 4.20.

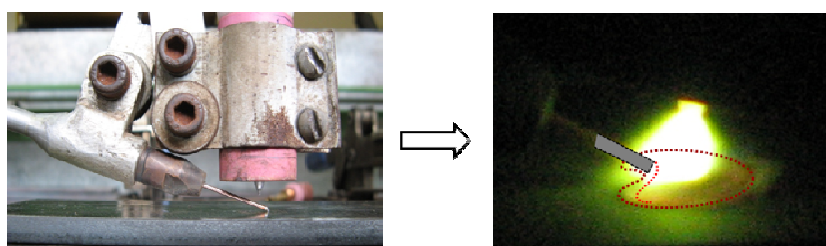


Figura 4.19 – Efeito da entrada da posição do arame frio na poça, modificando a geometria da poça fundida (direção de soldagem da direita para esquerda)

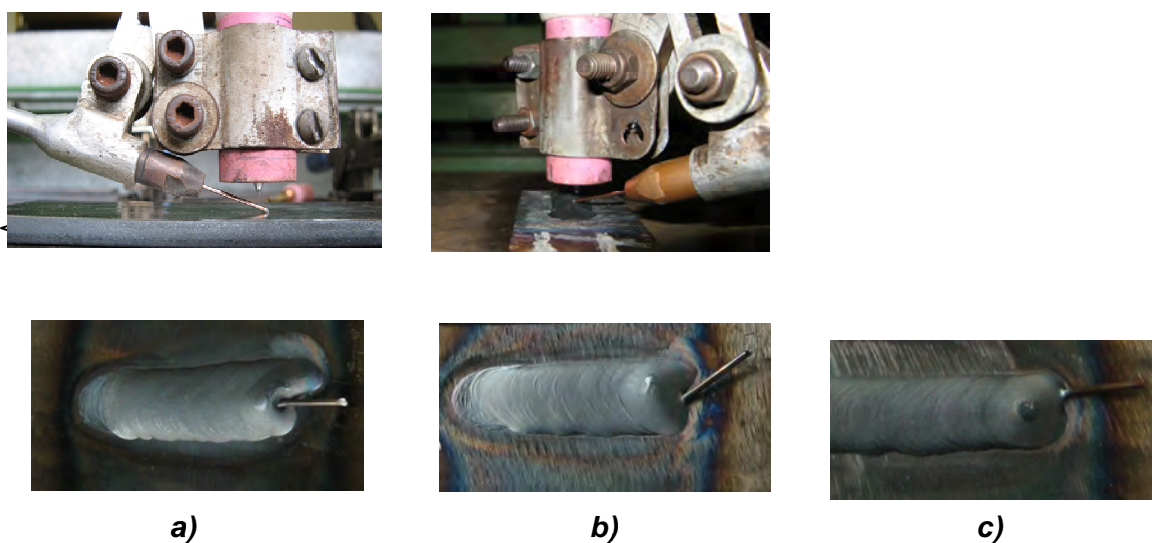


Figura 4.20 – Posições diferenciadas de entrada do arame frio na poça de fusão: **a)** posição recomendada (pelo frente); **b)** posição sob um ângulo de  $45^\circ$ ; **c)** posição deslocada para uma das laterais

Os resultados obtidos confirmam a influência da posição do arame na geometria da zona de penetração (Fig. 4.21). Como pode ser claramente visto, na posição recomendada (pela frente do cordão) o cordão teve a menor penetração no centro (onde se faz a entrada do arame, ou seja, no meio da seção transversal, Fig. 4.21(a)). Este fato pode ter a explicação de que o arame frio tenha criado um “efeito de sombra”, ou seja, o arame impede a ação do arco no metal base, que fica sob o arame. Além disso, o arame de adição é metal frio (ele provoca um efeito do resfriamento da poça), o que também contribui na menor penetração no ponto da entrada de arame. Sugere-se como trabalhos futuros se estudar

este efeito de forma sistemática, inclusive com diferentes velocidades de alimentação, já que, por este raciocínio, quanto menos arame entrado por unidade de tempo, menor seria a “sombra” e resfriamento local da poça. Na posição deslocada (Fig. 4.21 (c)), também pode ser visto que no local onde o arame foi inserido o cordão teve a penetração menor no lado direito. Por outro lado na posição com ângulo de 45°, a tal mudança de perfil do cordão não foi observada (Fig. 4.21(b)).

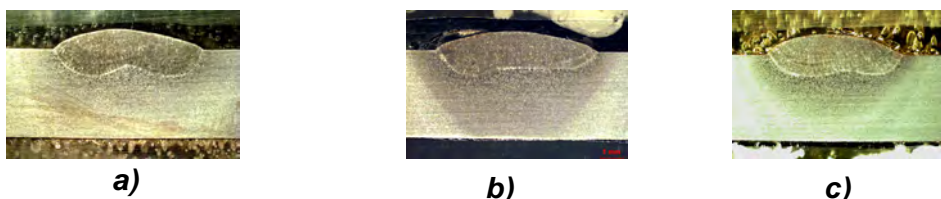


Figura 4.21 – Seções transversais de cordões de solda com mesma corrente de soldagem em posições diferenciadas de entrada do arame: **a)** posição recomendada (pela frente); **b)** posição sob um ângulo de 45°; **c)** posição deslocada para uma das laterais

## 4.6 Testes finais sem alimentação de arame

### 4.6.1 Procedimento experimental

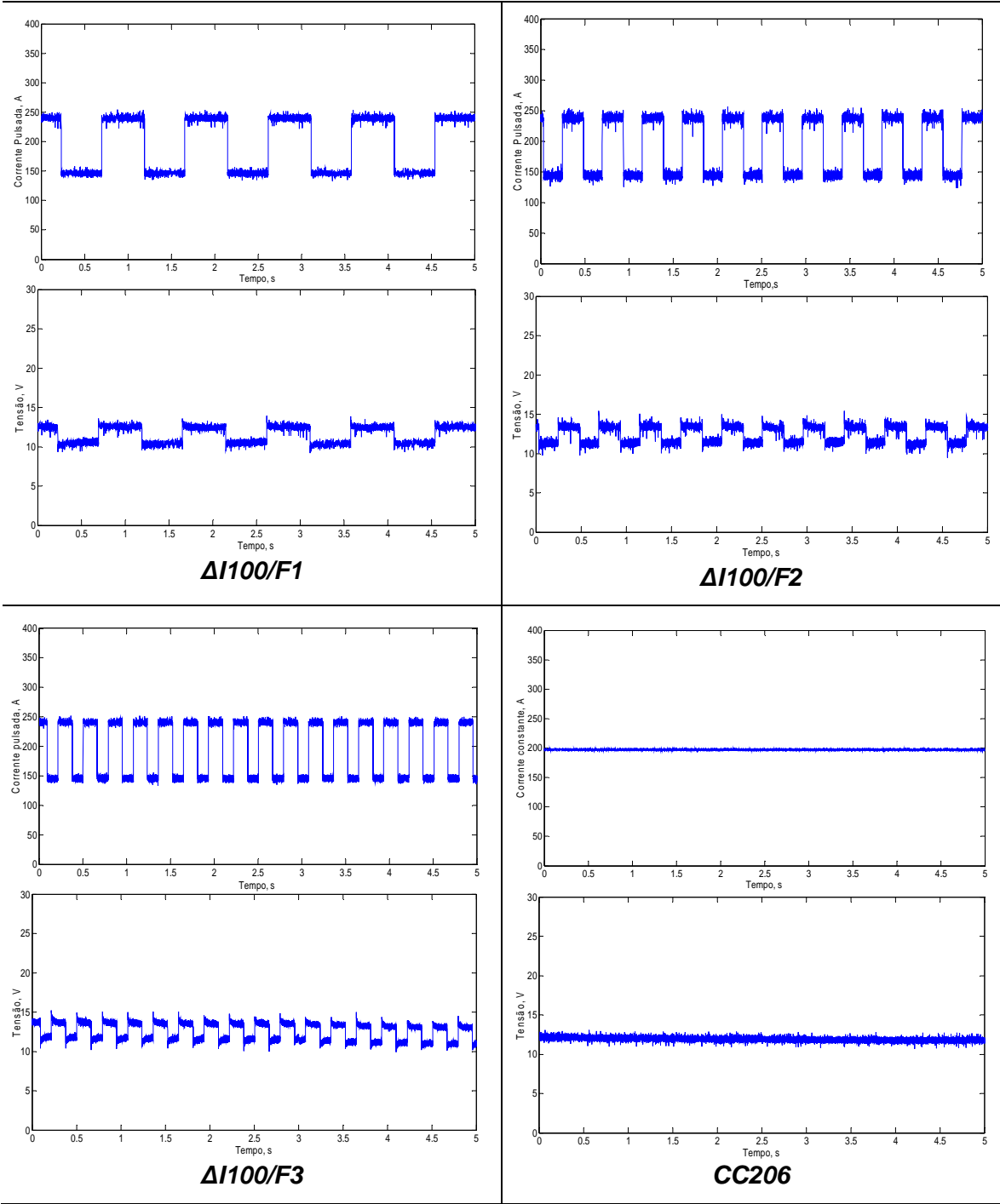
Para examinar a influência dos parâmetros da corrente pulsada na formação de cordão e nos defeitos encontrados, foram feitos ainda experimentos sem a alimentação do arame de adição, mantendo-se todos os demais parâmetros de soldagem (corrente, distância eletrodo-peça, ângulo de afiação do eletrodo, etc.) constantes. A Tabela 4.7 apresenta o planejamento experimental, com os valores monitorados durante as soldagens, enquanto que a Tabela 4.8 traz os oscilogramas obtidos.

A ausência do arame frio seria a forma de evitar seu efeito na formação da poça de fusão e em seus parâmetros geométricos (como observado na Figura 4.21, assim como pela comparação entre as Tabelas 4.6 e 4.8). Além disso, no caso da ausência da alimentação do arame frio, não há risco de aparecer o defeito denominado neste trabalho de "cauda de dragão" (Fig.4.16).

Tabela 4.7 – Valores regulados e monitorados dos testes sem alimentação de arame  
( $V_{\text{sold}} = 12,0 \text{ cm/min}$ ;  $L_a = 4,0 \text{ mm}$ )

<i>Identificação da série</i>	<i>Teste</i>	<i>Valores regulados</i>				<i>Valores monitorados</i>		
		$I_m, A$	$I_p, A$	$I_b, A$	$f_p (Hz)$	$I_m, A$	$I_{rms}, A$	$U_m, V$
<b><math>\Delta I</math> 100</b>	$\Delta I100/F1$	200	250	150	1	195	200	11,4
	$\Delta I100/F2$				2	194	200	12,4
	$\Delta I100/F3$				3	199	204	11,5
<b><math>\Delta I</math> 200</b>	$\Delta I200/F1$		300	100	1	198	219	11,4
	$\Delta I200/F2$				2	199	221	11,4
	$\Delta I200/F3$				3	205	225	11,3
<b><math>\Delta I</math> 300</b>	$\Delta I300/F1$		350	50	1	207	250	11,3
	$\Delta I300/F2$				2	206	251	11,3
	$\Delta I300/F3$				3	208	252	12,5
<b>CC</b>	CC206	206	-	-	-	198	198	11,8
	CC224	224	-	-	-	215	215	11,8
	CC250	250	-	-	-	241	241	12,3

Tabela 4.8 Oscilogramas dos testes preliminares obtidas durante a soldagem



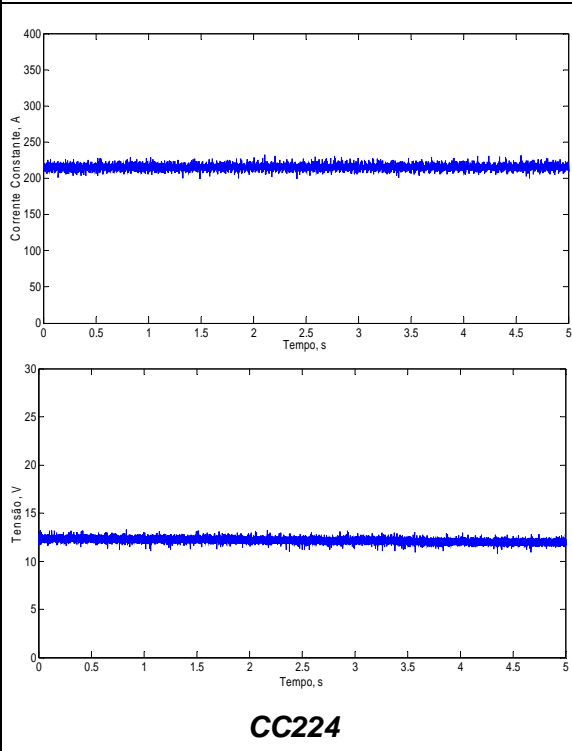
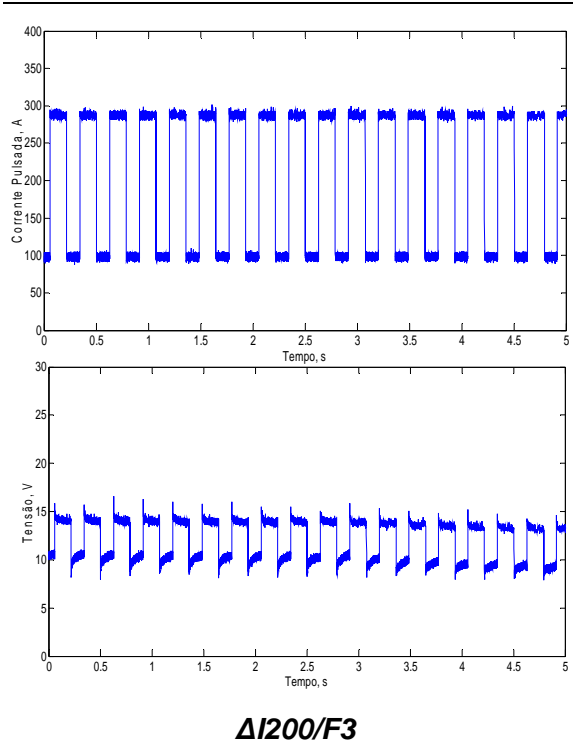
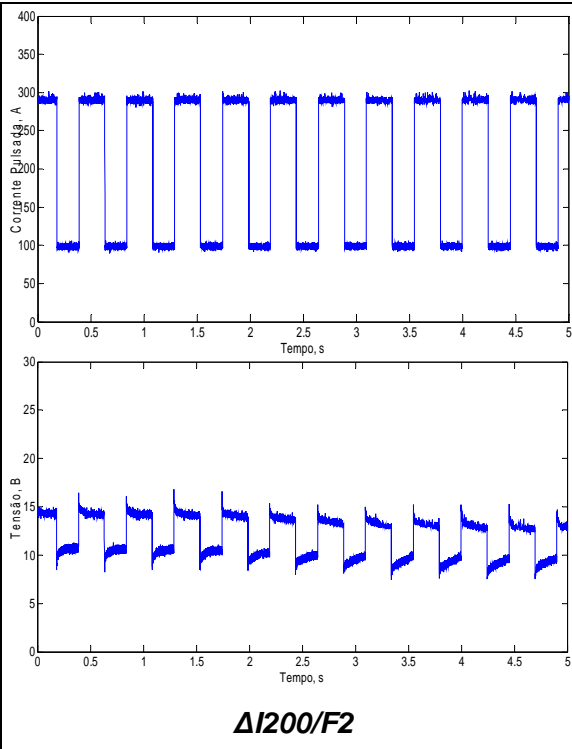
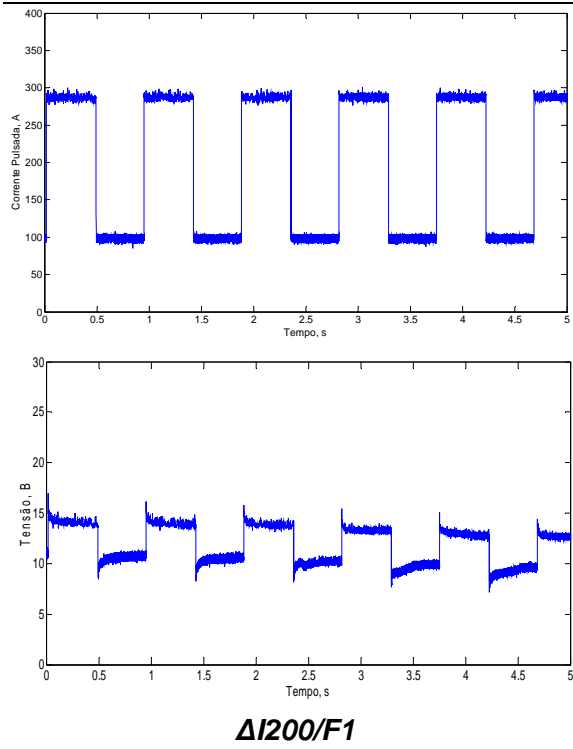
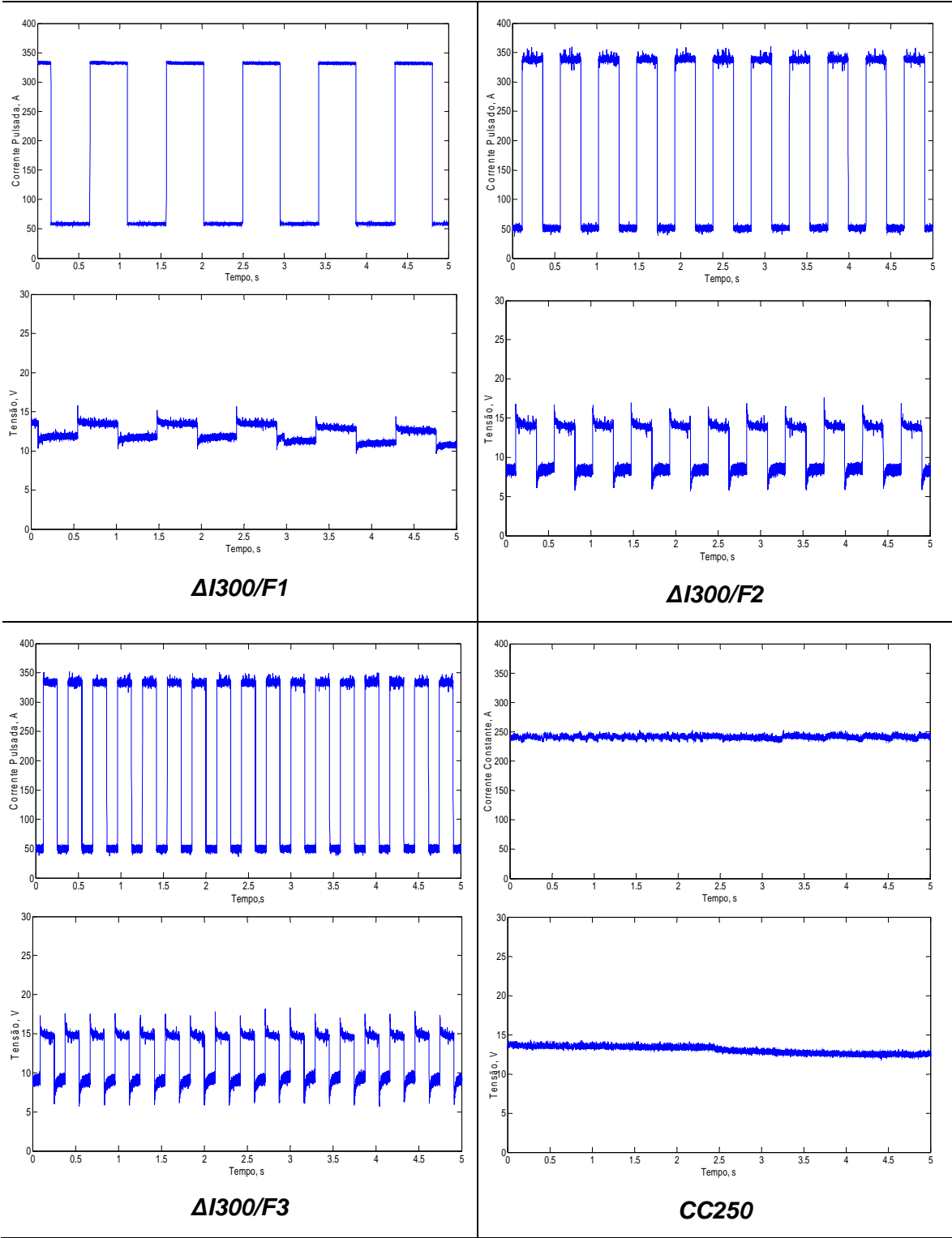


Tabela 4.8 Oscilogramas dos testes preliminares obtidas durante a soldagem  
(continuação)



#### 4.6.2 Análise do aspecto superficial e da geometria dos cordões

A partir dos resultados apresentados na Tab.4.9 e ilustrado na Fig. 4.22, pode ser visto que na superfície do cordão não foi observado nenhum defeito e também como os parâmetros geométricos do cordão se modificam na ausência do arame frio. A área fundida e profundidade da penetração aumentaram cerca de 1,5 a 2 vezes em relação com os testes finais com alimentação de arame. Também se pode notar que o perfil da zona fundida torna-se mais regular, comparado com o caso da utilização do arame (compare os testes de  $\Delta I = 100, 200, 300$  A nas Tabelas 4.3 e 4.6). Esta observação confirma mais uma vez que a introdução do arame resfria de fato o metal da poça, provocando certa irregularidade do perfil da penetração (o local da introdução do arame tem menor profundidade).

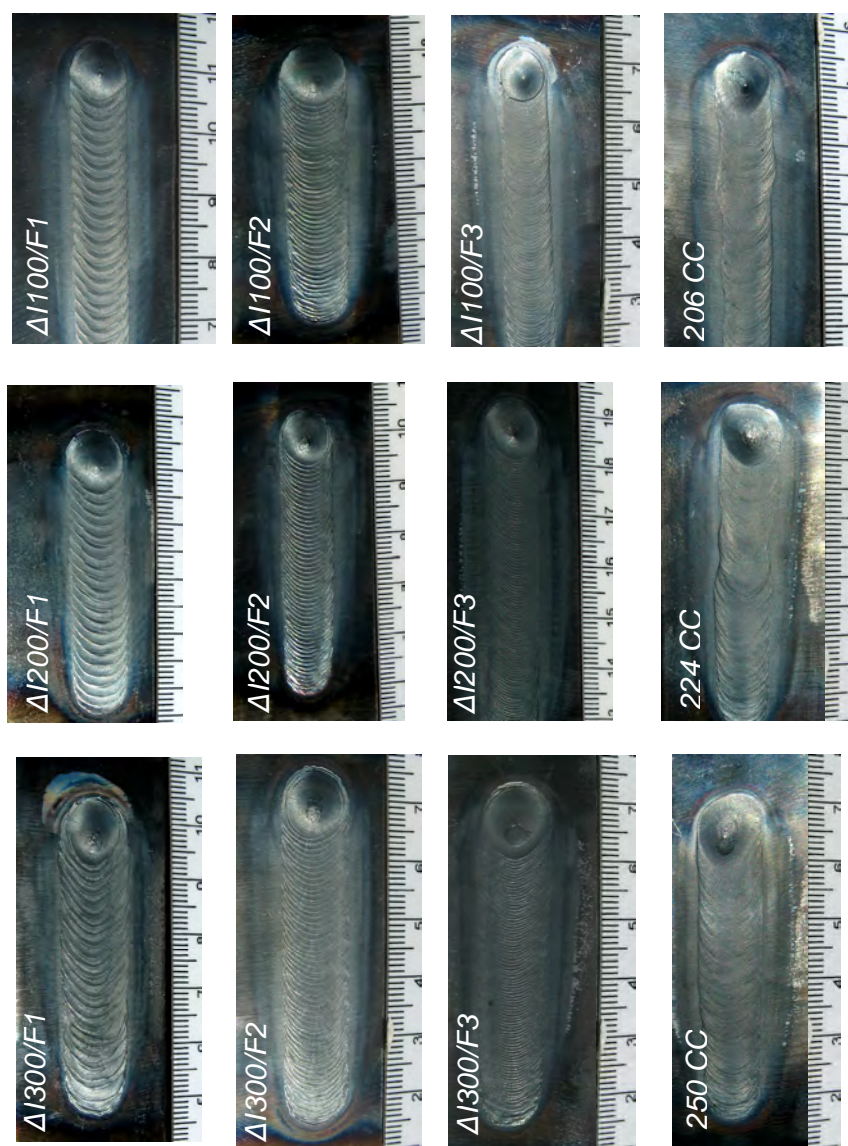
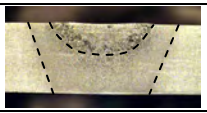
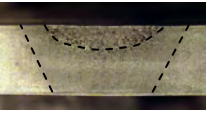

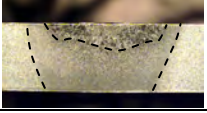
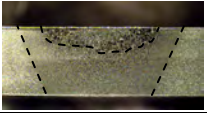
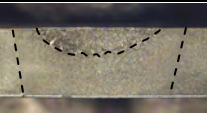


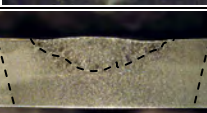
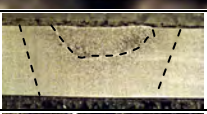
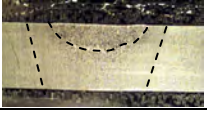



Figura 4.22 – Aspecto superficial dos cordões sobre chapa sem utilização do arame frio ( $\Delta I$  - corrente pulsada; CC - corrente constante):  $V_{\text{sold}} = 12,0$  cm/min;  $L_a = 3,5$  mm



Tabela 4.9 - Resultados da análise metalográfica ( $V_{\text{sold}} = 12,0 \text{ cm/min}$ ;  $L_a = 4,0 \text{ mm}$ )

<i>Identificação da série</i>	<i>Teste</i>	$A_f (\text{mm}^2)$	$P (\text{mm})$	$L (\text{mm})$	<b>Seções transversais de cordões</b>
<b><math>\Delta I</math> 100</b>	$\Delta I100/F1$	17,4	2,6	9,3	
	$\Delta I100/F2$	16,5	2,4	10,5	
	$\Delta I100/F3$	18,9	2,9	8,8	
<b><math>\Delta I</math> 200</b>	$\Delta I200/F1$	18,9	2,8	11,5	
	$\Delta I200/F2$	15,9	2,3	10,5	
	$\Delta I200/F3$	16,7	2,5	11,1	
<b><math>\Delta I</math> 300</b>	$\Delta I300/F1$	23,1	3,3	12,6	
	$\Delta I300/F2$	20,3	2,6	12,7	
	$\Delta I300/F3$	24,2	3,0	12,3	
<b>CC</b>	CC206	16,5	2,7	7,9	
	CC224	20,2	2,6	10,5	
	CC 250	22,7	3,0	10,9	



#### *4.6.3 Análise da influência dos parâmetros do processo TIG Pulsado na geometria do cordão*

Como nos testes anteriores (com alimentação do arame) os resultados obtidos mostram que a área fundida ( $A_f$ ), área de reforço ( $A_r$ ) e largura ( $L$ ) dependem do valor da diferença de corrente  $\Delta I$  e num grau menor são dependentes da frequência da pulsação (Fig. 4.22). A relação entre o  $\Delta I$  e os parâmetros geométricos permanecem a não ser linear. Para diferença de corrente de 100 e 200 A os parâmetros geométricos diferem entre si insignificadamente, enquanto na diferença de 300 A os valores dos parâmetros geométricos se aumentam.

Os testes com correntes eficazes (usando a corrente constante), também, como nos testes anteriores (com a alimentação do arame de 1,0 mm), mostraram que o valor eficaz apresentou uma influência significativa sobre a área fundida, assim como foi observado na corrente pulsada. Como pode-se visto da Tabela 4.9 os testes com correntes eficazes têm quase a mesma área fundida e às vezes até maior do que na corrente pulsada no caso da diferença de corrente  $\Delta I = 200$  A. Apesar do fato de que os testes foram feitos sem alimentação do arame, os testes com corrente pulsada para diferença  $\Delta I = 300$  A foram acompanhados pela formação de um reforço do cordão, o que pode ser o resultado da ação empurrante mecânica do pulso, quando o metal fundido é empurrado na parte traseira da poça. Interessante, que os rebaixos observados nos cordões no caso da corrente constante (igual à corrente eficaz), mostrados na Tabela 4.9, "CC 250", também podem explicados pelo efeito mecânico do arco, mas neste caso, o metal é expulso mais nas regiões laterais da poça formando um ressalto nas bordas do cordão e um rebaixo no centre dele. Pois na corrente continua (igual à corrente eficaz) tal reforço não foi observado, mas rebaixo. Nos todos os casos a área fundida foi proporcional ao valor da corrente eficaz, tanto na corrente pulsada, como na constante (Fig. 4.23). Então a hipótese que a ação mecânica do pulso de corrente no tamanho da área fundida prevalece sobre o efeito da corrente eficaz (sugerida em base dos resultados dos testes preliminares, veja o item 4.1) tem que ser reavaliada.

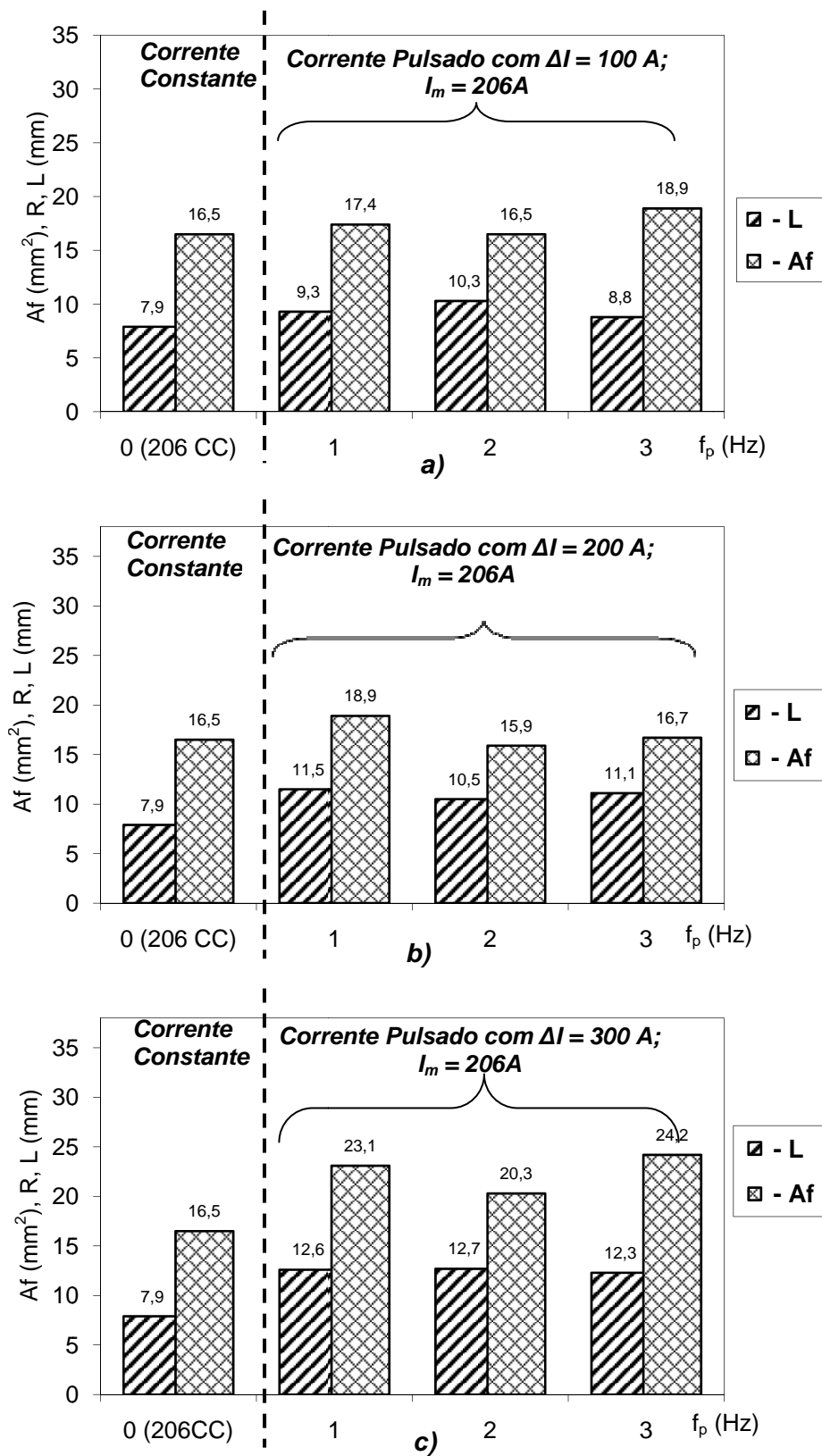


Figura 4.23 – Influência dos parâmetros da pulsação ( $f_p$  e  $\Delta I$ ) sobre os parâmetros geométricos do cordão tomando como referência o resultado com a condição sem pulsação ( $I_m = 206 \text{ A}$ ;  $V_{\text{sold}} = 12,0 \text{ cm/min}$ ;  $L_a = 4,0 \text{ mm}$ )

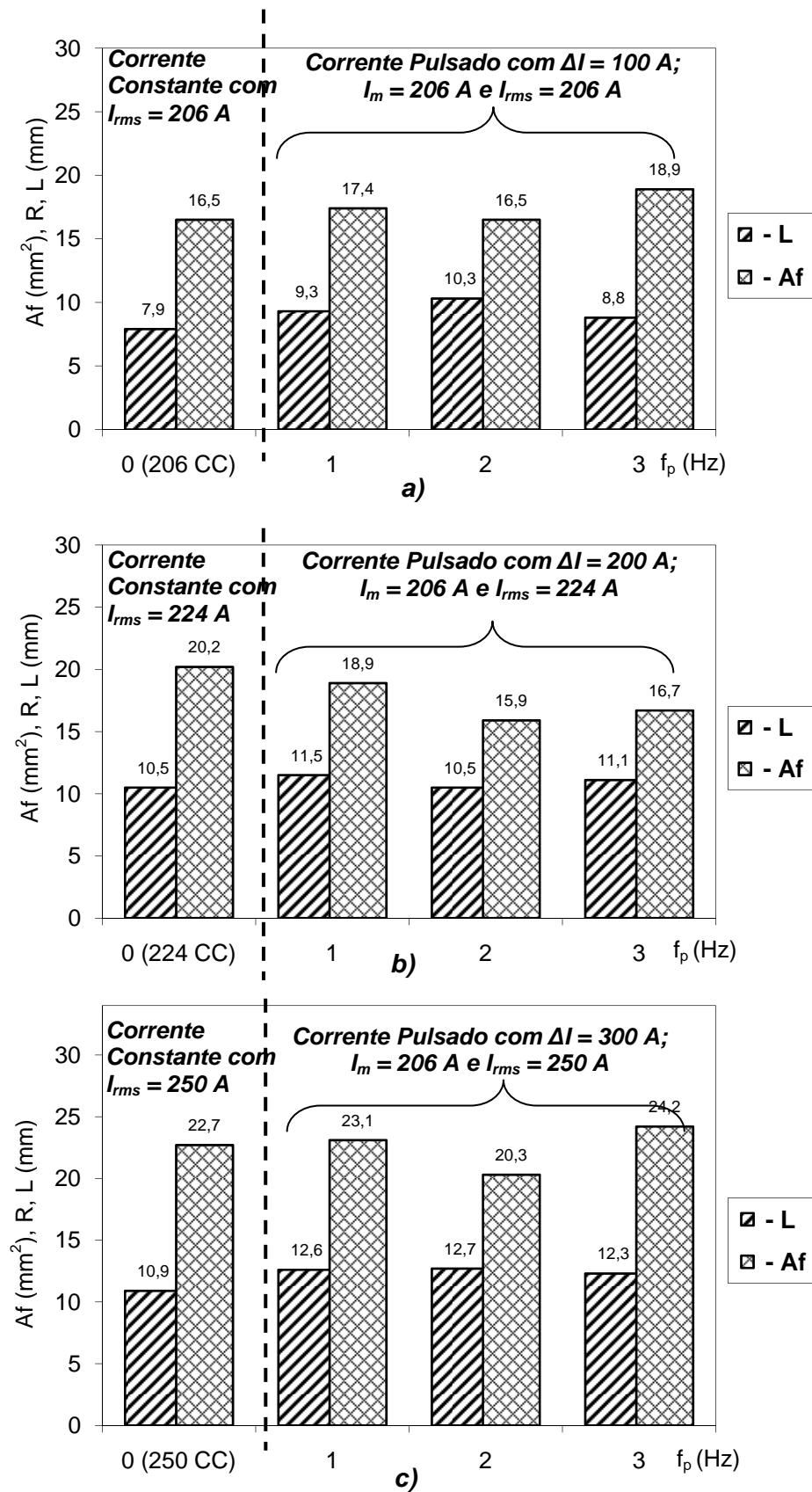


Figura 4.24 – Influência da corrente eficaz ( $I_{rms}$ ) sobre a área fundida e os parâmetros geométricos ( $V_{sold} = 12,0$  cm/min;  $L_a = 4,0$  mm)

A geração de cavidades nos testes finais (tanto com o arame, quanto sem alimentação de arame) foi menos pronunciada. Para um estudo mais detalhado sobre a influência da frequência da pulsação e da diferença de corrente crítica ( $\Delta I = 300 \text{ A}$ ) nos parâmetros geométricos e na formação das cavidades no fundo do cordão, foram realizados novos testes sem alimentação de arame, com intervalos menores dentro da faixa de frequência da pulsação, a saber 1, 1,75, 2, 2,25 e 3 Hz. Os testes realizados mostraram que em frequências acima de 2 Hz foram observadas irregularidades da superfície do cordão em forma de protuberância, com o aparecimento de uma cratera na poça de fusão no final do cordão, aspectos geométricos não observados para frequências menores (Fig. 4.25).

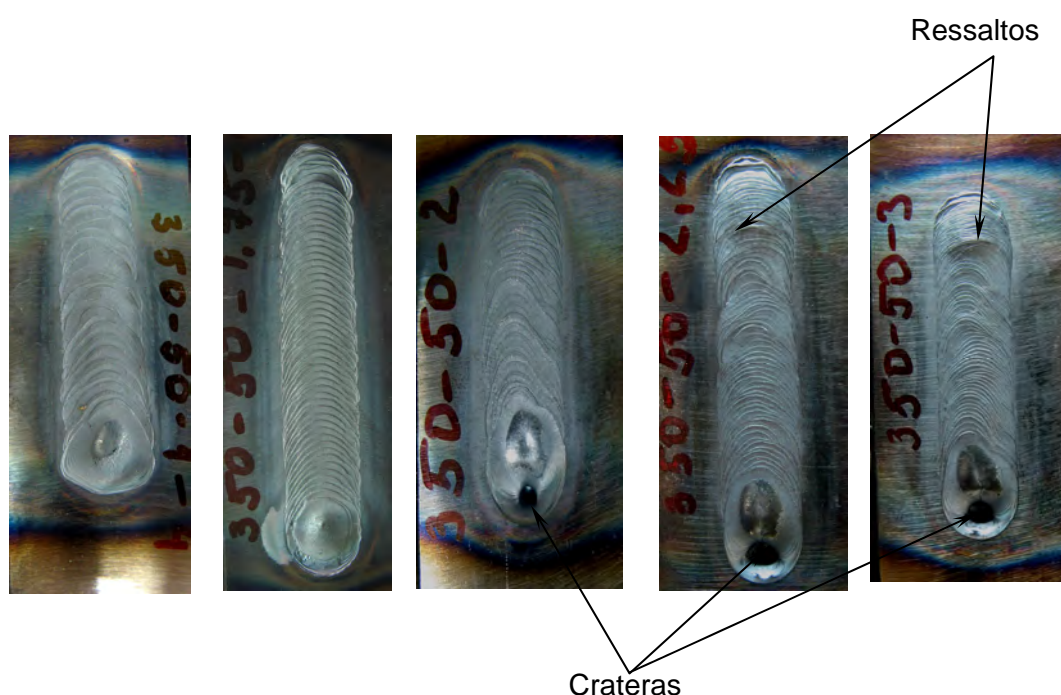
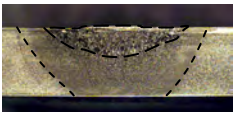
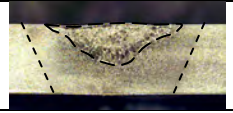

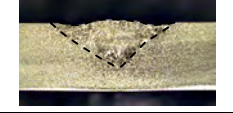
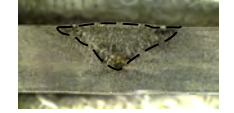


Figura 4.25 – Aspecto superficial dos cordões sobre chapa sem utilização do arame frio ( $\Delta I$  - corrente pulsada; CC - corrente constante):  $V_{\text{sold}} = 12,0 \text{ cm/min}$ ;  $L_a = 4,0 \text{ mm}$

As metalografias dos cordões (Tab. 4.9.1) mostraram que os ressaltos são os “indicadores” da presença da cavidade na raiz da solda, o que provoca o “aumento” falso (ressalto) do metal do cordão (*lembre-se que os testes foram feitos sem a adição do arame!*), o efeito já observado nos testes preliminares.

Tabela 4.9.1 - Resultados da análise metalográfica ( $V_{\text{sold}} = 12,0 \text{ cm/min}$ ;  $L_a = 3,5 \text{ mm}$ )

<i><b>Identificação da série</b></i>	<i><b>Teste</b></i>	<i><b><math>A_f (\text{mm}^2)</math></b></i>	<i><b><math>L (\text{mm})</math></b></i>	<i><b>Seções transversais de cordões</b></i>
<b><math>\Delta I 300</math></b>	$\Delta I 300/F1$	20,2	11,9	
	$\Delta I 300/F1,75$	21,8	12,2	
	$\Delta I 300/F2$	22,8	11,2	
	$\Delta I 300/F2,25$	21,3	10,7	
	$\Delta I 300/F3$	21,3	10,6	

Os resultados obtidos mostraram que a frequência da pulsação não tem realmente um efeito significativo sobre os parâmetros geométricos (Tab. 4.9.1). Infelizmente, estes testes também não confirmaram que a geração das cavidades é maior nas frequências baixas, como foi observado nos testes preliminares. Agora as frequências mais altas acarretaram uma probabilidade maior da geração das cavidades (Fig. 4.23 e Tab. 4.9.1).

Estes resultados confirmam mais uma vez que o processo TIG Pulsado é multifatorial e como ele é sensível à menor alteração de cada um dos fatores influentes. Por exemplo, a Figura 4.25 mostra claramente que o formato da poça de fusão se variava para as frequências diferentes, o que não tem, por enquanto, uma explicação razoável.

## CAPÍTULO V

### DISCUSSÃO GERAL

Os dados representados no Capítulo IV (Resultados e Discussão) mostram que as alterações dos principais parâmetros da soldagem TIG Pulsado, tais como a diferença de corrente ( $\Delta I$ ), a frequência de pulsação ( $f_p$ ) e a corrente eficaz ( $I_{rms}$ ), acarretaram mudanças na geometria do cordão e na probabilidade da geração dos defeitos de origem na formação do cordão. Foram feitas diversas séries de testes, tanto com corrente pulsada, como com corrente constante (com o fim de comparação), cujos resultados foram analisados separadamente para cada série dos testes. Por outro lado, para esclarecer alguns fenômenos observados precisa-se levar em consideração resultados recebidos em mais de que uma série de testes. A finalidade deste capítulo é, portanto, apresentar as explicações dos fenômenos observados numa forma mais genérica.

#### 5.1 Efeito dos níveis de correntes média e eficaz sobre a área fundida

Percebe-se que com o aumento do nível de corrente constante há uma tendência de aumento de área fundida (ver as colunas da esquerda nas Figs. 4.15 e 4.24, progressivamente de (a) até (c)), o que é lógico, pois está impondo-se cada vez mais calor. Entretanto, no caso da corrente pulsada, ao se aumentar  $\Delta I$ , mantendo-se o mesmo valor de  $I_m$ , nota-se também um aumento da área fundida (ver progressivamente de (a) até (c) nas Figs. 4.14 e 4.23). Este último achado pode ser explicado pelo efeito térmico da corrente eficaz, que sempre cresce com o aumento de  $\Delta I$ , ou seja, apesar de mesma  $I_m$ ,  $I_{rms}$  torna-se maior para maiores  $\Delta I$ . Assim, não fica confirmada a hipótese de que o aumento de área penetrada se deva à ação mecânica da pulsação (pressão do arco), uma vez que para mesmas correntes eficazes (compare as colunas à esquerda com as situadas à direita das mesmas nas seções (a), (b) e (c) das Fig. 4.15 e 4.24), a pulsação não afetou a geometria.

Na verdade, uma discussão interessante seria sobre as hipóteses de que tanto a corrente eficaz como a corrente média governam de forma conjunta a área fundida. Mas pensando bem, o efeito da  $I_m$  apontado na primeira linha do parágrafo anterior, pode ser na

verdade o efeito da própria  $I_{rms}$ , já que para corrente constante  $I_m = I_{rms}$ . Ou seja, quem afeta a geometria é o  $I_{rms}$ .

A influência de  $\Delta I$  (ou da corrente eficaz) é mais significativa na área fundida de que nos outros parâmetros geométricos do cordão. O aumento de  $\Delta I$  conduz a um aumento da área fundida, mas com a geometria menos regular, e pode ser acompanhado pela geração dos defeitos em forma de cavidades no fundo do cordão.

## 5.2 Efeito da frequência de pulsação

Não foi percebido nenhum efeito significativo da frequência da pulsação, na faixa utilizada (de 1 a 3 Hz), sobre os parâmetros geométricos da solda, a menos de mudanças do aspecto visual da superfície dos cordões (maiores frequências favoreceram superfícies mais lisas, sem as escamas típicas). Deve-se lembrar que a frequência não afeta a  $I_{rms}$ , mantendo a sugestão que é a  $I_{rms}$  o fator governante e não a pulsação em si ( $f_p$  ou  $\Delta I$ ).

## 5.3 Influência da adição do arame frio na área fundida

A adição do arame frio provoca o resfriamento do metal de poça, que se manifesta pela menor área fundida (compare as áreas fundidas com e sem arame nas Figuras 4.14 e 4.23). O arame frio afeta também o formato da poça de fusão (Fig.4.20) e o perfil da penetração (Tab. 4.4). O cordão tem a menor penetração no ponto da entrada do arame (Fig. 4.21), que pode ser explicado pelo “efeito de sombra” provocado pelo arame, impedindo a ação direta do arco no metal base, que fica sob o arame.

## 5.4 Influência dos parâmetros de pulsação sobre a geração dos defeitos

As cavidades observadas no fundo do cordão são geradas principalmente pela expulsão de metal fundido da poça de fusão devido à ação mecânica da corrente de pulso, intensificadas por maiores  $\Delta I$ . Uma outra causa deste defeito acontecer é a mudança da fluidez do metal líquido da poça de fusão durante período de pulsação (maior fluidez durante o tempo de pulso e bem menor no tempo de base). Isto explica o porquê da probabilidade de formação das cavidades aumentar com a redução da frequência da pulsação (ou seja, para os maiores tempos de pulso e de base).

A velocidade de soldagem também influi na geração deste defeito, cuja probabilidade aumenta com a redução da velocidade de soldagem. A integridade do cordão depositado pelo TIG Pulsado pode ser comprometida com aparecimento de crateras ao superar a

velocidade crítica (ver as Figs. 4.9 e 4.10), mas depende da frequência de pulsação (quando maior a frequência, maior é a velocidade de soldagem crítica).

A velocidade de alimentação do arame frio no TIG Pulsado tem que ser adequada para a energia imposta, em geral, e para a pulsação da energia, em particular, para evitar a deformidade do cordão em termos da “cauda de dragão” (Fig. 4.16). A causa principal deste defeito é a redução da eficiência da fusão do arame durante a base de corrente na soldagem TIG Pulsada. Logo, menores frequências de pulsação (com os tempos de base elevados) e maiores diferenças de corrente  $\Delta I$  acarretam maior probabilidade deste defeito ser gerado.

### **5.5 Efeito da diferença de corrente $\Delta I$**

Finalizando, a diferença de corrente  $\Delta I$  desempenha dois papéis importantes na TIG Pulsado, a saber:

- a) Ação térmica, por controlar a corrente RMS;
- b) Ação mecânica. por controlar variação da pressão do arco sobre a poça.



## CAPÍTULO VI

### CONCLUSÕES

Das análises dos resultados e obtidos para as condições básicas do trabalho (soldagem TIG em aço carbono, com corrente pulsada ou constante, corrente média em torno de 200 A, com e sem alimentação de arame de aço ao carbono em torno de 2 m/min, níveis de diferença de corrente de pulso-corrente de base de 100 a 300 A, frequência de pulsação entre 1 a 3 Hz), pode-se tirar as seguintes conclusões:

#### ***Efeito dos parâmetros da pulsação no TIG Pulsado sobre a área fundida***

- ✓ A corrente eficaz, crescente para maiores valores da diferença da corrente ( $\Delta I$ ), é o fator governante da formação da área fundida do cordão (e não a corrente média);
- ✓ O aumento da diferença da corrente ( $\Delta I$ ) conduz a um aumento da área fundida para uma mesma corrente média, devido ao aumento proporcional da corrente eficaz ( $I_{rms}$ ) e não pela ação mecânica da força do plasma durante as pulsações (pelo menos na faixa utilizada, de 100 a 300 A);
- ✓ Não há efeito da frequência da pulsação sobre a área fundida, na faixa utilizada (de 1 a 3 Hz), mas maiores frequências levam a superfícies mais lisas.

#### ***Efeito da adição do arame frio na área fundida***

- ✓ A adição do arame frio provoca o resfriamento do metal de poça, que se manifesta por uma menor área fundida e até por deformação localizada da penetração (menor penetração na posição de entrada do arame);

- ✓ A velocidade de alimentação e o diâmetro do arame têm que ser escolhidos conforme os parâmetros da pulsação para evitar o risco de defeitos, chamados neste trabalho como "cauda de dragão";

#### Efeito dos parâmetros de pulsação sobre a geração dos defeitos

- ✓ Cavidades (ou porosidade de túnel) aparecem em soldagem TIG Pulsado, devido à expulsão de metal fundido da poça de fusão pela ação da corrente de pulso;
- ✓ Com pulsos de corrente de maior amplitude ( $\Delta I = 300 \text{ A}$ ) e velocidades de soldagem baixas (2, 4 e 5 mm/s), a tendência de geração de cavidade é maior;
- ✓ Assim, se por um lado os parâmetros de pulsação ( $\Delta I$  e  $f_p$ ) não governam a área fundida, por outro lado afetam a formação de defeitos;
- ✓ A diferença de corrente  $\Delta I$  desempenha dois papéis importantes na formação do cordão pelo processo TIG Pulsado, a saber, ação térmica, por controlar a corrente RMS (afeta a área fundida), e ação mecânica, por controlar variação da pressão do arco sobre a poça (afeto aos defeitos);
- ✓ Em velocidades de soldagem mais altas aparecem outra forma de defeitos, denominados de crateras, os quais são bem parecidos visualmente com o "humping", mas com causa diferentes para sua formação, fazendo clara a diferença entre estes dois defeitos (muitas vezes confundidos na literatura);
- ✓ O aumento da velocidade da alimentação para uma mesma velocidade da soldagem conduz ao fenômeno de saída da ponta de arame não fundido na superfície da poça de fusão, provocando um defeito denominado de "cauda de dragão".

## CAPÍTULO VII

### RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com o objetivo de complementar os estudos da avaliação do efeito da pulsação de corrente na formação da poça de fusão na soldagem TIG Pulsado e esclarecer os fenômenos ainda sem explicações claras, apresentam-se como sugestões para trabalhos futuros:

- ✓ Estudar os demais parâmetros do processo TIG Pulsado (formato de pulso de corrente, como triangular, ângulo de afiação da ponta de eletrodo, ângulos de ataque, como puxando e empurrando, características físicas do metal base, comprimento de arco, outros) ou outras faixas de parâmetros (corrente e velocidade de soldagem) na geração das cavidades no fundo do cordão (*“efeito de túnel”*);
- ✓ Realizar mais estudos sobre a influência da posição da entrada do arame no comportamento e no formato da poça de fusão, assim como sobre a influência do arame frio na geração das cavidades no fundo do cordão;
- ✓ Aplicar filmagem em alta velocidade, com iluminação seletiva, para avaliar a ação dos pulsos de corrente no comportamento do metal líquido da poça;
- ✓ Estudar o efeito térmico da pulsação (corrente RMS) sobre a distribuição de calor, assumindo que para uma mesma corrente RMS é possível obter a mesma geometria com menor corrente média, visando a soldagem de chapas finas ou passes de raiz.

## CAPÍTULO VIII

### REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANDO; NISHIKAWA; WADA. Effects of magnetic field on bead formation in TIG arc welding. **J. of the Japan Weld.** Japan, v.37, n.3, p. 249– 254, 1968.

ASM HANDBOOK. **Arc Physics of Gas-Tungsten Arc Welding.** Welding Brazing and Soldering.USA, v. 6, 1993.

BARRA, S. R.; PEREIRA, A. S. **Descontinuidades em Soldagem.** 1999. 33 f. Trabalho de pesquisa - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

BARRA, S. R. **Influência do Processo MIG/MAG Térmico sobre a Microestrutura e a Geometria da Zona Fundida.** 2003. 220 f. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

BURGART, P.; HEIPLE, C. A. Interaction between impurities and welding parameters in determining GTA weld shape. **Welding Journal.** USA, v. 72, n. 7, p.150s, jul. 1986.

DBC EDUCACIONAL. **Preparação de eletrodo de tungstênio.** Guia dos Eletrodos de Tungstênio no processo de soldagem TIG. Disponível em: <[http://www.oxigenio.com/guia-dos-eletrodos-de-tungstenio-para-processo-de-soldagem-tig-gtaw/preparacao\\_ideal\\_de\\_um\\_eletrodo\\_de\\_tungstenio\\_para\\_ter\\_um\\_arco\\_estavel.htm](http://www.oxigenio.com/guia-dos-eletrodos-de-tungstenio-para-processo-de-soldagem-tig-gtaw/preparacao_ideal_de_um_eletrodo_de_tungstenio_para_ter_um_arco_estavel.htm)>

DUTRA, J. C. et al. Modelo para Previsão da Geometria do Cordão em Soldagem TIG com Corrente Pulsada. In: XXII ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DA SOLDAGEM, 1996, Blumenau. **Anais XXII.** p. 389-400.

FOGAGNOLO, J. B. **Defeitos em soldas: causas e efeitos**. Apresentação. Disponível em: < [ftp://ftp.fem.unicamp.br/pub/EM731\\_B/Aula-Defeitos%20em%20soldas.pdf](ftp://ftp.fem.unicamp.br/pub/EM731_B/Aula-Defeitos%20em%20soldas.pdf) >

FONTANA, A. **Relação entre o ângulo da ponta do eletrodo e geometria do cordão de solda no processo de soldagem TIG**. 1986. 98 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

GORYACHEV, A. P.; ZELENIN, V. A. Non-consumable electrode mechanized welding with the buried arc. **Automatic welding**. Kiev, n.12, p.24-29, 1964.

HEIPLE, C. A.; ROPER, J. R. Mechanism for minor element effect on GTA fusion zone geometry. **Welding Journal**. USA, v. 61, n.4, p. 97-102. 1982.

IMC SOLDAGEM. **Fontes de soldagem**. Disponível em: <<http://www.imc-soldagem.com.br/inversal.html#>>

KEY, J. F. Anode/Cathode Geometry and Shielding Gas Interrelationships in GTAW. **Welding Journal**. USA, p. 364s-370s, dez. 1980.

KEY, J. F. et al. Arc Physics of Gas – Tungsten Arc Welding. In: AMERICAN WELDING SOCIETY. **The Welding Handbook**. v.6, 1990, 86 p.

KONONENKO, V. Ya. **Manual and mechanized arc welding and surfacing**. Kiev. EKOTEHNOLOGIA. 2009. 456 p.

KOU, S. **WELDING METALLURGY**. 2.ed. USA: John Wiley & Sons, Inc., 2003. 455p.

KOU, S.; SUN, D. K. Fluid Flow and Weld Penetration in Stationary Arc Welds. **Metallurgical Transactions A**, v.16A, n.1, p.203-213, Jan. 1985.

KUDOYAROV, B. V; KURAGEV, A. A; HATUNTSEV A. N. Weld cavities elongation during automatic welding of titanium alloys with the inert gas shielding. **Automatic welding**. Kiev, n.1, p.28-31, 1968.

LUCAS W. **TIG and Plasma Welding**. Abington Publishing Special Report, Cambridge 1990, p. 18-21.

MENDEZ, P. F.; EAGAR, T. W. Penetration and Defect Formation in High-Current Arc Welding. **Welding Journal**. p.296s-305s, oct. 2003.

MIGATRONIC. **TIG welding – Method and Application**. Disponível em: <<http://www.migatronic.com/media/tigwelding.pdf>>.

MODENESI, P. **Descontinuidades e Inspeção em Juntas Soldas**. 2001.15 f. Apostila - Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.

MODENESI, P. **Introdução à física do arco elétrico e sua aplicação na soldagem dos metais**. 2004.145 f. Apostila - Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.

MOISEENKO V. P. et al. Discontinuities in the welds of the heat-resistant alloy EP199. **Welding Production**. Moscow, n.7, p. 25-27. 1969.

Norma Petrobras N-1738. **Descontinuidades em Juntas Soldadas**, Fundidos, Forjados e Laminados.

NORRISH, J. **Advanced Welding Process**. N.Y: Publishing Ltd, 1992. 373p.

PAGNOZZI, R. M. **Estabelecimento de procedimentos de reparo por deposição de solda aplicada a tubulações em serviço com pequena espessura remanescente**. 2005. 29 f. Pesquisa - Programa de recursos humanos da ANP para o setor petróleo e gás PRH-ANP/MME/MCT, Florianópolis. Disponível em: < [http://www.anp.gov.br/CapitalHumano/Arquivos/PRH09/Rodrigo\\_Marge\\_Pagnozzi\\_PRH09\\_UFSC\\_G](http://www.anp.gov.br/CapitalHumano/Arquivos/PRH09/Rodrigo_Marge_Pagnozzi_PRH09_UFSC_G).

PATON, B. E. **Tecnologia da soldagem de metais e suas ligas a arco elétrico**. Moscou: Machinostroenie, 1974. 768p.

PENTEADO, F. **Processo TIG - "Tungsten Inert Gas"**. Disponível em: <[http://xa.yimg.com/kq/groups/19658861/258442266/name/SOLDA\\_2\\_3.pdf](http://xa.yimg.com/kq/groups/19658861/258442266/name/SOLDA_2_3.pdf)>

PINTOS, V. et al. Implementation of GTAW Technologies in Robotic Arc Welding of Aluminum Alloys Used in Automotive Sector. In: Proceedings of the 8th Internecional Conference, 2009, Blumenau. **Trends in Welding Research**, p.684-689.

RUSSO, V. L. et al. Formation of gas cavities in the weld metal during the automatic welding of titanium by constricted arc. **Welding production**. Moscow, n.9, p.48-50, 1972.

RYZHKOVA M. V. **A scheme and a brief description of the fusion welding**. 2000. 12 p. Abstract - The Moscow State Academy, Moscow. Available at: < <http://works.tarefer.ru/82/100528/index.html>.

SAVAGE, W. F.; NIPPES, E. F.; AGUSA, K. E. Effect of Arc Force on Defect Formation in GTA Welding. **Welding Journal**. USA, v. 58, n. 7, p.212s-224s, jul. 1979.

SCHÖBEL, R. Einflüsse und Schweißbedingungen beim MIG Schweißen von Aluminium in Hinblick auf die Vermeidung von Poren. **Scweisstechnik (DDR)**. Bd.15, H.2, s. 71-74, 1965.

SCHWEDERSKY, M. B. **Estudo e Desenvolvimento do Processo TIG para Aplicações de Elevada Produtividade**. 2009. 219 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

SCOTTI, A.; PONOMAREV, V. **Soldagem MIG/MAG**. São Paulo: Artliber, 2008. 283p.

SHIRALI, A. A.; MILLS, K. The effect of Welding Parameters on Penetration in GTA Welds. **Welding Journal**. USA, v. 72, n. 7, p.347s-353s, jul. 1993.

SILVA, C. **Avaliação da técnica de pulsação térmica na soldagem de alumínio**. 2003. 219 f. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

SILVA, C. C. et al. Um Estudo Sobre a Contribuição da Corrente e da Velocidade de Soldagem Sobre a Diluição e as Características Geométricas de Cordões de Solda Depositados pelo Processo TIG com Alimentação de Arame Frio. In: **XXXV CONSOLDA**, 2009, Piracicaba.

SMIRNOV, V. V. **Equipamento para soldagem a arco elétrico**. São Petersburgo: ENERGOATOMIZDAT, 1986. 650p.

STREET, J. A. **Pulsed Arc Welding**. Abington Publishing Special Report, Cambridge 1990, p. 7-18.

TOKAR, A. Influência dos Parâmetros de Pulsção do Processo TIG Pulsado sobre a Formação de Cavidades no Cordão de Solda. In: **XXXVII Congresso Nacional de Soldagem**, 2011, Natal.

TSAI, M. C.; KOU, S. Electromagnetic-force induced convection in weld pools with a free surface, **Welding Journal**, v.69, n.6, p.241-246, Jun. 1990.

WAINER, E.; BRANDI, S. D.; OLIVERO MELO, V. **Soldagem - Processos e metalurgia**. São Paulo: Edgard Blucher LTDA, 1992. 494p.