



UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ  
CENTRO DE TECNOLOGIA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA METALÚRGICA E DE MATERIAIS  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA E CIÊNCIA DE MATERIAIS

EDSON FROTA PESSOA

**ESTUDO EXPLORATÓRIO DA SOLDAGEM MIG/MAG COM DUPLO  
ARAME EMPREGANDO CORRENTE ALTERNADA**

Fortaleza – CE  
Junho de 2007



UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ  
CENTRO DE TECNOLOGIA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA METALÚRGICA E DE MATERIAIS  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA E CIÊNCIA DE MATERIAIS

## **ESTUDO EXPLORATÓRIO DA SOLDAGEM MIG/MAG COM DUPLO ARAME EMPREGANDO CORRENTE ALTERNADA**

***Edson Frota Pessoa***

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia e Ciência dos Materiais como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia e Ciência dos Materiais.

***Orientador: Prof. Dr. Hélio Cordeiro de Miranda***

Fortaleza – CE  
Junho de 2007



**UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ**  
**CENTRO DE TECNOLOGIA**  
**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA METALÚRGICA E DE MATERIAIS**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA E CIÊNCIA DE MATERIAIS**

**PARECER DA COMISSÃO DE DISSERTAÇÃO DE MESTRADO**

**EDSON FROTA PESSOA**

**“ESTUDO EXPLORATÓRIO DA SOLDAGEM MIG/MAG COM DUPLO ARAME  
EMPREGANDO CORRENTE ALTERNADA”**

A Comissão de Dissertação composta pelos professores Hélio Cordeiro de Miranda, Presidente e Orientador, da Universidade Federal do Ceará; Marcelo Ferreira Motta, da Universidade Federal do Ceará e Valtair Antonio Ferraresi, da Universidade Federal de Uberlândia, considera o candidato:

Aprovado com Louvor

Aprovado

Não Aprovado

Secretaria do Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciência de Materiais da Universidade Federal do Ceará, em 25 de junho de 2007.

Prof. Dr. Hélio Cordeiro de Miranda  
Presidente e Orientador

Prof. Dr. Marcelo Ferreira Motta  
Membro

Prof. Dr. Valtair Antonio Ferraresi  
Membro

*“O temor do SENHOR é o princípio da sabedoria”.*

*Salmos 110,11*

## AGRADECIMENTOS

À Deus, por tudo.

À minha namorada Julyany, por seu apoio, compreensão e carinho em todos os momentos.

Aos meus pais, pelo incentivo e apoio na minha educação.

Ao Professor e Orientador Dr. Hélio Cordeiro de Miranda, pela orientação e amizade.

Ao Professor Dr. Marcelo Ferreira Motta, pela amizade e a valorosa contribuição na realização deste trabalho.

Aos Professores do Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciência dos Materiais da Universidade Federal do Ceará.

A todos os bolsistas e amigos do Laboratório de Engenharia de Soldagem/ENGESOLDA, em especial ao Antônio Rodolfo, Assis Filho e Paulo Neto pela amizade, dedicação e contribuições para a realização deste trabalho.

Ao Laboratório de Caracterização de Materiais/LACAM, pela utilização do laboratório.

Ao Laboratório de Ensaio Mecânicos do CEFET-Ce, em especial ao amigo Professor M.Sc. Willys Machado Aguiar, pela utilização do laboratório.

Aos colegas de turma: Antônia Daniele, Ângela Maria, Cleiton Carvalho e Evaristo Reis pela saudável convivência durante o curso.

A todos não citados que, de forma direta ou indireta, contribuíram para a realização deste trabalho.

À CAPES, pelo suporte financeiro.

Pessoa, E. F., 2007, "Estudo Exploratório da Soldagem MIG/MAG com Duplo Arame Empregando Corrente Alternada" Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, CE, Brasil.

## RESUMO

Este trabalho teve como objetivo o estudo exploratório do processo MIG/MAG com duplo arame e potenciais isolados (MIG/MAG-DA) utilizando corrente alternada considerando a microestrutura, a geometria da solda, a diluição, o consumo de eletrodo e o aspecto superficial do cordão de solda. Os ensaios foram executados em simples deposição na posição plana em chapas de aço baixo carbono com espessura de 3 mm utilizando arame eletrodo de 1,2 mm de diâmetro. Foram realizados estudos sobre o nível de corrente, tipo de onda aplicado em corrente alternada (CA-CP e CA-CC), a porcentagem de corrente alternada com o eletrodo negativa (% CAEN), o sentido de deslocamento do eletrodo em relação ao tipo de onda. Foi realizado também um estudo comparativo entre as soldagens realizadas em corrente alternada com corrente pulsada e sobre a disposição dos eletrodos em relação à direção de soldagem ("*tandem*" e lado a lado). Foram avaliados os efeitos destes parâmetros sobre as características geométricas (penetração, reforço e largura), na diluição, na taxa de fusão do arame eletrodo, no aspecto superficial do cordão de solda e da microestrutura resultante na região de grãos grossos da Zona Afetada pelo Calor (ZAC). Foi constatado que o aumento no nível de corrente promove o aumento das características geométricas, da diluição e da taxa de fusão. A aplicação de corrente alternada na soldagem MIG/MAG-DA promoveu o aumento da taxa de fusão do arame, do reforço com a diminuição da diluição e da largura do cordão de solda. O aumento da % CAEN resultou no aumento do reforço, da taxa de fusão do arame, redução da largura, da diluição da solda e no refino da microestrutura. A aplicação de corrente alternada no eletrodo anterior promoveu a redução da diluição com o aumento do reforço quando comparada com a condição de corrente alternada no eletrodo posterior. Em comparação com o uso da corrente pulsada, aplicação de corrente alternada no processo MIG/MAG-DA, para um mesmo nível de corrente eficaz, resultou no aumento do reforço, da taxa de fusão do arame com a diminuição da largura e da diluição da solda.

---

Palavras-chave: MIG/MAG duplo arame, corrente alternada, geometria da solda, diluição.

Pessoa, E. F., 2007, "Exploratory Study of tandem GMA welding applying alternating current". M.Sc. Thesis, Federal University of Ceará, Fortaleza, CE, Brazil.

### **ABSTRACT**

The use of alternating current (or variable polarity) on the tandem GMAW process was investigated experimentally. Bead-on-plate test, in flat position, were carried out using a 1.2 mm diameter on mild steel sheet (3 mm-thick). The level of welding current, waveform type applied in alternating current tandem GMAW: alternating-continuous current (AC-CC) and alternating-pulsed current (AC-PC), the percentage of alternating current in the negative polarity (% DCEN), the displacement direction of electrode applied related to waveform type. It was also carried out a comparative study between variable polarity and pulsed current in tandem GMAW and, a comparative study about the arrangement of electrodes in respect to the welding direction (tandem and side-by-side). The effects on welding geometric characteristics (penetration, reinforcement and width), weld dilution, electrode fusion rate and microstructure of the coarsened grain in heat affected zone (CG-HAZ) were evaluated. The experiments revealed that as current level increase, the geometrics characteristics, dilution and the electrode fusion rate increased accordingly. The application of variable polarity in tandem GMAW process resulted in an increase on electrode fusion rate, reinforcement and, reduction of dilution and width of weld bead. The increase of the percentage of Direct Current Electrode Negative (% DCEN) resulted in the increase of the weld bead reinforcement and electrode fusion rate, reduction of dilution and width and, a grain refinement of microstructure. By applying variable polarity waveform on the trail electrode, dilution is reduced and reinforcement is increased. Comparing welds made with pulsed current, the use of variable polarity in tandem GMAW process resulted in increase of reinforcement, electrode fusion rate and, reduction of width and dilution.

---

Key words: Tandem GMAW, variable polarity, welding geometric characteristic, dilution.

## SUMÁRIO

|  |           |
|--|-----------|
| LISTA DE FIGURAS.....  | i         |
| LISTA DE TABELAS.....  | v         |
| CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO.....   | 1         |
| <b>CAPÍTULO II – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>                                 |           |
| <b>2.1 Arco Voltaico .....</b>   | <b>4</b>  |
| 2.1.1 <i>Região de queda catódica .....</i>                                | 6         |
| 2.1.2 <i>Coluna de plasma .....</i>  | 6         |
| 2.1.3 <i>Região de queda anódica .....</i>                                 | 6         |
| <b>2.2 Influência dos campos magnéticos sobre os arcos voltaicos .....</b> | <b>7</b>  |
| <b>2.3 Processo MIG/MAG .....</b>  | <b>9</b>  |
| <b>2.4 Transferência Metálica .....</b>                                    | <b>12</b> |
| 2.4.1 <i>Teoria do balanço estático das forças .....</i>                   | 12        |
| 2.4.2 <i>Teoria da instabilidade de “pinch” .....</i>                      | 15        |
| 2.4.3 <i>Tipos de transferências.....</i>                                  | 16        |
| 2.4.3.1 <i>Transferência por curto circuito .....</i>                      | 17        |
| 2.4.3.2 <i>Transferência globular .....</i>                                | 17        |
| 2.4.3.3 <i>Transferência goticular .....</i>                               | 18        |
| <b>2.5 Soldagem MIG/MAG com corrente pulsada .....</b>                     | <b>19</b> |
| <b>2.6 Soldagem MIG/MAG em corrente alternada .....</b>                    | <b>22</b> |
| 2.6.1 <i>Características do processo MIG/MAG-CA .....</i>                  | 24        |
| 2.6.1.1 <i>Taxa de fusão do arame eletrodo .....</i>                       | 26        |
| 2.6.1.2 <i>Comportamento do arco .....</i>                                 | 28        |
| 2.6.1.3 <i>Características geométricas do cordão de solda .....</i>        | 30        |
| 2.6.1.4 <i>Diminuição do calor imposto e redução da deformação.....</i>    | 33        |

|            |   |    |
|------------|---|----|
| <b>2.7</b> | <b>Soldagem MIG/MAG duplo arame</b> .....                               | 35 |
| 2.7.1      | <i>Classificação</i> .....  | 36 |
| 2.7.2      | <i>Alinhamento dos eletrodos em relação à direção de soldagem</i> ..... | 41 |
| <b>2.8</b> | <b>Soldagem dos aços C-Mn e baixa liga</b> .....                        | 43 |

### **CAPÍTULO III – MATERIAIS E MÉTODOS**

|            |   |    |
|------------|---|----|
| <b>3.1</b> | <b>Materiais de consumo</b> .....   | 48 |
| 3.1.1      | <i>Corpos de prova</i> .....  | 48 |
| 3.1.2      | <i>Arame eletrodo</i> .....   | 48 |
| 3.1.3      | <i>Gás de proteção</i> .....  | 48 |
| <b>3.2</b> | <b>Equipamentos e acessórios</b> .....  | 48 |
| 3.2.1      | <i>Fonte de soldagem</i> .....  | 49 |
| 3.2.2      | <i>Sistema de deslocamento</i> .....  | 49 |
| 3.2.3      | <i>Tochas de soldagem, suporte de fixação das tochas e suporte das chapas</i> ..... | 50 |
| 3.2.4      | <i>Sistema de aquisição de dados</i> .....  | 50 |
| 3.2.5      | <i>Programas de computador utilizados</i> .....                                     | 51 |
| <b>3.3</b> | <b>Bancada de experimentos</b> .....  | 51 |
| <b>3.4</b> | <b>Ajuste das condições e realização dos ensaios</b> .....                          | 52 |
| <b>3.5</b> | <b>Ensaio preliminar</b> .....  | 53 |
| 3.5.1      | <i>Implementação da bancada de trabalho</i> .....                                   | 53 |
| 3.5.2      | <i>Realização dos ensaios</i> .....   | 53 |
| 3.5.3      | <i>Avaliação qualitativa do aspecto superficial dos corpos de prova</i> .....       | 56 |
| 3.5.4      | <i>Procedimento metalográfico e medição do perfil geométrico</i> .....              | 56 |
| 3.5.5      | <i>Avaliação dos resultados</i> .....   | 58 |
| <b>3.6</b> | <b>Ensaio definitivo</b> .....  | 58 |
| 3.6.1      | <i>Realização dos ensaios</i> .....   | 59 |
| 3.6.2      | <i>Avaliação qualitativa do aspecto superficial dos corpos de prova</i> .....       | 59 |
| 3.6.3      | <i>Procedimento metalográfico e medição do perfil geométrico</i> .....              | 60 |
| 3.6.4      | <i>Avaliação da microestrutura dos corpos de prova</i> .....                        | 60 |
| 3.6.5      | <i>Avaliação dos resultados</i> .....   | 60 |
| <b>3.7</b> | <b>Definição dos parâmetros de soldagem</b> .....                                   | 60 |

## **CAPÍTULO IV – ENSAIOS PRELIMINARES**

|            |  |    |
|------------|--|----|
| <b>4.1</b> | <b>Nível de corrente eficaz</b> .....  | 62 |
| <b>4.2</b> | <b>Tipo de onda aplicada em cada eletrodo</b> .....                            | 63 |
| 4.2.1      | <i>Seleção dos parâmetros de soldagem</i> .....                                | 65 |
| 4.2.2      | <i>Efeito da % CAEN</i> .....  | 67 |
| <b>4.3</b> | <b>Tipo de onda aplicada em cada eletrodo em relação à direção de soldagem</b> | 68 |
| <b>4.4</b> | <b>Soldagem com nível de corrente eficaz diferente em cada eletrodo</b> .....  | 69 |
| <b>4.5</b> | <b>Variação da distância entre os eletrodos</b> .....                          | 70 |
| <b>4.6</b> | <b>Soldagens com os eletrodos dispostos lado a lado</b> .....                  | 72 |
| <b>4.7</b> | <b>Considerações finais</b> .....  | 73 |

## **CAPÍTULO V – RESULTADOS E DISCUSSÃO**

|            |  |     |
|------------|--|-----|
| <b>5.1</b> | <b>Soldagens com corrente alternada</b> .....  | 75  |
| 5.1.1      | <i>Influência do nível de corrente eficaz na soldagem MIG/MAG-DA</i> .....                     | 81  |
| 5.1.2      | <i>Influência do tipo de onda na soldagem MIG/MAG-DA</i> .....                                 | 86  |
| 5.1.3      | <i>Influência da %CAEN na soldagem MIG/MAG-DA</i> .....  | 91  |
| 5.1.4      | <i>Influência do sentido de deslocamento do eletrodo</i> .....                                 | 98  |
| <b>5.2</b> | <b>Comparação entre corrente alternada e pulsada no processo MIG/MAG-DA</b> .....              | 101 |
| <b>5.3</b> | <b>Soldagem com os eletrodos dispostos lado a lado</b> .....                                   | 111 |
| <b>5.4</b> | <b>Comparação entre soldagem com os eletrodos posicionados em “tandem” e lado a lado</b> ..... | 114 |
| <b>5.5</b> | <b>Avaliação da microestrutura</b> .....   | 118 |

## **CAPÍTULO VI – ANÁLISE GERAL DOS RESULTADOS**.....126

## **CAPÍTULO VII – CONCLUSÕES**.....128

## **CAPÍTULO VIII – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**.....129

## **CAPÍTULO IX – REFERÊNCIAS**.....130

## LISTA DE FIGURAS

|   |    |
|---|----|
| Figura 2.1. Isotermas de temperatura de um arco TIG em corrente contínua com polaridade direta (CC -) (AWS, 1991). .....  | 5  |
| Figura 2.2. Regiões de um arco de soldagem (esquemáticas): (a) Zona de Queda Catódica, (b) Coluna do Arco e (c) Zona de Queda Anódica. $l_a$ – comprimento do arco (Marques <i>et al</i> , 2005).....                                       | 5  |
| Figura 2.3. Sopros magnéticos causados por mudança na direção da corrente.....  | 7  |
| Figura 2.4. Representação esquemática do sopro magnético na soldagem com dois eletrodos próximos. (a) arcos com polaridades opostas; (b) arcos mesma polaridade com e (c) um arco com corrente contínua e outro em corrente alternada. .... | 8  |
| Figura 2.5. Esquema do processo MIG/MAG (Adaptado de Miranda, 2002).....  | 10 |
| Figura 2.6. Geometria do fluxo de corrente dentro da gota (Norrish, 1992).....  | 14 |
| Figura 2.7. Formato da onda da corrente pulsada e suas principais variáveis. ....   | 19 |
| Figura 2.8. Região de uma gota por pulso (Mamani, 1996 apud Miranda, 2001). ....  | 21 |
| Figura 2.9. Onda retangular simples no processo MIG/MAG-CA.....   | 24 |
| Figura 2.10. Formatos de onda da corrente no processo MIGG-CA.....  | 25 |
| Figura 2.11. Comportamento da taxa de fusão do arame para diferentes % CAEN (Tong <i>et al</i> , 2004).....   | 27 |
| Figura 2.12. Influência da porcentagem em CAEN sobre a Valim. ....  | 27 |
| Figura 2.13. Comparação do comportamento do arco em CCEP e em CCEN na soldagem MIG/MAG-CA (Tong <i>et al</i> , 2004). ....  | 28 |
| Figura 2.14. Comportamento do arco na polaridade negativa na soldagem MIG/MAG-CA de alumínio (Tong <i>et al</i> , 2004 b).....  | 29 |
| Figura 2.15. Destacamento assimétrico da gota na soldagem MIG/MAG-CA (Talkington, 1998).....  | 30 |
| Figura 2.16. Comportamento da penetração com o aumento da % CAEN (Pessoa <i>et al</i> , 2004).....  | 31 |
| Figura 2.17. Perfil de penetração do processo MIG/MAG-CA e MIG/MAG pulsado na soldagem de chapas finas (Pessoa <i>et al</i> , 2006).....  | 32 |
| Figura 2.18. Influência da % CAEN sobre o reforço do cordão de solda (Pessoa <i>et al</i> , 2004). .....  | 32 |

|   |    |
|---|----|
| Figura 2.19. União de chapas finas com abertura de raiz através processo MIG/MAG-CA e MIG/MAG pulsado (Tong et al, 2001)..... | 33 |
| Figura 2.20. Controle do calor imposto pelo ajuste da % CAEN na soldagem MIG/MAG-CA (Tong et al, 2001). .....                 | 34 |
| Figura 2.21. Deformação na soldagem MIG/MAG-CA (Tong et al, 2001).....  | 35 |
| Figura 2.22. Processo MIG/MAG duplo arame com potencial único.....  | 37 |
| Figura 2.23. Representação da pulsação da corrente com os pulsos em fase.....   | 38 |
| Figura 2.24. Processo MIG/MAG-DA com potenciais isolados. ....  | 39 |
| Figura 2.25. Pulsos de corrente defasados.....  | 41 |
| Figura 2.26. Disposição das tochas de soldagem em “tandem”.....   | 42 |
| Figura 2.27. Disposição das tochas lado a lado. ....  | 43 |
| Figura 2.28. Zonas de uma solda com passe único. ....   | 44 |
| Figura 2.29. Diluição medida na secção transversal de (a) um cordão depositado sobre chapa e (b) uma solda de topo.....       | 45 |
| Figura 2.30. Temperaturas atingidas na peça soldada e as microestruturas produzidas. ....                                     | 46 |
| <br>  |    |
| Figura 3.1. Sistema de deslocamento das tochas.....   | 49 |
| Figura 3.2. Suporte de fixação e tochas de soldagem. ....   | 50 |
| Figura 3.3. Sistema de aquisição de dados.....  | 51 |
| Figura 3.4. Bancada de testes.....  | 52 |
| Figura 3.5. Extração das amostras dos corpos de prova. ....   | 57 |
| Figura 3.6. Representação esquemática das dimensões geométricas das secções transversais dos cordões de solda. ....           | 58 |
| <br>  |    |
| Figura 4.1. Formas de onda da corrente utilizadas. ....   | 63 |
| Figura 4.2. Formas de onda nas condições exploradas: CA-CP, CA-CC e CP-CP. ....   | 64 |
| Figura 4.3. Influência do tipo de onda no reforço (a) e na largura (b). ....  | 65 |
| Figura 4.4. Valores de tensão adquiridos durante os ensaios.....  | 67 |
| Figura 4.5. Influência da % CAEN na penetração (a), reforço (b) e na largura (c).....   | 68 |
| Figura 4.6. Tipo de onda aplicada em relação à direção de soldagem. ....  | 69 |
| Figura 4.7. Afastamento entre os eletrodos.....   | 71 |
| <br>  |    |
| Figura 5.1. Secção transversal dos corpos de prova soldados com corrente alternada e corrente eficaz de 130 A.....            | 78 |
| Figura 5.2. Secção transversal dos corpos de prova soldados com corrente alternada e corrente eficaz de 180 A.....            | 79 |

|   |     |
|---|-----|
| Figura 5.3. Secção transversal dos corpos de prova soldados com corrente alternada e corrente eficaz de 250 A.....      | 80  |
| Figura 5.4. Influência do nível de corrente eficaz sobre a penetração da solda. ....                                    | 82  |
| Figura 5.5. Influência do nível de corrente eficaz sobre o reforço da solda. ....                                       | 82  |
| Figura 5.6. Influência do nível de corrente eficaz sobre a largura da solda. ....                                       | 83  |
| Figura 5.7. Influência do nível de corrente eficaz sobre a área diluída da solda.....                                   | 83  |
| Figura 5.8. Influência do nível de corrente eficaz sobre a velocidade de alimentação total do arame.....                | 84  |
| Figura 5.9. Influência do tipo de onda em CA na largura do cordão de solda.....   | 87  |
| Figura 5.10. Influência do tipo de onda em CA na diluição. ....   | 88  |
| Figura 5.11. Representação esquemática do ângulo de molhamento. ....  | 89  |
| Figura 5.12. Influência do tipo de onda em CA na velocidade de alimentação do arame.....                                | 90  |
| Figura 5.13. Influência da % CAEN sobre o reforço da solda. ....  | 93  |
| Figura 5.14. Influência da % CAEN sobre a diluição.....   | 93  |
| Figura 5.15. Influência da % CAEN sobre a largura da solda. ....  | 95  |
| Figura 5.16. Influência da % CAEN sobre a velocidade de alimentação do arame. ....                                      | 96  |
| Figura 5.17. Comportamento da velocidade de alimentação com os tipos de onda aplicados. ....                            | 96  |
| Figura 5.18. Tipo de onda aplicada em relação à direção de soldagem. ....   | 98  |
| Figura 5.19. Influência do sentido de deslocamento do eletrodo sobre o reforço da solda. .                              | 99  |
| Figura 5.20. Influência do sentido de deslocamento do eletrodo sobre a diluição. ....                                   | 99  |
| Figura 5.21. Secção transversal dos corpos de prova nas condições soldadas. ....  | 103 |
| Figura 5.22. Influência do tipo de onda no reforço do cordão de solda.....  | 104 |
| Figura 5.23. Comportamento do reforço do cordão de solda com tipo de onda nos diferentes níveis de corrente eficaz..... | 105 |
| Figura 5.24. Comportamento do reforço para 15 % CAEN (a) e 35 % CAEN (b). ....  | 106 |
| Figura 5.25. Influência do tipo de onda na largura do cordão de solda.....  | 106 |
| Figura 5.26. Comportamento da largura para 15 % CAEN (a) e 35 % CAEN (b). ....  | 107 |
| Figura 5.27. Influência do tipo de onda na diluição da solda.....   | 108 |
| Figura 5.28. Comportamento da diluição com o formato de onda nas correntes de soldagem aplicadas.....                   | 109 |
| Figura 5.29. Comportamento da velocidade de alimentação do arame com os tipo de onda aplicados.....                     | 110 |
| Figura 5.30. Comportamento da diluição para 15 % CAEN (a) e 35 % CAEN (b). ....   | 110 |
| Figura 5.31. Secção transversal dos corpos de prova soldados com os eletrodos dispostos em “tandem” e lado a lado.....  | 115 |
| Figura 5.32. Influência da disposição dos eletrodos na largura do cordão de solda. ....                                 | 116 |

|  |     |
|--|-----|
| Figura 5.33. Influência da disposição dos eletrodos na diluição da solda.....  | 117 |
| Figura 5.34. Microestrutura dos corpos de prova soldados em corrente alternada (CA-CP e CA-CC) com o nível de corrente de 130 A. ....    | 120 |
| Figura 5.35. Microestrutura dos corpos de prova soldados em corrente alternada (CA-CP e CA-CC) com o nível de corrente de 180 A. ....    | 121 |
| Figura 5.36. Microestrutura dos corpos de prova soldados em corrente alternada (CA-CP e CA-CC) com o nível de corrente de 250 A. ....    | 122 |
| Figura 5.37. Microestrutura dos corpos de prova soldados em corrente pulsada para diferentes níveis de corrente. ....                    | 123 |
| Figura 5.38. Microestrutura dos corpos de prova soldados com os eletrodos dispostos lado a lado para diferentes níveis de corrente. .... | 124 |

## LISTA DE TABELAS

|  |     |
|--|-----|
| Tabela 2.1. Classificação dos modos de transferência metálica segundo o IIW.....                                 | 16  |
| Tabela 3.1. Ensaios preliminares. ....   | 54  |
| Tabela 3.2. Ensaios preliminares – correntes diferentes.....   | 55  |
| Tabela 3.3. Ensaios preliminares – eletrodos lado a lado.....  | 55  |
| Tabela 3.4. Velocidade de soldagem para cada nível de corrente eficaz - ensaios definitivos.<br>.....            | 59  |
| Tabela 4.1. Velocidade de soldagem para cada nível de corrente eficaz - ensaios<br>preliminares. ....            | 62  |
| Tabela 4.2. Parâmetros de soldagem em corrente pulsada.....  | 66  |
| Tabela 4.3. Parâmetros de soldagem em corrente alternada. ....   | 66  |
| Tabela 4.4. Velocidade de soldagem para cada combinação de corrente eficaz. ....                                 | 70  |
| Tabela 4.5. Influência da distância entre os eletrodos sobre os parâmetros de controle.....                      | 71  |
| Tabela 4.6. Avaliação do aspecto superficial do cordão em relação à distância entre os<br>eletrodos.....         | 72  |
| Tabela 5.1. Resultados obtidos nas soldagens com corrente alternada. ....  | 76  |
| Tabela 5.2. Influência do nível de corrente eficaz sobre os parâmetros de controle. ....                         | 81  |
| Tabela 5.3. Avaliação do aspecto superficial do cordão de solda considerando o nível de<br>corrente eficaz. .... | 85  |
| Tabela 5.4. Influência do tipo de onda em CA sobre os parâmetros de controle.....                                | 86  |
| Tabela 5.5. Avaliação do aspecto superficial do cordão de solda considerando o tipo de<br>onda.....              | 91  |
| Tabela 5.6. Influência da porcentagem de corrente negativa sobre os parâmetros de<br>controle.....               | 92  |
| Tabela 5.7. Avaliação do aspecto superficial do cordão de solda considerando a % CAEN.                           | 97  |
| Tabela 5.8. Influência do sentido de deslocamento sobre os parâmetros de controle.....                           | 98  |
| Tabela 5.9. Avaliação do aspecto superficial do cordão de solda considerando o sentido de<br>deslocamento. ....  | 100 |
| Tabela 5.10. Resultados obtidos nas soldagens com corrente alternada e pulsada. ....                             | 102 |

|  |     |
|--|-----|
| Tabela 5.11. Influência do tipo de onda sobre os parâmetros de controle.....   | 104 |
| Tabela 5.12. Avaliação do aspecto superficial do cordão de solda em relação ao tipo de onda.....                         | 111 |
| Tabela 5.13. Resultados obtidos nas soldagens lado a lado. ....  | 112 |
| Tabela 5.14. Influência do tipo de onda com os eletrodos dispostos lado a lado nos parâmetros de controle.....           | 113 |
| Tabela 5.15. Avaliação do aspecto superficial do cordão de solda em relação ao tipo de onda na soldagem lado a lado..... | 113 |
| Tabela 5.16. Resultados obtidos nas soldagens “ <i>tandem</i> ” e lado a lado.....                                       | 114 |
| Tabela 5.17. Influência da disposição dos eletrodos nos parâmetros de controle. ....                                     | 116 |

# CAPÍTULO I

## Introdução

A crescente necessidade de processos de soldagem que agreguem alta produtividade a custos relativamente baixos, bem como a obtenção de cordões de solda de boa qualidade e aspecto superficial, impulsionou o surgimento do processo MIG/MAG duplo arame (MIG/MAG-DA).

De uma forma geral, nas operações de soldagem e revestimento em equipamentos, deseja-se um menor tempo de execução, associado aos menores impactos metalúrgicos nos materiais envolvidos. Para atender a estas características deve-se empregar processos de alta taxa de deposição com menor diluição. Alta taxa de deposição possibilita o revestimento ou o reparo de equipamentos com um menor tempo, diminuindo não somente os custos relacionados ao tempo de reparo ou à manutenção, mas também os associados à parada do equipamento. Por sua vez, a menor diluição é ideal para aplicações de revestimento, para união de peças de pequena espessura e também onde se exige menores distorções.

Atualmente, algumas técnicas estão sendo adotadas para proporcionar alta taxa de deposição com menor distorção e penetração, dentre as quais se podem destacar a utilização de corrente pulsada, corrente alternada e a soldagem com duplo arame.

O processo MIG/MAG em corrente pulsada possibilita a obtenção de uma transferência metálica goticular estável em um menor nível de corrente média e, desta forma, a redução da energia imposta à peça tornando apta sua aplicação em soldas de chapas finas com a obtenção de um cordão de solda com bom aspecto superficial e minimizando a ocorrência de defeitos.

A soldagem MIG/MAG em corrente alternada (MIG/MAG-CA) surgiu no mercado como uma nova técnica capaz de aliar alta produtividade e baixo aporte térmico. O processo MIG/MAG-CA concilia as características de cada polaridade: corrente contínua com eletrodo na polaridade positiva (CCEP) e corrente contínua com eletrodo na polaridade negativa (CCEN).

Em CCEN obtém-se baixa penetração, diluição e calor imposto à peça. Com a utilização de CCEN é possível atingir elevadas taxas de fusão do eletrodo com baixa penetração na peça. Isto devido à maior concentração do calor na ponta do arame eletrodo

em CCEN. Como aplicação de baixa penetração obtida com CCEN pode-se destacar operações de revestimento por soldagem e também soldagem de chapas finas. No revestimento por soldagem, é desejável minimizar a diluição pela redução da penetração. Na soldagem de chapas finas o excesso de calor transferido para a peça pode ocasionar a perfuração da chapa soldada, esta penetração excessiva pode ser evitada com a utilização da polaridade negativa. Todavia, a soldagem MIG/MAG com polaridade negativa apresenta elevada instabilidade de arco e a transferência metálica predominante é do tipo globular. A ação de forças repulsivas agindo na ponta do eletrodo fundido (cátodo) atuam dificultando o destacamento da gota, contribuindo para o crescimento excessivo da mesma (transferência globular) e seu destacamento pode ocorrer de forma assimétrica devido à mobilidade da região catódica na ponta do eletrodo

Em CCEP destacam-se como características a obtenção de elevada penetração na peça soldada, boa estabilidade de arco e transferência metálica estável. Solda com elevada penetração, no entanto, pode ser indesejável em várias aplicações, como é o caso da soldagem de chapas finas, podendo ocorrer a perfuração da mesma, e operações de revestimento por soldagem, onde a alta penetração implica em alta diluição e assim prejudicando as propriedades físicas e químicas do revestimento.

No Brasil, o Laboratório de engenharia de soldagem (ENGESOLDA) desenvolve pesquisas com o processo MIG/MAG-CA, as quais resultaram em diversos trabalhos publicados em congressos. Aplicações como soldagem de chapas finas a altas velocidades e operações de revestimento por soldagem potencializam pesquisas sobre este processo. Adicionalmente, a redução de custos por este processo de soldagem comparado com os demais, justifica um maior custo inicial associado aos equipamentos.

Nas fontes eletrônicas modernas, a corrente pode alternar entre CCEP e CCEN com rápida mudança de polaridade, de modo que a estabilidade do arco é melhorada por meio da diminuição do tempo em que a corrente fica próxima de zero. Assim, é possível obter a combinação das características mais interessantes da polaridade positiva (alta penetração, elevada estabilidade de arco e transferência metálica uniforme) e negativa (baixa penetração e elevada taxa de fusão do eletrodo) em um único processo de soldagem.

O processo MIG/MAG duplo arame com potenciais isolados (MIG/MAG-DA) é caracterizado pela formação de dois arcos elétricos entre a peça e os dois eletrodos consumíveis continuamente alimentados. A peça de fusão é protegida da mesma forma que na soldagem MIG/MAG convencional, por um fluxo de gás ou mistura de gases. O isolamento elétrico entre os eletrodos confere maior flexibilidade para o processo.

---

Com o processo MIG/MAG-DA, a velocidade de soldagem e a quantidade de material depositado por unidade de comprimento pode ser aumentada, melhorando a eficiência da soldagem. A velocidade de soldagem no MIG/MAG-DA pode atingir o dobro, ou até mais, que as velocidades atingidas pelo MIG/MAG convencional, sendo possível velocidade de 3 m/min ou mesmo superior (Ueyama *et al*, 2004 b).

Outra vantagem operacional atribuída ao duplo arame é o baixo aporte térmico. Por permitir soldagens com velocidades de deslocamento mais altas, é possível diminuir o aporte de calor sobre a peça soldada e, conseqüentemente, reduzir distorções, o que favorece a soldagem de chapas finas (Motta, 2002).

A utilização da corrente pulsada no processo MIG/MAG-DA tem proporcionado ganhos em produtividade e redução de problemas como interação entre os arcos (Motta, 2002; Ueyama *et al*, 2005 b). Trabalhos realizados em corrente alternada apontam para aumentos em produtividade e aplicações em revestimento e soldagem de chapas finas (Pessoa *et al*, 2006).

A incorporação da corrente pulsada e alternada na soldagem duplo arame potencializa as aplicações em que se requeira altíssima taxa de deposição, ideal para aplicações em que se deseje maior produção e velocidade de soldagem, bem como na soldagem de chapas de pequenas espessuras e operações de revestimento. Todavia, destaca-se que existe uma escassez de pesquisas envolvendo corrente alternada na soldagem MIG/MAG-DA, evidenciando a necessidade da exploração de suas características, ressaltando potencialidades e limitações inerentes à esta nova variante do processo.

Neste contexto, visando-se aplicações de soldagens de chapas finas e operações de revestimento, este trabalho tem como objetivo o estudo exploratório do processo MIG/MAG duplo arame com potenciais isolados utilizando corrente alternada.

## CAPÍTULO II

### Revisão Bibliográfica

#### 2.1 Arco Voltaico

Na soldagem de metais e ligas metálicas o arco elétrico é uma das fontes de energia mais empregada. A alta concentração do calor em um pequeno espaço torna a soldagem a arco voltaico muito vantajosa e versátil. Em virtude de ser concentrado e controlado com relativa eficácia, o arco elétrico é usado por vários processos de soldagem.

Os processos de soldagem a arco possuem atualmente uma grande importância industrial, sendo utilizado na fabricação dos mais variados componentes e estruturas metálicas e na recuperação de um grande número de peças desgastadas ou danificadas.

Um arco elétrico consiste de uma descarga de corrente elétrica relativamente alta, sustentada por uma coluna de gás ionizado denominado plasma (AWS, 1991). Na abertura do arco, uma quantidade relativamente pequena de átomos precisa ser ionizada para permitir a passagem inicial de corrente elétrica. A partir daí o calor gerado pela passagem de corrente deve ser suficiente para manter e aumentar o estado de ionização, estabilizando a descarga e fundindo o(s) eletrodo(s). Para produzir um plasma é preciso liberar elétrons que se encontram normalmente ligados aos átomos. O requisito essencial é que um elétron adquira energia suficiente para escapar do campo de forças do átomo.

A temperatura medida no interior do arco elétrico é superior a 5000 °C, apresentando valores mais intensos nas regiões próximas ao cátodo e no centro do arco, diminuindo de intensidade na medida em que se distancia em direção ao ânodo e para a região periférica do arco. A Figura 2.1 ilustra a distribuição de temperatura através de um arco TIG com comprimento de aproximadamente 5 mm, corrente de 200 A e tensão de 12,1 V (AWS, 1991).

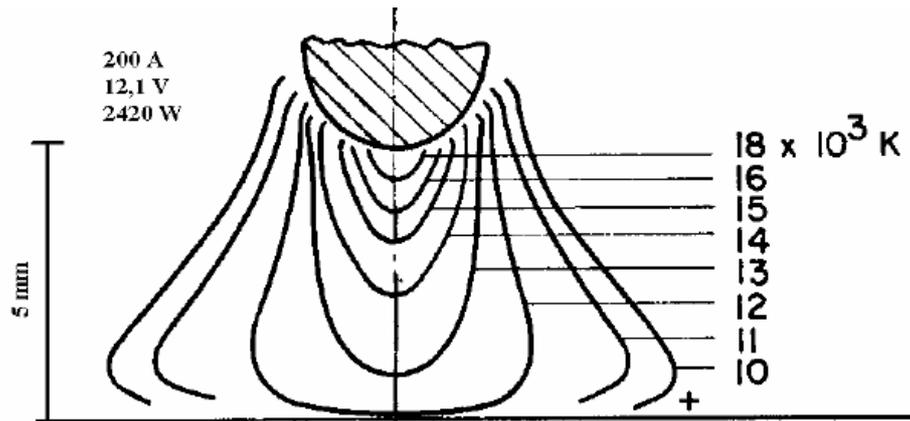


Figura 2.1. Isotermas de temperatura de um arco TIG em corrente contínua com polaridade direta (CC -) (AWS, 1991).

A coluna de plasma constitui a parte visível do arco e corresponde a quase todo o volume do arco, podendo ter o comprimento da ordem de alguns milímetros de comprimento, enquanto que as regiões catódica e anódica têm espessuras da ordem de  $10^{-3}$  mm (Modenesi, 2004). Entretanto, é nas regiões anódicas e catódicas que a queda de tensão é mais significativa, da ordem de 1 a 15 V, ao passo que a queda de tensão na coluna de plasma é proporcional ao seu comprimento. A Figura 2.2 ilustra a queda de potencial ao longo do arco elétrico.

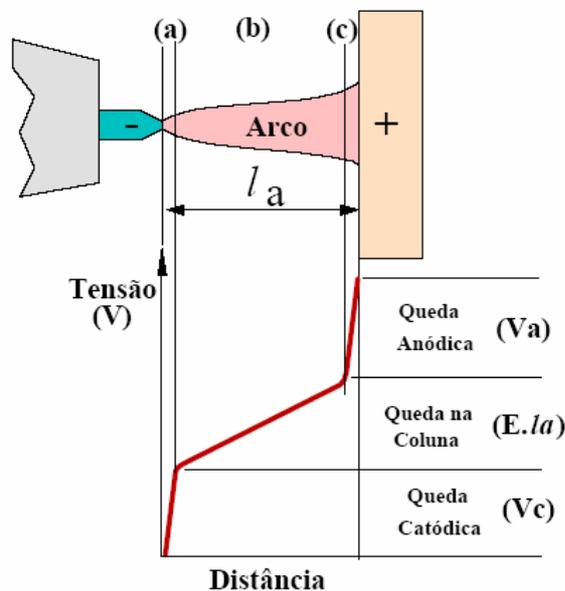


Figura 2.2. Regiões de um arco de soldagem (esquematisadas): (a) Zona de Queda Catódica, (b) Coluna do Arco e (c) Zona de Queda Anódica.  $l_a$  – comprimento do arco (Marques *et al*, 2005).

### 2.1.1 Região de queda catódica

Apesar de seu pequeno volume, a região de queda catódica é de fundamental importância para a existência do arco voltaico, pois ela é responsável pelo fornecimento da maioria dos elétrons que constituem a corrente elétrica que atravessa o arco (Modenesi, 2004).

A saída de elétrons de uma superfície sólida metálica pode ocorrer por diferentes mecanismos. Em soldagem os mais importantes são: emissão termiônica e emissão a frio. Na presença de uma elevada temperatura, os átomos superficiais são ativados e liberam elétrons (emissão termiônica). Este tipo de emissão acontece para cátodos de material refratário, como o tungstênio e o carbono (Modenesi, 2004).

Na emissão a frio de elétrons (isto é, em temperaturas inferiores a 3500 K), onde o cátodo pode não atingir temperaturas suficientemente altas, a condução de energia resulta da presença de um campo eletrostático elevado (Lancaster, 1984).

### 2.1.2 Coluna de plasma

A coluna de plasma é a região do arco que está situada entre as áreas de queda anódica e catódica e compreende praticamente todo o volume do arco. É constituída de partículas neutras (moléculas e átomos), de íons e de elétrons livres, sendo os últimos os principais responsáveis pela passagem de corrente elétrica entre os eletrodos (Lancaster, 1984).

Para que haja a ionização do gás, este deve ser aquecido a altas temperaturas. A agitação térmica do gás promove choques entre os seus constituintes, ocasionando a sua ionização parcial e a conseqüente formação do plasma. As propriedades físicas dos gases como densidade, condutividades térmica e elétrica, energia de ionização, entre outras, determinam, em grande parte, as características operacionais dos arcos de soldagem. Estas propriedades podem variar bastante para diferentes gases (Modenesi, 2004).

A coluna de plasma requer que se mantenha uma temperatura suficiente para sustentar o grau de ionização e quanto maior for a energia de ionização dos constituintes da coluna de plasma, maior será a energia necessária para manter o nível de ionização requerida, portanto maior deverá ser a temperatura do arco (Lancaster, 1984).

### 2.1.3 Região de queda anódica

Embora seja essencial para a continuidade do arco, a região de queda anódica não é tão importante para a manutenção do arco como a zona catódica, sendo assim menos estudada que as demais regiões do arco.

O ânodo não emite íons positivos e assim, há uma maior concentração de elétrons, o que causa a queda de tensão nesta região. A queda anódica depende de vários fatores, tendendo a se reduzir com a temperatura do ânodo e aumentar com sua condutividade térmica.

## 2.2 Influência dos campos magnéticos sobre os arcos voltaicos

O arco elétrico é um condutor semelhante aos cabos das máquinas de soldagem, diferenciando-se destes por ser um condutor gasoso e, portanto, muito mais sensível às diferentes forças atuando sobre ele. Como todo condutor, o arco elétrico tem um campo magnético associado que interage com a corrente elétrica produzindo campos de força que podem causar a deflexão do arco, comumente denominado sopro magnético.

O campo magnético induzido pela corrente tende a se distribuir uniformemente em torno do arco. Quando esta distribuição é alterada, a força magnética passa a possuir uma componente transversal que tende a empurrar lateralmente o arco. O sopro magnético pode causar a instabilidade do arco produzindo respingos, mordedura, porosidade e comprometer a uniformidade do cordão de solda (Ecer, 1980).

O sopro magnético pode ser causado quando há mudanças na direção do fluxo de corrente elétrica e na distribuição ferromagnética ao redor do arco. A Figura 2.3 mostra o efeito da mudança de direção da corrente ao entrar na peça e ser conduzida ao cabo de conexão.

As linhas de força são mais concentradas no lado interior do condutor em comparação ao lado externo, causando o desvio do arco. O fenômeno do sopro magnético pode ocorrer na soldagem junto às bordas das peças de aço (material ferromagnético) e também na soldagem de peças com espessuras diferentes.

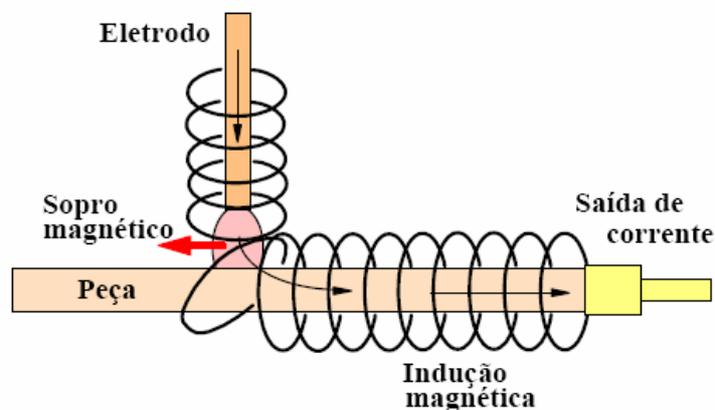


Figura 2.3. Sopro magnético causado por mudança na direção da corrente.

A soldagem de múltiplos arcos pode apresentar problemas de sopro magnético, em especial quando os arcos estão posicionados próximos um ao outro, sendo uma das principais dificuldades encontradas (Bykosoviskii, 1977). Especialmente na soldagem com duplo arame, a polaridade dos eletrodos pode afetar o comportamento dos arcos. Se os arcos tiverem polaridades opostas, o campo magnético entre eles se concentra, resultando em um campo mais intenso, tendendo a produzir a repulsão entre os arcos (Figura 2.4a). Se os eletrodos possuem mesma polaridade, os campos magnéticos entre os arcos se opõem, resultando em um campo mais fraco entre eles, tendendo a produzir a atração entre os arcos (Figura 2.4b). Ao utilizar um eletrodo em corrente contínua (CC+ por exemplo) e outro em corrente alternada (Figura 2.4c), o efeito do sopro magnético pode ser reduzido pela reversão da polaridade a cada meio ciclo no eletrodo em corrente alternada (The Lincoln Electric Co., 2001).

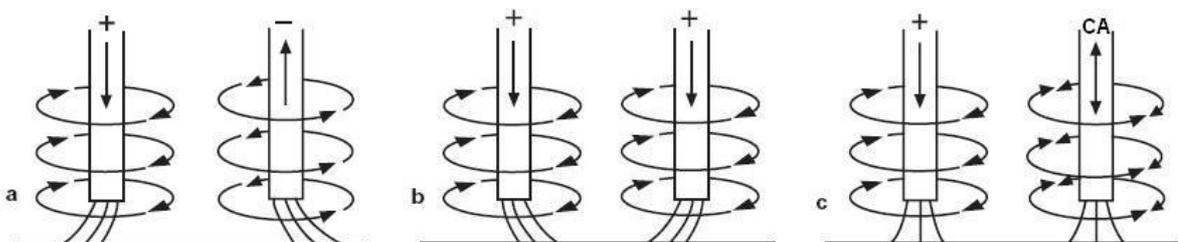


Figura 2.4. Representação esquemática do sopro magnético na soldagem com dois eletrodos próximos. (a) arcos com polaridades opostas; (b) arcos mesma polaridade com e (c) um arco com corrente contínua e outro em corrente alternada.

Na maioria das aplicações de soldagem MIG/MAG com duplo arame emprega-se a mesma polaridade para ambos os eletrodos. Entretanto, a atração entre os arcos pode causar instabilidade, geração de respingos e comprometer a qualidade do cordão (Ueyama *et al*, 2005 a). Uma forma de amenizar os efeitos eletromagnéticos entre os arcos voltaicos é a utilização da pulsação da corrente de soldagem com defasagem entre os pulsos (Hackl, 1997; Michie *et al*, 1999; Goecke *et al*, 2001; Hedegård *et al*, 2005). Motta (2001) comparou, através de filmagens, a deflexão dos arcos com a pulsação da corrente em fase e defasada. Ele constatou que o desvio dos arcos é menor quando ambas as fontes operam com os pulsos de corrente defasados.

Outra característica que afeta a deflexão magnética entre os arcos é a distância entre os eletrodos. Quanto mais próximos os arcos, maior será a interação entre eles. Ueyama *et al* (2005 a) verificaram a influência da distância entre os eletrodos na deflexão magnética entre os arcos. Segundo os autores, para distâncias pequenas, em torno de 5

mm, a atração entre os arcos era responsável pela formação de um único arco entre os arames. A deflexão magnética aumentava até atingir o valor máximo com a distância próxima de 10 mm e a partir da qual começava a diminuir.

Outro parâmetro que influencia a interação magnética na soldagem MIG/MAG duplo arame é o comprimento dos arcos. Segundo Ueyama *et al* (2005 b) o controle para um comprimento de arco estável deve ser exercido independente para cada eletrodo e é indispensável no sentido de superar oscilações sofridas pelos arcos. Groetelaars *et al* (2005) verificaram, na soldagem MIG/MAG duplo arame com potencial único (ambos eletrodos compartilhando o mesmo bico de contato), que quanto maior o comprimento do arco maior a influencia da interação magnética (na faixa de parâmetros estudados).

### 2.3 Processo MIG/MAG

A soldagem a arco com proteção gasosa (“*Gás Metal Arc Welding*” – GMAW) é um processo que utiliza o arco elétrico como fonte de energia para promover a união entre um eletrodo metálico nu, consumível, e a peça. A proteção do arco e da região da solda contra a ação de elementos nocivos presentes no meio é feita por um gás ou mistura de gases, que podem ser inertes ou ativos. A denominação MIG (“*Metal Inert Gas*”) é empregada quando a proteção gasosa utilizada é inerte, ou rica em gases inertes. Emprega-se a denominação MAG (“*Metal Active Gas*”) quando o a proteção gasosa é ativa ou contém misturas ricas em gases ativos (Machado, 1996).

Basicamente, o processo MIG/MAG é composto por uma fonte de energia, um sistema de alimentação de arame eletrodo, um sistema de fornecimento de gás e um sistema de refrigeração da tocha (AWS, 1991). A Figura 2.5 mostra esquematicamente o processo MIG/MAG.

Este processo de soldagem teve início na década de 1920, na soldagem de alumínio e tendo como gás de proteção o argônio (AWS, 1991). Mas somente em 1948 começou a se desenvolver. A aplicação do processo MIG/MAG para a soldagem de aços se deu a partir de 1952, quando foi adicionado oxigênio ao argônio. Atualmente, o MIG/MAG é um dos principais processos utilizados na indústria, pois se destaca pela qualidade da solda e produtividade (Machado, 1996).

A soldagem por este processo pode ser realizada de forma automática e semi-automática. Na soldagem semi-automática a alimentação de arame eletrodo é feita mecanicamente, através de um alimentador motorizado e o soldador é responsável pela iniciação e interrupção da soldagem, além de mover a tocha ao longo da junta.

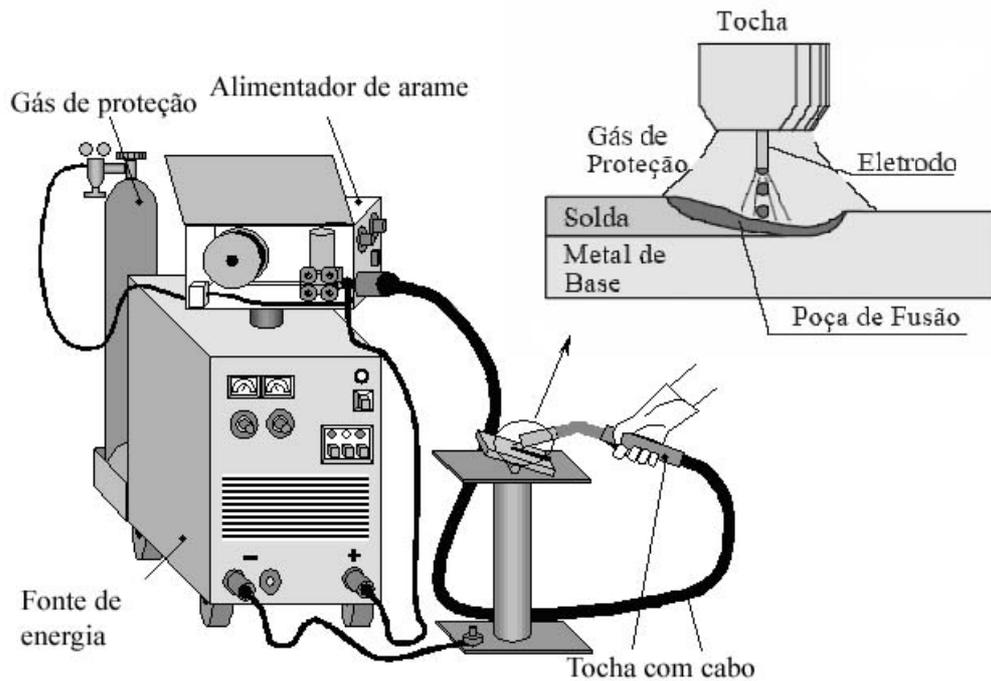


Figura 2.5. Esquema do processo MIG/MAG (Adaptado de Miranda, 2002).

A soldagem MIG/MAG pode ser usada em materiais em uma ampla faixa de espessura, tanto em materiais ferrosos como não ferrosos. O diâmetro dos eletrodos usados varia normalmente entre 0,8 e 2,4 mm. O processo MAG é utilizado apenas na soldagem de materiais ferrosos, tendo como gases de proteção o  $\text{CO}_2$  ou misturas ricas deste gás, enquanto a soldagem MIG pode ser usada tanto na soldagem de ferrosos quanto de não ferrosos, como alumínio, cobre, magnésio, níquel e suas ligas (Marques *et al*, 2005).

De uma forma geral, o processo MIG/MAG apresenta como vantagens (AWS, 1991 Apud, Miranda, 1999):

- soldagem de todos os metais e ligas comerciais;
- alimentação contínua do eletrodo;
- soldagem em todas as posições;
- elevadas taxas de deposição;
- elevadas velocidades de soldagem;
- obtenção de cordões extensos sem muitas interrupções;
- como não existe escória, mínima limpeza pós-soldagem é exigida;
- permite automatização industrial, possibilitando a utilização de robôs.

O processo MIG/MAG, entretanto, apresenta algumas desvantagens, sendo a principal delas a sua maior sensibilidade à variação dos parâmetros elétricos de operação do arco de soldagem, que influencia diretamente na qualidade do cordão de solda depositado, além da necessidade de um ajuste rigoroso de parâmetros para se obter um determinado conjunto de características para o cordão de solda (Modenesi & Avelar, 1997). Podem-se citar ainda outras desvantagens do MIG/MAG (AWS, 1991 Apud, Miranda, 1999):

- equipamentos de soldagem complexos, relativamente caros e menos portáteis;
- utilização mais restrita em locais de difícil acesso, devido à maior complexidade e dimensões dos equipamentos;
- o arco deverá ser protegido das correntes de ar, para garantir a eficiência de proteção realizada pelos gases empregados;
- não possibilita ação metalúrgica.

Os gases de proteção têm a função de impedir a contaminação da poça de fusão da ação nociva da atmosfera na soldagem. É necessário que haja esta proteção, pois a maioria dos metais quando aquecidos ao ponto de fusão reage com elementos químicos presentes na atmosfera. Os produtos das reações químicas entre a poça de fusão e a atmosfera podem causar vários problemas na soldagem como inclusão de escória, porosidade e endurecimento do metal de solda.

Dentre os gases de proteção para a soldagem MIG/MAG, os mais utilizados são argônio (Ar), hélio (He), dióxido de carbono (CO<sub>2</sub>) e o oxigênio (O<sub>2</sub>). É também comumente utilizada a mistura desses gases. A escolha dos gases dependerá da aplicação.

O argônio é um dos gases mais utilizados no processo MIG/MAG. É um gás inerte e possui maior densidade que o ar. Proporciona um arco estável e uma boa proteção da poça de fusão. Sua baixa energia de ionização facilita a reignição do arco (AWS, 1991).

O hélio, assim como o argônio é inerte. Sua densidade é menor que a do ar. Sua alta energia de ionização dificulta a reabertura do arco. Confere à solda grande penetração e possui alto custo e por ser mais leve que o ar necessita de maior vazão, o que acarreta em maior consumo e custo (AWS, 1991).

O dióxido de carbono é um gás ativo e tem como características uma alta condutibilidade térmica e pequeno núcleo de condução do arco. É aplicado normalmente na soldagem de aço com baixo teor de carbono (Norrish, 1992).

O oxigênio também é um gás ativo e é utilizado como componente na mistura de gases, sobretudo na soldagem de aços. Tem como características melhorar a estabilidade do arco e diminuir a tensão superficial da gota e da poça de fusão, deixando-a mais fluida, proporcionando a redução de respingos e uma transferência de metal da forma goticular (Norrish, 1992).

A mistura entre gases visa obter características intermediárias das suas respectivas propriedades. A adição de gases ativos ( $\text{CO}_2$  e/ou  $\text{O}_2$ ) aos gases inertes como o argônio tem como objetivo melhorar a estabilidade do arco. Estes elementos também contribuem para o aumento da penetração do cordão de solda.

## 2.4 Transferência Metálica

O modo como o metal de solda é transferido da ponta do eletrodo consumível para a peça é de grande importância para o processo MIG/MAG, pois pode afetar características como estabilidade do arco, nível de respingos gerados, quantidade de gases absorvidos pela poça de fusão, aplicabilidade do processo em várias posições e a qualidade da solda (Norrish, 1992; Marques *et al*, 2005).

Para explicar a transferência de metal na soldagem a arco elétrico surgiram várias teorias. As principais são: Teoria do Balanço estático das forças (Norrish, 1992; Kim & Eagar, 1993 a, Machado, 1996) e Teoria da Estabilidade “pinch” (Lancaster, 1984; Kim & Eagar, 1993 a). A seguir será feita uma breve discussão a respeito dessas duas teorias.

### 2.4.1 Teoria do balanço estático das forças

Segundo esta teoria, a gota se desprende do eletrodo quando as forças que atuam a favor do destacamento superam as forças contrárias ao mesmo. Geralmente consideram-se quatro forças atuantes: força da gravidade, força de arraste aerodinâmico, força de tensão superficial do metal líquido, força eletromagnética.

#### a) Força da gravidade ( $F_g$ )

A força devido à ação da força da gravidade é dada pela Equação 2.1.

$$F_g = m \cdot g \quad (2.1)$$

Sendo “m” a massa da gota e “g” a aceleração da gravidade. A força da gravidade pode atuar favorável ou contra o destacamento da gota, o que irá depender da posição de soldagem. Quando a soldagem é realizada na posição plana esta força age integralmente

em favor do destacamento. Na soldagem vertical, considera-se a componente perpendicular ao eixo do arco para o destacamento e, para a soldagem na posição sobrecabeça a componente resultante da força gravitacional é oposta ao destacamento.

b) Força de arraste aerodinâmico ( $F_d$ )

A força de arraste aerodinâmico é dada pela Equação 2.2 (Norrish, 1992).

$$Fd = 0,5 \cdot \pi \cdot V^2 \cdot d \cdot r^2 \cdot C \quad (2.2)$$

Sendo “V” a velocidade do gás e “d” é a sua densidade, “r” o raio da gota e “C” o coeficiente de arraste do sistema.

A força de arraste aerodinâmico é originada devido ao fluxo de gases através do arco. Este fluxo de gases é responsável pelo arraste da gota, sendo que quanto maior o tamanho da gota, maior será esta força.

c) Força devido à tensão superficial do metal líquido ( $F_{ts}$ )

A força devido à tensão superficial do metal líquido é dada pela Equação 2.3 (Norrish, 1992).

$$F_{ts} = 2 \cdot \pi \cdot r_w \cdot \sigma \cdot f \cdot \left( \frac{r_e}{c} \right) \quad (2.3)$$

Onde  $r_w$  é o diâmetro do eletrodo,  $\sigma$  é a tensão superficial e  $f(r_e/c)$  é uma função do diâmetro do eletrodo e da constante de capilaridade  $c$ . Segundo Kim e Eagar (1993), a força associada à tensão superficial é dada pela seguinte expressão:  $F_{ts} = 2\pi r \gamma$ ; onde  $r$  é o raio da gota e  $\gamma$  é a tensão superficial.

A força devido à tensão superficial exerce grande influência no destacamento da gota. Na transferência por vôo livre é a principal força que atua contra o destacamento. Entretanto, na transferência por curto-circuito, quando a ponta do eletrodo toca a poça de fusão, a transferência de metal é facilitada por esta força.

e) Força eletromagnética

O fluxo de corrente que atravessa o condutor elétrico gera um campo magnético o qual é responsável pela ação da força eletromagnética que atua perpendicularmente ao

condutor (Forças de Lorentz). A intensidade da força eletromagnética é dada pela Equação 2.4 (Norrish, 1992).

$$F_{elm} = \frac{\mu I^2}{4} \cdot \ln \left| \frac{r_a^2}{r_e} \right| \quad (2.4)$$

Onde “ $\mu$ ” é a permeabilidade magnética meio condutor, “ $I$ ” a corrente de soldagem, “ $r_a$ ” o raio de saída da corrente e “ $r_e$ ” o raio do eletrodo.

As forças de origem eletromagnéticas podem atuar a favor ou contra o destacamento, o que irá depender da trajetória do fluxo de corrente através da gota. Quando as linhas de fluxo da corrente divergem na gota, a força de Lorentz atua no sentido de destacar a gota. Caso contrário, ou seja, quando as linhas de fluxo da corrente convergem, a força de Lorentz atuam no sentido de retenção. A Figura 2.6 mostra o efeito das linhas de fluxo de corrente dentro da gota.



Figura 2.6. Geometria do fluxo de corrente dentro da gota (Norrish, 1992).

As forças gravitacional, eletromagnética e tensão superficial representam maior importância na transferência de metal para a peça (Norrish, 1992). Entretanto, esta teoria apresenta algumas limitações, como a previsão do tamanho da gota pelo modo de transferência goticular, pois não leva em consideração o fenômeno da mudança de geometria na ponta do eletrodo (Kim, 1989). Outra desvantagem é que esta teoria é usada mais comumente em sistemas que utilizam argônio como gás de proteção e eletrodos de aço. Em sistemas que produzem transferência metálica por repulsão não podem ser muito bem explicados por esta teoria (Kim & Eagar, 1993 a). Jönsson (1993) destaca que esta

teoria não pode ser usada para prever o tamanho da gota com o aumento do valor da corrente de soldagem.

#### 2.4.2 Teoria da instabilidade de “pinch”

Esta teoria baseia-se na instabilidade de uma coluna líquida cilíndrica, a qual se transforma em gotas devido a um distúrbio em seu comprimento de onda característico. Segundo esta teoria, como a energia líquida de uma esfera é menor que a de um cilindro, o distúrbio no comprimento de onda tenderá a quebrar a coluna líquida em várias esferas, existindo assim, um valor crítico ( $\lambda_c$ ), a partir do qual ocorrerá esta ruptura. A Equação 2.5 apresenta uma solução analítica aproximada para o cálculo de  $\lambda_c$  (Kim & Eagar, 1993 a).

$$\lambda_c \approx \frac{2 \cdot \pi \cdot r}{\left(1 + \frac{\mu_0 \cdot I^2}{2 \cdot \pi^2 \cdot R_c}\right)^{1/2}} \quad (2.5)$$

Onde “r” é o raio do eletrodo, “ $\mu_0$ ” é a permeabilidade magnética do meio, “I” é a corrente de soldagem e “ $R_c$ ” é o raio crítico da gota.

Esta teoria explica, através da Equação 2.5, que o comprimento de onda crítico da coluna líquida diminui com o aumento da corrente de soldagem, sendo reduzido, o diâmetro da gota transferida.

A teoria da instabilidade de “pinch” ajuda a preencher algumas lacunas existentes na teoria do balanço estático das forças. Contudo, esta teoria também falha ao explicar o efeito do comprimento do eletrodo ou mudanças na composição química dos gases (Kim, 1989).

Além destas duas teorias brevemente abordadas, encontram-se na literatura outras teorias que tentam explicar a transferência metálica em soldagem, as quais pode-se citar: Teoria da Pressão sobre os Pontos Catódicos; Teoria da Força do Plasma; Teoria da Velocidade Crítica.

Jones (1995) descreve um modelo no qual a transferência metálica se dá pela atuação de forças dinâmicas na ponta do eletrodo. No sistema proposto, a força eletromagnética é a principal força responsável pelo destacamento e seu cálculo é dado pela geometria da gota metálica na ponta do eletrodo e pelo fluxo de densidade de corrente.

Existem diversas maneiras da gota se transferir para a poça de fusão. No processo MIG/MAG, o modo como irá acontecer esta transferência depende de vários fatores como: dimensão e material do eletrodo, tipo de gás de proteção, corrente e tensão de soldagem, comprimento energizado do eletrodo e polaridade, etc

### 2.4.3 Tipos de transferências

Segundo o IIW (International Institute of Welding), a transferência metálica pode ser dividida em três principais grupos: transferência em voo livre; por contato e guiada pela escória, como mostra a Tabela 2.1.

Tabela 2.1. Classificação dos modos de transferência metálica segundo o IIW.

| Modo de transferência metálica   | Exemplos de processos de soldagem  |
|--|--|
| 1 Transferência em voo livre<br>1.1 Globular<br>1.1.1 Gotas<br>1.1.2 Repelidas<br><br>1.2 Goticular (“Spray”)<br>1.2.1 Projetada<br>1.2.2 Fluxo com alongamento (“Streaming Spray”)<br>1.2.3 Rotacional<br>1.3 Explosiva | MIG/MAG a baixa corrente<br>MIG/MAG protegida por CO <sub>2</sub><br><br>MIG/MAG com corrente intermediária<br>MIG/MAG com corrente média<br>MIG/MAG com corrente alta<br>Eletrodos Revestidos |
| 2 Transferência por contato<br>2.1 Curto-circuito<br>2.2 Contato sem interrupção   | MIG/MAG com arco curto<br>Soldagem com adição de metal   |
| 3 Transferência guiada pela escória<br>3.1 Fluxo guiado pela parede<br>3.2 Outros modos  | Arco submerso<br>Eletrodo revestido, eletrodo tubular, eletroescória   |

Dentre as diversas formas de transferências, destacam-se a transferência por curto-circuito, globular e goticular (“*spray*”) por serem mais utilizadas nas situações práticas de

soldagem. Em relação à aplicação de uma ou outra forma de transferência, deve-se levar em conta, dentre outros fatores, a espessura do material de base e a posição de soldagem, pois o calor imposto à peça pode causar problemas como penetração e volume excessivo da poça fundida.

#### 2.4.3.1 Transferência por curto circuito

Este tipo de transferência metálica ocorre pelo contato físico entre a gota fundida e a poça de fusão. No momento em que há o contato da gota na ponta do eletrodo com a poça de fusão, ocorre o curto-circuito e arco se extingue. Neste instante, a corrente tende a se elevar rapidamente e a tensão tende a cair bruscamente, ocorrendo a transferência de metal. Após o curto-circuito, o arco se restabelece, até que ocorra um outro curto.

Na transferência por curto-circuito, a força devido a tensão superficial e a força eletromagnética exercem papel fundamental (ASM 1993). A força de tensão superficial age contra o destacamento antes do curto-circuito e a favor após a ocorrência deste. As forças eletromagnéticas tendem a aumentarem no momento do curto circuito e, juntamente com a força de tensão superficial, transferir a gota para a poça de fusão.

A transferência por curto-circuito ocorre no processo MIG/MAG para níveis mais baixos de tensão (Modenesi, 2004). Devido à extinções freqüentes e também aos valores relativamente baixos de tensão, a poça fundida tem menor dimensão e o calor transferido à peça é baixo. Desta forma, este tipo de transferência é indicado, dentre outras aplicações, para soldagem fora de posição e de chapas finas.

#### 2.4.3.2 Transferência globular

Este tipo de transferência se caracteriza pela transferência de gotas grandes, maiores que o diâmetro do eletrodo. A taxa de transferência é baixa, sendo de 1 a 10 gotas por segundo (AWS, 1991). Utilizando gás de proteção a base de argônio, esta forma de transferência é obtida para corrente relativamente baixas e tensões elevadas. Entretanto, com CO<sub>2</sub> como gás de proteção, a transferência globular pode ser observada mesmo em correntes elevadas.

Quando a gota é formada, seu volume aumenta até que a força de tensão superficial não consegue mais mantê-la presa na ponta do arame e a gota se destaca pela ação da força peso e força eletromagnética. Neste tipo de transferência, a força peso exerce importante influência e, devido a isto, a transferência globular limita-se a soldagem na posição plana. A geração excessiva de respingos e a instabilidade do arco são fatores que devem ser considerados.

### 2.4.3.3 Transferência goticular

Na soldagem MIG/MAG com proteção gasosa à base de misturas ricas em argônio e com o eletrodo na polaridade positiva o diâmetro médio das gotas diminui gradativamente na medida em que se aumenta a corrente de soldagem, até que, em um determinado nível de corrente (denominada corrente de transição) há uma diminuição brusca do diâmetro das gotas, estas apresentando um diâmetro próximo ao diâmetro do eletrodo.

Acima da corrente de transição a transferência metálica ocorre no modo goticular (“*spray*”), a uma baixa taxa de transferência. Acima da corrente de transição (transferência goticular) esta taxa passa a ser da ordem de 100 gotas por segundo (ASM, 1993). Dentre os fatores que influenciam a corrente de transição pode-se citar a influência das características do eletrodo: diâmetro e composição, comprimento energizado, temperatura de fusão; e gás de proteção.

Na transferência goticular o arco passa a envolver toda a gota e a força eletromagnética torna-se a principal responsável transferência da gota, projetando-a em direção à poça de fusão a uma aceleração maior que a aceleração da gravidade, independente da posição de soldagem (AWS, 1991).

O tipo de gás de proteção usado no processo MIG/MAG influencia significativamente a obtenção da transferência goticular. Na soldagem de aços carbono e aço inoxidável, a adição de em pequenas quantidades de dióxido de carbono ou oxigênio ao argônio confere melhor estabilidade do arco (Vaidia, 2002). Entretanto, o aumento gradual de CO<sub>2</sub> na mistura gasosa tende a aumentar o valor da corrente de transição, pois a alta condutividade térmica deste gás tende a restringir o núcleo de condução, favorecendo a transferência globular (Haidar and Lowke, 1997; Vaidia, 2002; Pires *et al*, 2006). Para adições acima de 30% de CO<sub>2</sub>, a transferência goticular, em geral, não é mais observada (Modenesi, 2004).

Geralmente, a transferência goticular ocorre de forma bastante estável, com pouca perturbação do arco e poucos respingos. Entretanto, a faixa de corrente necessária para obtenção da transferência goticular dificulta sua aplicação na soldagem de chapas finas, devido ao excesso de calor imposto. Adicionalmente, a poça de fusão pode se tornar excessivamente grande, dificultando sua aplicação na posição sobrecabeça.

## 2.5 Soldagem MIG/MAG com corrente pulsada

Como mencionado anteriormente, a obtenção da transferência goticular está associada à níveis altos de corrente afim de superar o valor de transição, o que ocasiona excesso de calor na peça e, em alguns casos, penetração excessiva. Entretanto, a

transferência goticular possui características operacionais no que diz respeito à boa estabilidade de arco e independência da posição de soldagem.

A corrente pulsada surgiu na década de 1960 e tem como objetivo a obtenção de transferência de metal goticular, mas com valores de corrente média inferior à corrente de transição. A corrente oscila entre dois patamares: um superior (denominado de corrente de pico) que deve ter valor superior à corrente de transição e um inferior (denominado de corrente de base), cujo valor é mantido para a manutenção do arco. A corrente é mantida nesses patamares por determinados intervalos de tempo (tempo de pico e tempo de base, respectivamente). A Figura 2.7 mostra o formato da onda da corrente pulsada com suas variáveis principais.

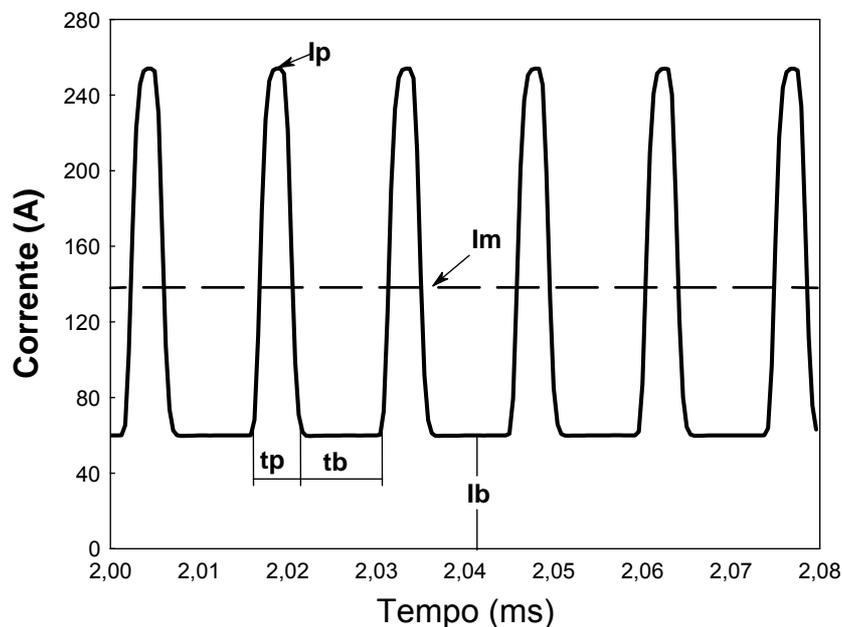


Figura 2.7. Formato da onda da corrente pulsada e suas principais variáveis.

Onde “ $I_p$ ” é a corrente de pico, “ $t_p$ ” é o tempo de pico, “ $I_b$ ” é a corrente de base, “ $t_b$ ” é o tempo de base e “ $I_m$ ” é a corrente média, cujo valor é dado pela Equação 2.6, considerando um formato de onda retangular.

$$I_m = \frac{I_p \cdot t_p + I_b \cdot t_b}{t_p + t_b} \quad (2.6)$$

No processo MIG/MAG, a pulsação da corrente proporciona benefícios como redução de salpicos, transferência goticular com o arco estável em níveis mais baixos de aporte térmico e a obtenção de um cordão de solda com bom acabamento superficial (Norrish, 1992; Kim & Eagar, 1993 b). Entretanto, por apresentar um maior número de

variáveis ( $I_p$ ,  $t_p$ ,  $I_b$ ,  $t_b$ ) o processo MIG/MAG pulsado exige o ajuste mais rigoroso desses parâmetros, tornando a obtenção de parâmetros adequados um processo que exige muito tempo e o método da tentativa e erro é geralmente utilizado (Kim & Eagar, 1993 b; Subramaniam *et al*, 1999; Praveen *et al*, 2006). Adicionalmente, deve-se levar em consideração, além das variáveis da corrente pulsada, as condições de soldagem: material base, diâmetro e tipo de eletrodo, gás de proteção, etc.

Para se conseguir o controle da transferência metálica na soldagem MIG/MAG pulsada, se faz necessário o correto ajuste dos parâmetros da onda para uma dada corrente média. Assim, é possível conseguir uma transferência estável e que propicie um tamanho da gota fundida aceitável. Estas condições devem ser atingidas para cada velocidade de alimentação do arame para garantir uma operação também estável (Bálsamo *et al* 2000).

Segundo alguns autores (Norrish, 1992; Subramaniam *et al*, 1998), a condição mais adequada para se conseguir uma transferência de metal estável é a de que uma gota por período de onda (UGPP) seja transferida para peça durante o pulso de corrente. Além disso, que o diâmetro da gota seja aproximadamente igual ao diâmetro do eletrodo.

Dentre os parâmetros de pulsação da corrente,  $I_p$  e  $t_p$  exercem uma maior influência para o destacamento da gota. Amin (1981), Norrish (1992) e Rajasekaran *et al* (1998) relacionaram matematicamente  $I_p$  e  $t_p$  de modo que se tenha o destacamento de uma gota por pulso de corrente. A Equação 2.7 mostra esta relação.

$$I_p^n \cdot t_p = D \quad (2.7)$$

Onde “D” é uma constante (constante de destacamento) e “n” é um coeficiente numérico (com valor próximo de 2). A relação entre  $I_p$  e  $t_p$  é determinada experimentalmente e tem a forma das curvas da Figura 2.8.

Na Figura 2.8, a região hachurada satisfaz a condição de transferência de uma única gota por pulso. À esquerda da área hachurada pode-se observar a região caracterizada pelo destacamento de menos de uma gota por pulso (-UGPP) e, à direita da região hachurada, a região caracterizada pelo destacamento de mais de uma gota por pulso (+UGPP).

Rajasekaran (1998), em seu estudo sobre o destacamento da gota e características de fusão do metal de base no MIG/MAG pulsado, afirma que a condição que combina altos níveis de  $I_p$  com baixos níveis de  $t_p$  proporciona uma transferência metálica estável e arco também estável quando comparada com a condição de baixos valores de  $I_p$  com altos  $t_p$ . Subramaniam *et al* (1998) constatou que quando a gota é destacada no período de pulso ocasiona maior penetração, sendo assim mais indicado para soldagem de peças mais

espessas. Ainda segundo o autor, o destacamento no período de base proporciona a redução de respingos.

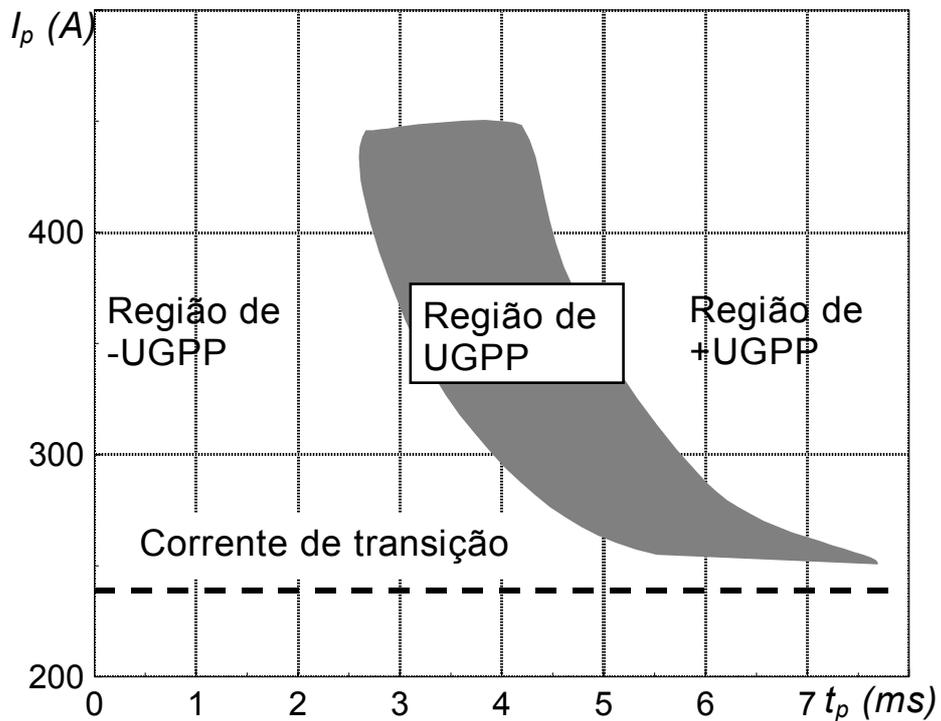


Figura 2.8. Região de uma gota por pulso (Mamani, 1996 apud Miranda, 2001).

Alguns autores mencionam a necessidade de se considerar mais variáveis na obtenção de uma gota por pulso, além das mencionadas na Equação 2.7. Subramaniam *et al* (1998) determinaram uma equação empírica na qual considera, além de  $I_p$  e  $t_p$ , a incorporação nesta relação os efeitos da corrente de base. Wu *et al* (2005) propõem, além dos parâmetros usuais da corrente pulsada, a incorporação de seis parâmetros secundários com o objetivo de otimizar a obtenção de uma gota por pulso.

Entretanto, pode acontecer de os parâmetros ajustados proporcionarem condições de mais de uma gota por pulso. Neste caso, o nível de energia alcançado pelos parâmetros de pulso está alto. Esta configuração é atingida quando a corrente de pico é elevada ou mantida durante um intervalo de tempo demasiadamente longo, podendo ter como consequência a formação excessiva de respingos (Subramaniam *et al*, 1998). Uma outra situação que pode ocorrer em relação ao destacamento da gota é a condição de menos de uma gota por pulso. Nesta situação, o nível de energia do pulso é baixo para se transferir a gota, tendo como consequência o crescimento excessivo da mesma e a transferência de metal para peça se dá de forma globular, sendo geralmente indesejada (Subramaniam *et al*, 1998).

Para verificação destes modos de transferência citados acima, podem ser utilizadas várias técnicas. Uma técnica bastante utilizada é a análise dos oscilogramas de tensão e corrente. Segundo esta técnica, o destacamento da gota gera uma pequena perturbação no sinal da tensão, provavelmente devido à estrição (empescoçamento) da gota antes da separação (Bálsamo, *et al* 2000; Praveen & Yarlagadda, 2005). Entretanto, Balsamo *et al* (2006) ressaltam que esta perturbação no valor da tensão é muito pequena (em torno de 0,5 Volts) e que o ruído advindo da fonte deve ser muito menor, caso contrário, não seria possível observar o momento do destacamento.

Uma outra técnica utilizada é a filmagem em alta velocidade. Esta técnica utiliza uma câmera capaz de capturar uma grande quantidade de imagem em um curto intervalo de tempo (1000 a 10000 quadros por segundo). Esta técnica permite, por meio de sincronização dos sinais de tensão e corrente com as imagens gravadas da câmera, determinar o instante do destacamento e também o diâmetro da gota. Motta (2001), Goecke *et al* (2001), Ueyama *et al* (2005 a) e Scotti *et al* (2006) utilizaram a técnica de filmagem em alta velocidade para determinar, dentre outros fatores, o instante de destacamento da gota na soldagem MIG/MAG duplo arame.

Miranda (2002) desenvolveu um sistema de identificação da transferência metálica baseado nas variações da intensidade luminosa do arco, no qual foi possível caracterizar as condições de transferência metálica no MIG/MAG pulsado: uma gota por pulso, menos de uma gota por pulso e mais de uma gota por pulso. Segundo o autor, o sistema possui uma excelente capacidade de identificação para o alumínio e boa para aço de baixo carbono e aço inoxidável.

## **2.6 Soldagem MIG/MAG em corrente alternada**

Tradicionalmente, a soldagem com o processo MIG/MAG é realizada em corrente contínua com o eletrodo na polaridade positiva (CCEP) que, dentre suas características, destacam-se a obtenção de elevada penetração na peça soldada, boa estabilidade de arco e transferência metálica estável (AWS, 1991). Solda com elevada penetração, no entanto, pode ser indesejável em várias aplicações, como é o caso da soldagem de chapas finas e operações de revestimento por soldagem.

A soldagem MIG/MAG com corrente contínua com eletrodo na polaridade negativa (CCEN), diferentemente de CCEP, é caracterizada por obter baixa penetração, diluição e calor imposto à peça. Com a utilização de CCEN é possível atingir elevadas taxas de fusão do eletrodo com baixa penetração na peça. Isto devido à maior concentração do calor na ponta do arame eletrodo em CCEN. Como aplicação de baixa penetração obtida com CCEN

pode-se destacar operações de revestimento por soldagem e também soldagem de chapas finas. No revestimento por soldagem, é desejável minimizar a diluição pela redução da penetração. Na soldagem de chapas finas o excesso de calor transferido para a peça pode ocasionar a perfuração da chapa soldada, esta penetração excessiva pode ser evitada com a utilização da polaridade negativa. Todavia, a soldagem MIG/MAG com polaridade negativa apresenta elevada instabilidade de arco e a transferência metálica predominante é do tipo globular. A ação de forças repulsivas agindo na ponta do eletrodo fundido (cátodo) atua dificultando o destacamento da gota, contribuindo para o crescimento excessivo da mesma (transferência globular) e seu destacamento pode ocorrer de forma assimétrica devido à mobilidade da região catódica na ponta do eletrodo (Lancaster, 1986).

Na soldagem em corrente alternada, a corrente oscila entre as polaridades positiva e negativa e em cada meio ciclo ocorre a extinção momentânea do arco (no instante em que a corrente passa pelo zero).

Para corrente alternada com o formato da onda senoidal, na qual a dinâmica da corrente é bastante lenta, a estabilidade do processo é prejudicada, pois a cada meio ciclo o arco extingue-se e a reignição do arco é dificultada (AWS, 1991). Para solucionar problemas de reignição do arco quando a corrente passa pelo zero, pode-se aplicar uma tensão de reignição do arco após as transições de polaridade (Farias, 1985). Entretanto, a aplicação de altos pulsos de tensão pode causar problemas relativos à segurança operacional. A soldagem MIG/MAG em corrente alternada com este tipo de onda começou a ser empregada, porém não ganhou interesse comercial.

O estudo do processo MIG/MAG em corrente alternada (MIG/MAG-CA) encontra-se atualmente em expansão. Tong *et al* (2001) destacam que o processo MIG/MAG-CA ainda não foi amplamente difundido por três motivos: (i) o arco de soldagem obtido pelas fontes de soldagem convencionais (analógicas) não é suficientemente estável para este processo, (ii) as características operacionais do processo ainda não são completamente entendidas e, (iii) as fontes de soldagem convencionais não são projetadas para serem integradas com robôs de soldagem.

Atualmente, através da incorporação de componentes eletrônicos nas fontes de soldagem foi possível se obter a onda da corrente no formato retangular. Assim, a corrente alterna entre CCEP e CCEN permitindo a rápida mudança de polaridade e, desta maneira, passa a ter uma dinâmica elevada. Desta forma, pode-se melhorar a estabilidade do arco por meio da diminuição do tempo em que a corrente fica próxima de zero. Assim, é possível obter a combinação das características mais interessantes da polaridade positiva (alta

penetração, elevada estabilidade de arco e transferência metálica uniforme) e negativa (baixa penetração e elevada taxa de fusão do eletrodo) em um único processo de soldagem.

A evolução tecnológica das fontes de soldagem nos últimos anos possibilitou o surgimento da corrente alternada com formato de onda retangular com o ajuste independente da intensidade e corrente e do tempo em cada polaridade. Desta forma é possível ajustar criteriosamente os parâmetros de soldagem para se obter as características desejadas em cada situação. O processo MIG/MAG-CA atualmente utiliza este tipo de onda. Uma outra denominação dada a este processo é o termo “*variable polarity*” (Talkington, 1988).

Atualmente, a utilização do processo MIG/MAG-CA ainda não se encontra totalmente difundido na Europa e nos Estados Unidos. Entretanto, sua utilização é bem mais comum no Japão, principalmente na indústria automotiva (Weman, 2000). No Brasil, o Laboratório de Engenharia de Soldagem (ENGESOLDA) desenvolve pesquisas com o processo MIG/MAG-CA, as quais resultaram em diversos trabalhos publicados em congressos. Aplicações como soldagem de chapas finas a altas velocidades e operações de revestimento por soldagem potencializam pesquisas sobre este processo. Adicionalmente, a redução de custos por este processo de soldagem comparado com os demais, justifica um maior custo inicial associado aos equipamentos (Melton, 2001).

### 2.6.1 Características do processo MIG/MAG-CA

A Figura 2.9 mostra um oscilograma da onda retangular simples com as variáveis do processo MIG/MAG-CA.

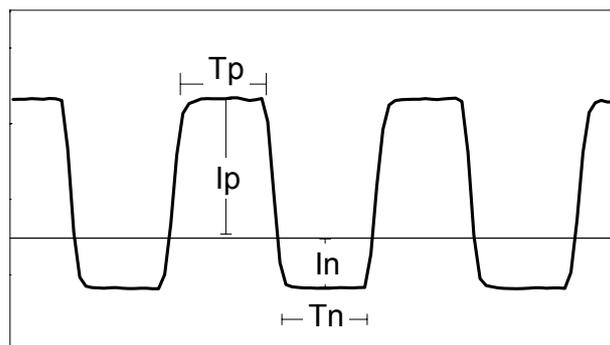


Figura 2.9. Onda retangular simples no processo MIG/MAG-CA.

Onde:

$I_p$  – Corrente de pico na polaridade positiva (A)

$t_p$  – tempo de permanência da corrente na polaridade positiva (ms)

$I_n$  – Corrente de pico na polaridade negativa (A).

$t_n$  – tempo de permanência da corrente na polaridade negativa (ms).

Além do formato de onda retangular simples, é possível encontrar na literatura outros formatos de onda retangular empregados na soldagem em corrente alternada. Pessoa *et al* (2004) exploram a influência da variação do formato de onda no processo MIG-CA nas características geométricas na soldagem de alumínio. A Figura 2.10 mostra os formatos de onda utilizados pelos autores. É possível verificar que nos formatos de onda B e C, além dos períodos de pico positivo e negativo, há um período de base para a corrente ( $I_b$  e  $T_b$ ). Segundo os autores, a variação do formato de onda não influenciou as características geométricas do cordão de solda.

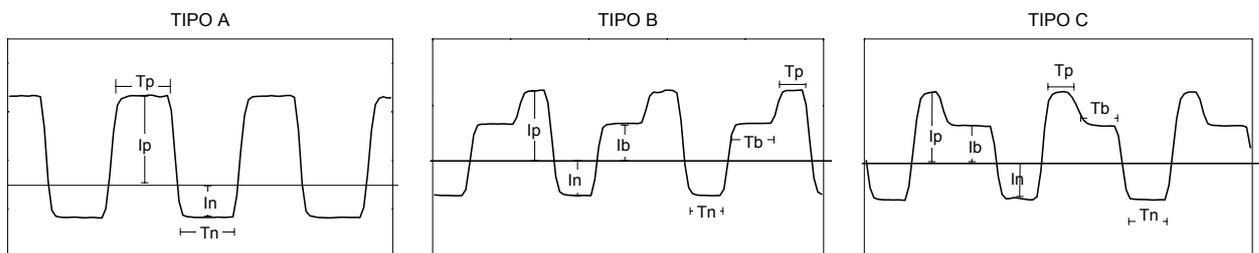


Figura 2.10. Formatos de onda da corrente no processo MIGG-CA.

Contudo, segundo Tong *et al* (2004 c), também explorando o processo MIG-CA na soldagem de alumínio, a incorporação de um período de base antes da mudança da polaridade positiva para negativa, exerce influência sobre o acabamento superficial do cordão de solda, no sentido de reduzir a quantidade de respingos gerada.

O ajuste independente da porcentagem de corrente na polaridade negativa constitui um importante aspecto no processo MIG/MAG-CA e, juntamente com os parâmetros da polaridade positiva, define a porcentagem de corrente alternada na polaridade negativa (%CAEN). Em um período de onda da corrente alternada, a porcentagem na polaridade negativa é determinada pela razão entre a área da curva na polaridade negativa (área obtida pelo produto da corrente pelo tempo) e a área total (soma das áreas nas polaridades

negativa e positiva) (Paiva *et al*, 2005). Como exemplo, para o oscilograma da Figura 2.9, a porcentagem da corrente na polaridade negativa pode ser determinada pela Equação 2.8.

$$\%CAEN = \frac{I_n \cdot t_n}{(I_n \cdot t_n) + (I_p \cdot t_p)} \cdot 100 \quad 2.8$$

### 2.6.1.1 Taxa de fusão do arame eletrodo

A porcentagem de corrente ajustada na polaridade negativa exerce uma grande influência nas características da solda. Para uma dada corrente média, a taxa de fusão para o processo MIG/MAG-CA aumenta consideravelmente com o aumento da %CAEN (Tong *et al*, 2001; Pessoa *et al* 2004; Tae-Jin *et al*, 2004; Ueyama *et al*, 2005 c; Pessoa *et al*, 2006). A Figura 2.11 mostra o comportamento da taxa de fusão do arame para diferentes % CAEN.

Na Figura 2.11, 0% corresponde à soldagem com corrente pulsada. Pode-se observar que, para a corrente média de 150 A, a taxa de fusão obtida para 40% de CAEN é cerca de 60% maior que a obtida para soldagem em corrente pulsada. Observa-se também na Figura 2.11 que o aumento da %CAEN proporciona a diminuição da corrente média mantendo a taxa de fusão aproximadamente no mesmo nível. Para a soldagem em corrente pulsada de 170 A, a taxa de fusão (11 m/min) é a mesma para 40% de CAEN com a corrente média de 110 A (Tong *et al*, 2004).

No caso da soldagem MIG/MAG-CA, não faz muito sentido fazer um gráfico em função da corrente média, como é apresentado na Figura 2.11. A não ser que a parte negativa fosse rebatida para o lado positivo (Gohr Jr, 2002). Em vez de se adotar a corrente média pode-se considerar a corrente eficaz para a análise do processo MIG/MAG-CA, pois esta é mais representativa por rebater os valores negativos de corrente para a parte positiva. A Equação 2.9 apresenta o cálculo da corrente eficaz (Quites, 2002).

$$I_{ef} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T i^2 dt} \quad 2.9$$

Considerando agora apenas um período da onda e, para o caso da soldagem MIG/MAG-CA com a onda quadrada simples (Figura 2.9) a Equação 2.9 passa a ser representada pela Equação 2.10:

$$I_{ef} = \sqrt{\frac{[(i_p)^2 \cdot t_p] + [(i_n)^2 \cdot t_n]}{t_p + t_n}} \quad 2.10$$

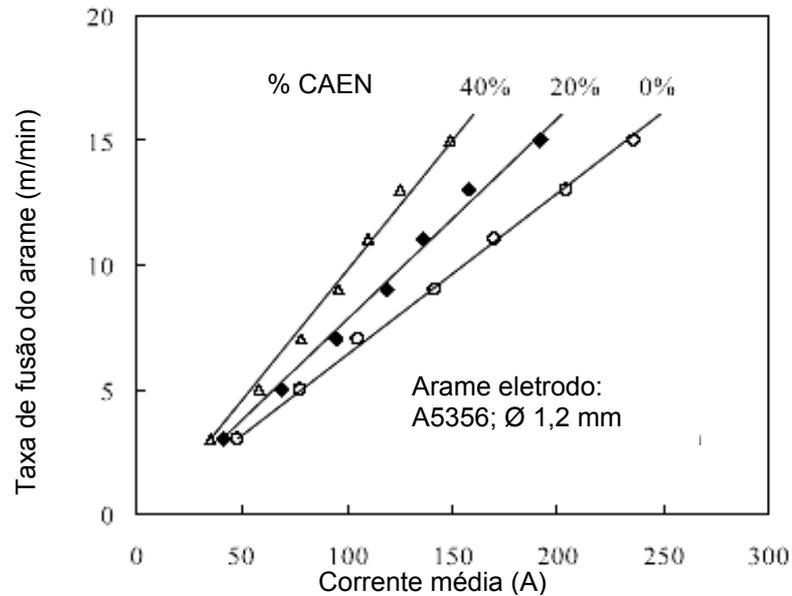


Figura 2.11. Comportamento da taxa de fusão do arame para diferentes % CAEN (Tong *et al*, 2004).

Harwing *et al* (2003), analisando a taxa de fusão do processo MIG/MAG-CA em aço baixo carbono, compararam o coeficiente de aquecimento do arco do processo MIG/MAG-CA com o processo MIG/MAG pulsado. Segundo os autores o coeficiente de aquecimento do arco é 45% menor para MIG/MAG-CA quando comparado com MIG/MAG pulsado.

O aumento na taxa de fusão obtido pelo aumento da % CAEN pode ser representado pelo aumento na velocidade de alimentação do arame. Pessoa *et al* (2006), estudando a aplicação do processo MIG/MAG-CA na soldagem de alumínio em juntas sobrepostas, obtiveram um aumento considerável na velocidade de alimentação (Valim) do arame com o aumento da % CAEN para a mesma corrente eficaz, como mostra a Figura 2.12.

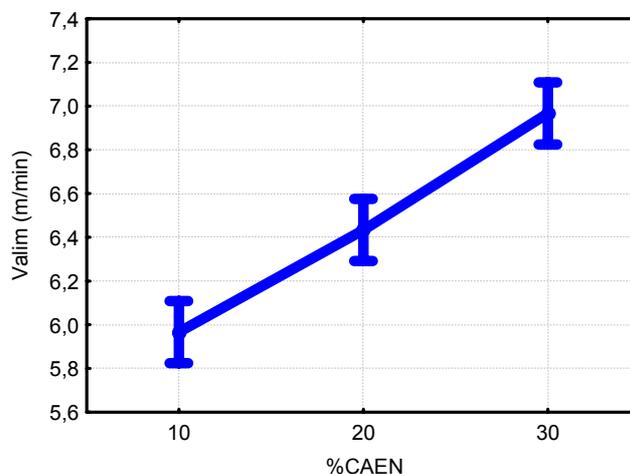


Figura 2.12. Influência da porcentagem em CAEN sobre a Valim.

### 2.6.1.2 Comportamento do arco

Por alternar entre CCEP e CCEN, o comportamento do arco pelo processo MIG/MAG-CA combina as características de cada polaridade (Joseph *et al*, 2001). A Figura 2.13 mostra o comportamento do arco em CCEP e em CCEN durante a soldagem pelo processo MIG/MAG-CA.

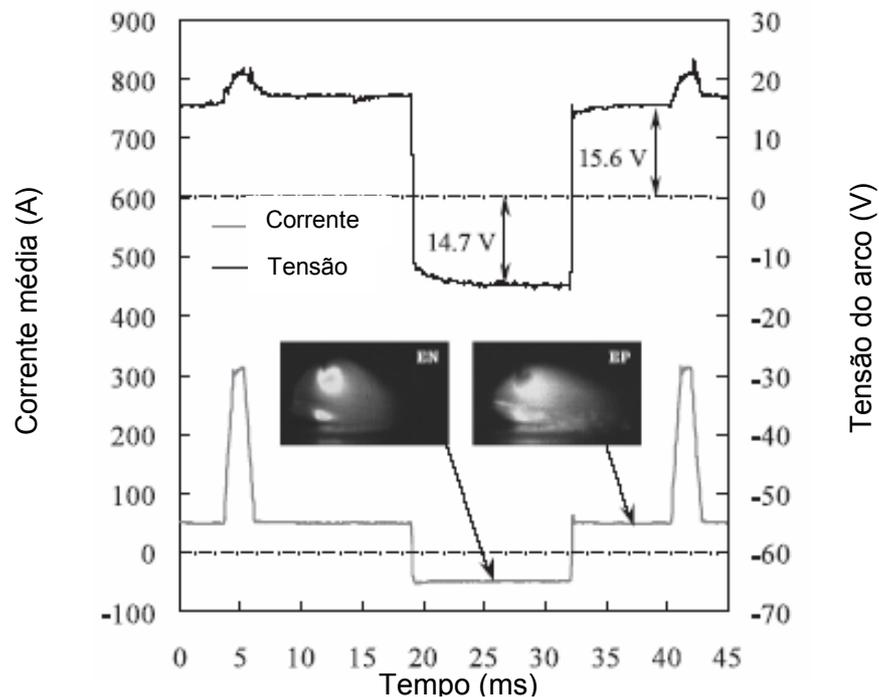


Figura 2.13. Comparação do comportamento do arco em CCEP e em CCEN na soldagem MIG/MAG-CA (Tong *et al*, 2004).

Segundo Tong *et al* (2004 b) e Ueyama *et al* (2005 c) em CCEN, o arco tende a cobrir toda a gota e a região da mancha catódica passa a incorporar a parte sólida do eletrodo, em busca de regiões formadoras de óxido para a passagem da corrente elétrica. Desta forma, o calor gerado pelo arco é usado efetivamente para a fusão do eletrodo, fazendo com que a taxa de fusão seja alta. A Figura 2.14 mostra, segundo os autores, o comportamento do arco na polaridade negativa durante a soldagem MIG/MAG-CA de alumínio.

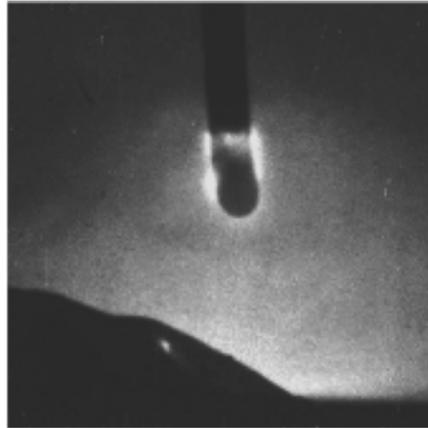


Figura 2.14. Comportamento do arco na polaridade negativa na soldagem MIG/MAG-CA de alumínio (Tong *et al*, 2004 b).

Por outro lado, em CCEP o arco tende a ficar concentrado na parte inferior da gota, contribuindo para o superaquecimento da mesma e o calor gerado pelo arco não pode ser usado efetivamente para fundir o arame (Tong *et al*, 2004 b; Ueyama *et al*, 2005 c).

Entretanto, uma das teorias mais aceita que explica o comportamento do arco elétrico em soldagem se baseia no núcleo de condução da corrente dentro da gota. Se o núcleo de condução divergir dentro da gota, as forças eletromagnéticas tendem a destacá-la. Caso converjam, elas operam no sentido contrário ao destacamento (Norrish, 1992), como mostra a Figura 2.6. Na soldagem MIG/MAG com o eletrodo na polaridade negativa a ação de forças repulsivas agem contra o destacamento da gota metálica, favorecendo a transferência globular e prejudicando a estabilidade do arco.

Segundo Tong *et al* (2004 b) a quantidade de calor levada pela gota para poça de fusão no processo MIG/MAG-CA é menor quando comparada com o processo MIG/MAG pulsado e a temperatura estimada da gota é também menor (em torno de 110 K). Segundo o autor, este comportamento é devido à concentração do arco na parte inferior da gota em CCEP. Ainda segundo o autor, a menor temperatura da gota atingida pelo processo MIG/MAG-CA é responsável pela redução da formação de fumos na soldagem de ligas de alumínio.

Na soldagem pelo processo MIG/MAG-CA, com o aumento da % CAEN, o calor do arco é utilizado de forma mais eficiente para fundir o arame e, desta forma, aumentar a taxa de fusão. Entretanto, Harving *et al* (2006) destacam que o comportamento do arco na soldagem MIG/MAG-CA e sua interação com a taxa de fusão ainda não são completamente entendidos e, portanto, necessitam de mais estudos exploratórios.

Entretanto, a ação de forças repulsivas agindo contra o destacamento da gota na polaridade negativa é uma característica indesejada, a qual pode resultar no crescimento excessivo da gota e o destacamento se dá assimetricamente devido à mobilidade da região catódica na ponta do eletrodo e esta característica se mostra mais evidente com o aumento da %CAEN (Talkington, 1998). A Figura 2.15 mostra o destacamento assimétrico da gota na soldagem MIG/MAG-CA de aço baixo carbono com 50% de CAEN.

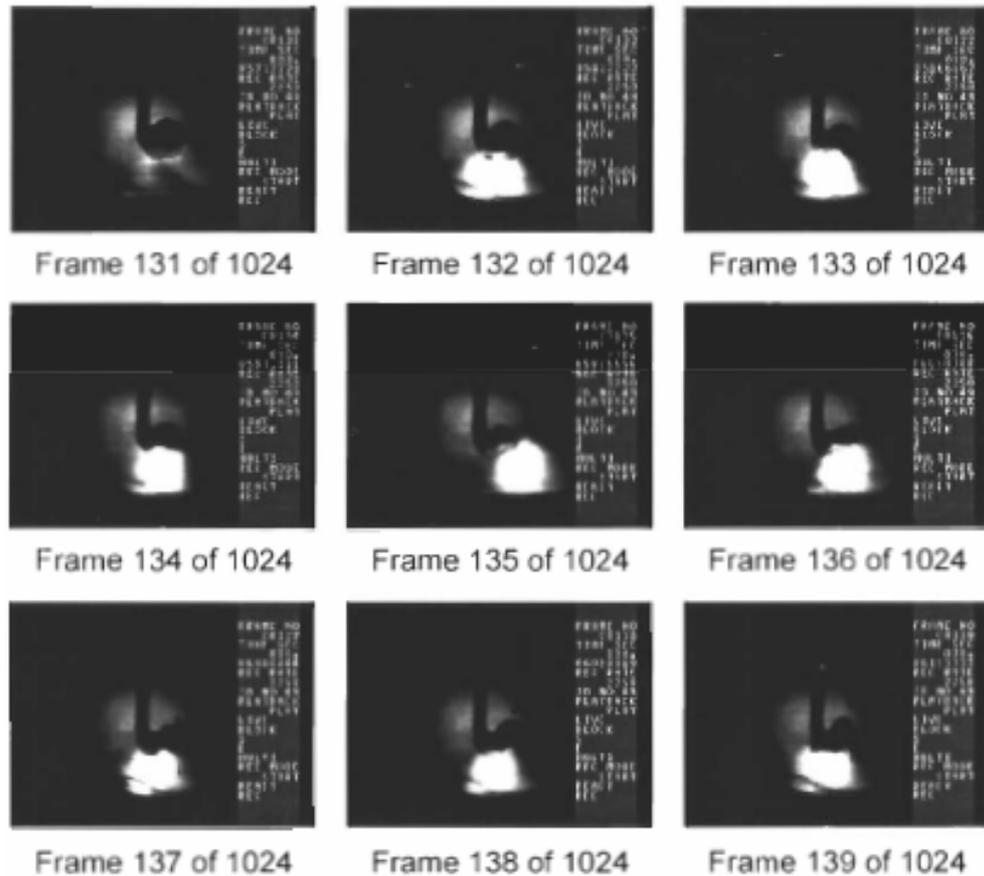


Figura 2.15. Destacamento assimétrico da gota na soldagem MIG/MAG-CA (Talkington, 1998).

### 2.6.1.3 Características geométricas do cordão de solda

A soldagem pelo processo MIG/MAG-CA exerce grande influência nas características da solda, sobretudo nas características geométricas do cordão de solda. A penetração da solda é afetada pela % CAEN, ou seja, quanto maior a % CAEN menor tenderá a ser a penetração obtida (Talkington, 1998; Tong *et al*, 2001; Pessoa *et al*, 2004; Ueyama *et al*, 2004 a). A Figura 2.16 mostra o comportamento da penetração com o aumento da % CAEN na soldagem de alumínio para uma mesma corrente eficaz.

A aplicação do processo MIG/MAG-CA permite a obtenção da penetração desejável para cada aplicação, ou seja, é possível se obter penetração controlável através do ajuste da % CAEN (Suzuki et al, 2004; Diltthey & Stein, 2004). Adicionalmente, o aumento da taxa de fusão com o aumento da % CAEN possibilita a soldagem de chapas finas em altas velocidades de soldagem garantindo a deposição de material adequadamente sem que haja penetração excessiva (Tong et al, 2001; Ueyama et al, 2005 c).

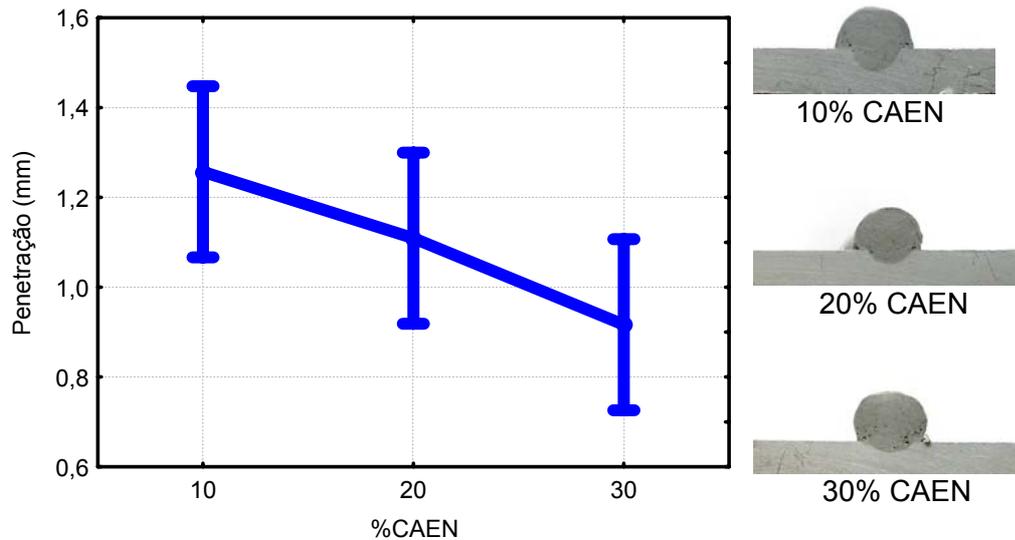


Figura 2.16. Comportamento da penetração com o aumento da % CAEN (Pessoa et al, 2004).

A utilização do processo MIG/MAG pulsado tem sido uma alternativa na soldagem de chapas finas, pois através da pulsação da corrente é possível diminuir o calor imposto e também a penetração. Entretanto, quando se deseja a união de chapas em altas velocidades pelo processo MIG/MAG convencional ou pulsado geralmente se aumenta o valor da corrente eficaz para garantir a deposição suficiente de material e isto pode induzir penetração excessiva. Entretanto, a utilização do processo MIG/MAG-CA pode resolver o problema de penetração excessiva em altas velocidades de soldagem em chapas finas. Assim, a comparação do processo MIG/MAG-CA com o MIG/MAG pulsado na aplicação de união de chapas finas se constitui um importante aspecto. A Figura 2.17 mostra o comportamento da penetração com o aumento da % CAEN e mostra também a soldagem em corrente pulsada para o mesmo nível de corrente eficaz na soldagem de chapas de alumínio de 1,5 mm de espessura.

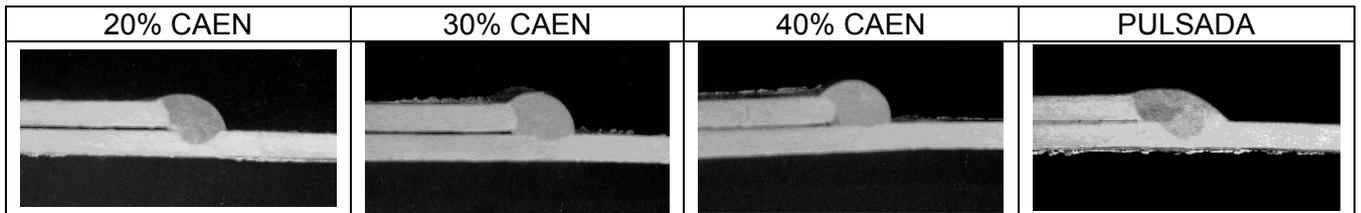


Figura 2.17. Perfil de penetração do processo MIG/MAG-CA e MIG/MAG pulsado na soldagem de chapas finas (Pessoa *et al*, 2006).

Pode-se observar na Figura 2.17 que, embora não tenha ocorrido a perfuração da chapa no processo MIG/MAG pulsado, a penetração obtida supera consideravelmente a penetração em CA e esta, mostrou ser menor com o aumento da % CAEN.

Entretanto, a redução da penetração com o aumento da velocidade de soldagem (acima de 2 m/min) pode ser um problema, pois a penetração atingida pode ser insuficiente (Tong *et al*, 2003). Segundo o autor, a implementação de um processo híbrido, envolvendo MIG/MAG-CA e *laser*, garante a penetração adequada em altas velocidades de soldagem para aplicações em chapas finas.

A redução da penetração no processo MIG/MAG-CA com o aumento da % CAEN está associada com a diminuição do calor imposto (Tong *et al*, 2001). De uma forma geral, na soldagem MIG/MAG-CA o aumento da % CAEN aumenta a taxa de fusão de arame e reduz o calor imposto à peça (Tong *et al*, 2004; Tae-Jin *et al*, 2004).

A redução do calor imposto através da utilização do processo MIG/MAG-CA influencia, além da penetração, outras características geométricas. Com o aumento da % CAEN ocorre o aumento do reforço do cordão de solda. A Figura 2.18 mostra a influência do aumento da % CAEN no reforço do cordão de solda.

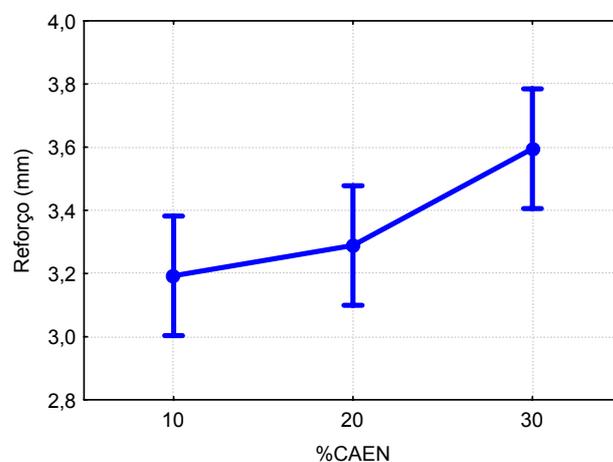


Figura 2.18. Influência da % CAEN sobre o reforço do cordão de solda (Pessoa *et al*, 2004).

O aumento do reforço do cordão de solda e diminuição da penetração com o aumento da % CAEN possibilita a união de chapas finas com elevada abertura de raiz (Tong *et al*, 2001). A Figura 2.19 compara a união de chapas de alumínio com espessura de 1 mm e diâmetro de arame de 1,2 mm com diferentes aberturas de raiz utilizando o processo MIG/MAG-CA e pulsado.

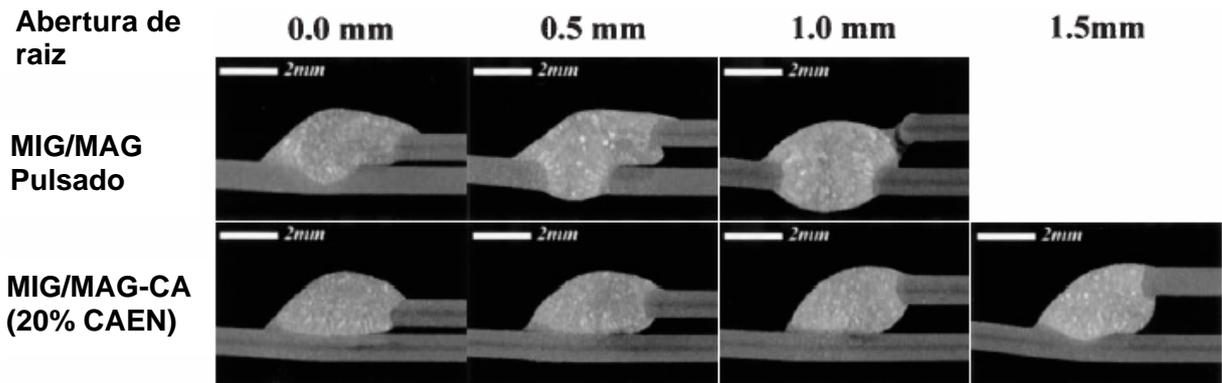


Figura 2.19. União de chapas finas com abertura de raiz através processo MIG/MAG-CA e MIG/MAG pulsado (Tong *et al*, 2001).

A capacidade de unir juntas com elevadas abertura de raiz está diretamente relacionada com a redução do calor imposto através do o aumento do reforço do cordão de solda e quanto maior a % CAEN mais evidente fica este efeito na soldagem MIG/MAG-CA. Segundo Tong *et al* (2001) o aumento da % CAEN de 0 (corrente contínua constante) a 40% representa o aumento do reforço do cordão de solda de 54%. Segundo Suzuki *et al* (2004) a escolha mais adequada da composição química do arame eletrodo, de modo a aumentar a resistência elétrica e assim, aumentar a quantidade de material fundido, melhora a aplicabilidade do processo MIG/MAG-CA na união de chapas finas com elevada abertura de raiz. Esta capacidade de realizar um preenchimento adequado em juntas com elevada abertura de raiz é bastante útil em aplicações onde não se tem (por motivos econômicos ou técnicos) uma qualidade adequada de preparação da junta.

#### 2.6.1.4 Diminuição do calor imposto e redução da deformação

A redução do calor imposto à peça com o aumento da % CAEN é uma característica importante na soldagem MIG/MAG-CA, sobretudo na aplicação de chapas finas. Tong *et al* (2001) mediram a temperatura máxima atingida a uma determinada distância do centro do cordão de solda (e, portanto, o calor imposto) na chapa soldada através de um termopar na

soldagem de alumínio pelo processo MIG/MAG-CA. A Figura 2.20 mostra o resultado obtido pelo autor.

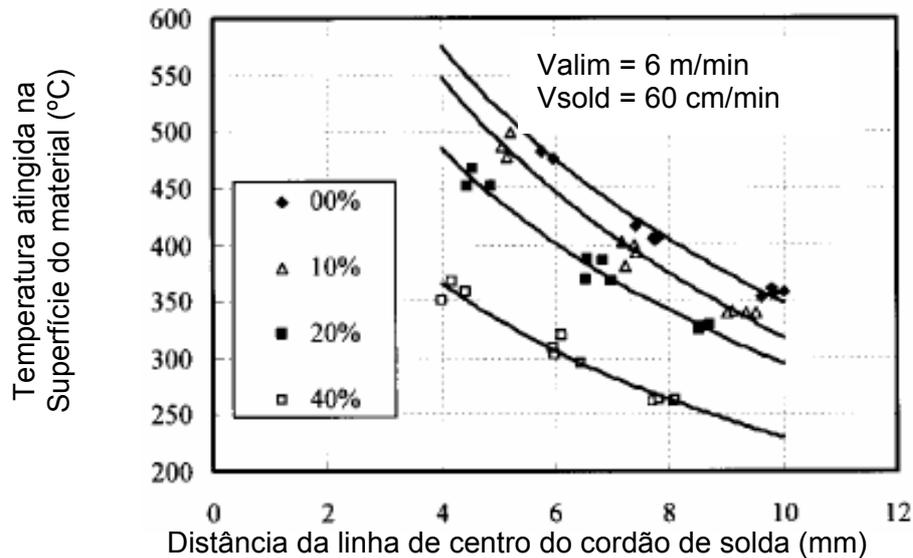


Figura 2.20. Controle do calor imposto pelo ajuste da % CAEN na soldagem MIG/MAG-CA (Tong *et al*, 2001).

É possível observar na Figura 2.20 que a temperatura medida na superfície do cordão diminui com o aumento da % CAEN. A temperatura medida a uma distância de 8 mm do centro do cordão para 40% CAEN é 140 °C menor que a temperatura medida para 0% (corrente pulsada).

A redução da temperatura máxima atingida na superfície do material e, conseqüentemente, a redução do calor imposto, reduz a deformação da chapa soldada. Desta forma, o aumento da % CAEN proporciona uma redução na deformação. A redução na deformação para 40 % de CAEN é em torno de 45% menor quando comparada com 0% (corrente pulsada) (Tong, *et al*, 2001). A Figura 2.21 mostra a influência da % CAEN na redução da deformação da chapa soldada.

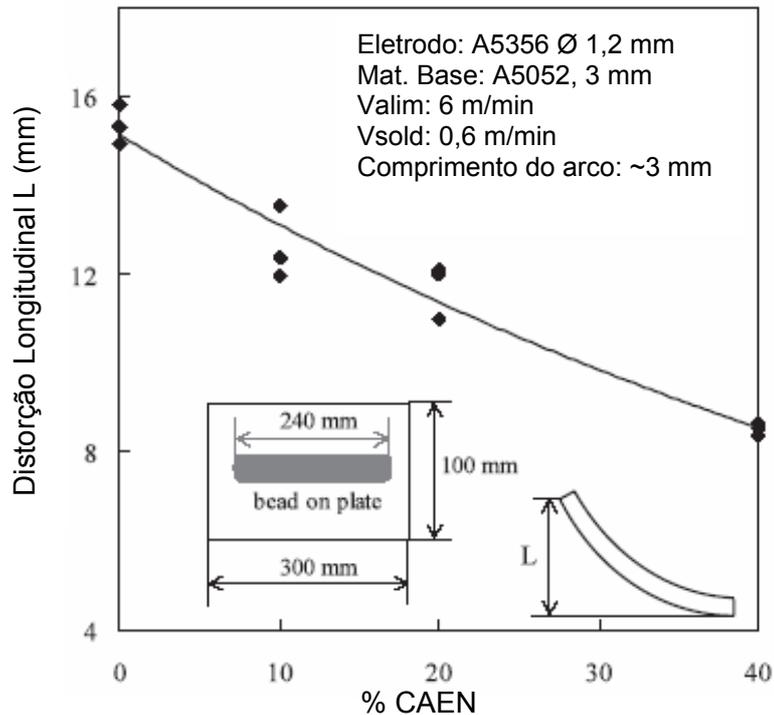


Figura 2.21. Deformação na soldagem MIG/MAG-CA (Tong *et al*, 2001).

## 2.7 Soldagem MIG/MAG duplo arame

A necessidade crescente de produtividade dos processos de soldagem aliada ao desenvolvimento desses processos permitiu o surgimento de variantes do processo MIG/MAG que possibilitem melhor desempenho e estabilidade. Como exemplos de variantes do processo se destacam o MIG/MAG em corrente pulsada, o MIG/MAG-CA, e o MIG/MAG duplo arame (MIG/MAG-DA).

O processo MIG/MAG-DA assemelha-se ao MIG/MAG com um único arame, diferenciando-se, principalmente, pela formação de dois arcos elétricos entre a peça e os dois eletrodos consumíveis continuamente alimentados. A poça de fusão é protegida da mesma forma que na soldagem MIG/MAG convencional, por um fluxo de gás ou mistura de gases.

A idéia de se empregar a técnica de soldagem com duplo arame se deu inicialmente pelo processo de soldagem a arco submerso (Morehead, 2003). Neste processo de soldagem, encontra-se a aplicação de três ou mais arames eletrodos (Tušek, 1996; Uttarachi, 1978). A aplicação da técnica do duplo arame no processo MIG/MAG ocorreu na década de 1950 (Michie *et al*, 1999). Contudo, a aplicação desta variante do MIG/MAG não se tornou economicamente viável em virtude de limitações tecnológicas das fontes de

soldagem, acarretando em instabilidades do processo (Yapp & Blackman, 2004). Somente nas últimas décadas do Século XX, o processo MIG/MAG-DA se desenvolveu de forma mais pronunciada em virtude do avanço na tecnologia das fontes de soldagem (Motta, 2002). Adicionalmente, com avanços no conhecimento da transferência metálica foi possível um melhor controle da estabilidade dos arcos, contribuindo para a eficiência do processo.

Com o processo MIG/MAG-DA, a velocidade de soldagem e a quantidade de material depositado por unidade de comprimento pode ser aumentada, melhorando a eficiência da soldagem. A velocidade de soldagem no MIG/MAG-DA pode atingir o dobro, ou até mais, que as velocidades atingidas pelo MIG/MAG convencional, sendo possível velocidade de 3 m/min e até mesmo superior (Ueyama *et al*, 2004 b).

Outra vantagem operacional atribuída ao duplo arame é o baixo aporte térmico. Por permitir soldagens com velocidades de deslocamento mais altas, é possível diminuir o aporte de calor sobre a peça soldada e, conseqüentemente, reduzir distorções, o que favorece a soldagem de chapas finas (Motta, 2002).

Embora ofereça uma alta produtividade em termos de taxa de fusão de material, com possibilidades diversas de aplicações em soldagens automatizadas, o MIG/MAG-DA apresenta uma maior complexidade operacional em comparação com o MIG/MAG com um arame (Motta & Dutra, 2004).

A soldagem MIG/MAG-DA está sendo cada vez mais utilizada na indústria para se obter ganhos em produtividade. Encontram-se aplicações do processo MIG/MAG-DA com ganhos de produtividade de 500 % (The Lincoln Electric Co., 2005) e com potencialidade de redução de custos (Morehead, 2003). No entanto, a maioria da aplicação hoje existente utiliza ambas as fontes em corrente pulsada. A aplicação de corrente alternada tem mostrado que é possível se obter maiores velocidades de alimentação e taxas de deposição de arame para um mesmo nível de energia (Talkington, 1988; Ueyama *et al*, 2001; Tong, *et al*, 2004; Pessoa *et al*, 2004).

Atualmente, o processo MIG/MAG-DA encontra-se em desenvolvimento e é possível encontrar aplicações em soldagem de chapas finas de aço (Ueyama, *et al*, 2005 b), soldagem de dutos (Yapp & Blackman, 2004), revestimento por soldagem (Motta, 2002), brasagem (Dilthey & Höcker, 2004), entre outras.

### 2.7.1 Classificação

O processo MIG/MAG-DA pode ser classificado em relação à energização dos arames-eletrodos com as fontes de soldagem em: Potencial Único e Potenciais Isolados.

➤ Processo MIG/MAG-DA com Potencial Único.

Utilizando o sistema com potencial único, os eletrodos fornecidos por alimentadores de arame independentes estão em contato elétrico no bico da tocha, configurando o contato com o mesmo potencial elétrico. A Figura 2.22 ilustra o sistema com potencial único.

Pode-se empregar uma ou duas fontes interligadas. No caso de sistemas que empregam uma única fonte de soldagem, esta deverá fornecer as correntes de soldagem com intensidades suficientes para atender às altas taxas de fusão e de deposição de material requeridas no processo (Motta, 2002).

Os primeiros trabalhos utilizando dois arames no processo MIG/MAG empregavam uma única fonte de soldagem. Uma vantagem desses sistemas em relação aos de potenciais isolados é o menor custo operacional, visto que o número de equipamentos e acessórios necessários para realizar a soldagem é, em geral, inferior.

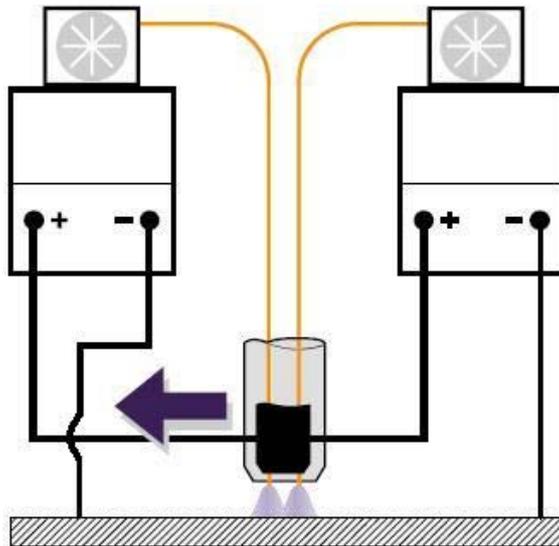


Figura 2.22. Processo MIG/MAG duplo arame com potencial único.

Entretanto, esta configuração pode acarretar sérios problemas na soldagem. Michie *et al* (1999) relatam instabilidade do processo na transferência metálica por curto circuito. Isto se dava porque, quando um dos arames tocava a poça metálica, toda a corrente era forçada a passar por ele, causando o rompimento do curto-circuito de forma abrupta. Hackl (2001) também constatou este mesmo problema, bem como a geração de grande quantidade de respingos. Ainda na transferência por curto-circuito, González (1999) constatou que o processo MIG/MAG-DA com potencial único apresenta uma taxa de fusão específica ligeiramente inferior em relação ao processo MIG/MAG convencional.

Segundo González & Dutra (2000), no processo com potencial único, há um risco potencial de provocar a fusão do arame no bico de contato, pois, na ocorrência de qualquer problema no fornecimento de um dos arames, toda a corrente é obrigada a passar pelo outro eletrodo, que desta forma, deve receber o dobro da corrente necessária para a taxa de fusão estabelecida.

Michie *et al* (1999) e Goecke *et al* (2001) relatam instabilidade do processo quando é utilizada a transferência metálica goticular em ambos os arames.

Groetelars *et al* (2005) verificaram que quanto maior o comprimento do arco, maior a influência da interação magnética dos arcos, o que vem a diminuir a eficiência do processo. Unorsson & Person (2003) ressaltam que apenas eletrodos de mesmo diâmetro devem ser usados no processo MIG/MAG com duplo arame com potencial único, pois eletrodos de diferentes diâmetros possuem diferentes características elétricas, resultando em arcos diferentes.

A utilização da corrente pulsada no processo MIG/MAG-DA com potencial único surgiu com o intuito de minimizar problemas de instabilidade, antes encontrados com transferência por curto-circuito e goticular em ambos os eletrodos. O processo MIG/MAG-DA em corrente pulsada utiliza as duas fontes de soldagem que devem ser sincronizadas de tal forma que os pulsos de corrente das fontes ocorram simultaneamente, como mostra a Figura 2.23.

Todavia, mesmo com a pulsação da corrente, os sistemas com potencial único eram suscetíveis às interferências eletromagnéticas entre os arcos. Este fator foi fundamental para o surgimento dos sistemas com potenciais isolados.

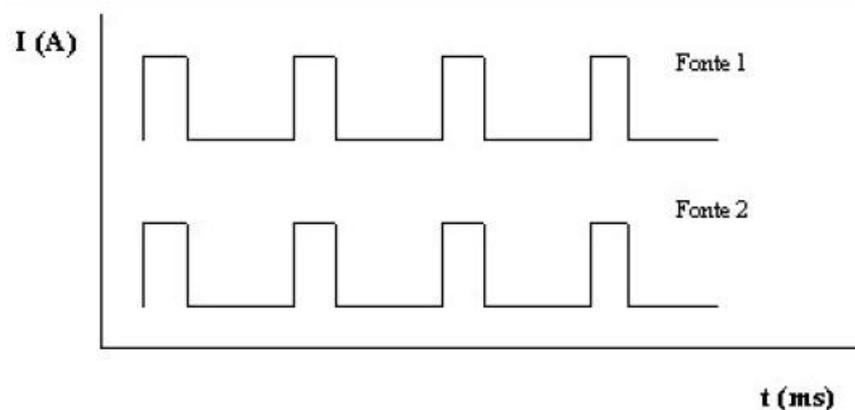


Figura 2.23. Representação da pulsação da corrente com os pulsos em fase.

➤ Processo MIG/MAG-DA com potenciais isolados.

De forma semelhante ao potencial único, os arames eletrodos são fornecidos por dois alimentadores de arame independentes. Neste tipo de configuração o contato elétrico se dá de forma independente, ou seja, cada fonte de soldagem é conectada a um respectivo bico de contato elétrico e a manutenção do arco se dá por fontes operando independentemente uma da outra. A Figura 2.24 ilustra o processo MIG/MAG-DA com potenciais isolados.

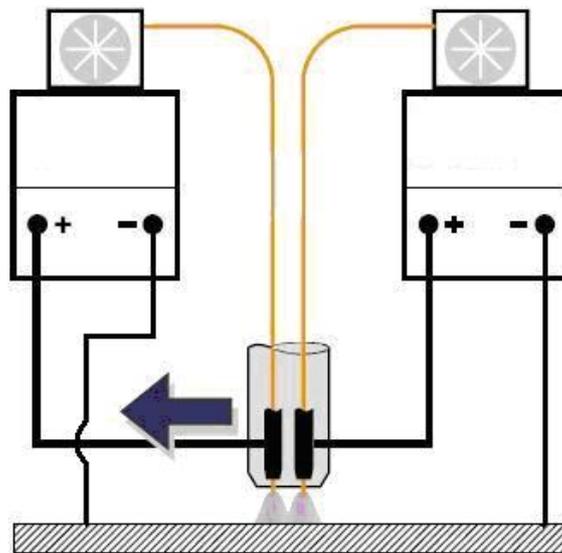


Figura 2.24. Processo MIG/MAG-DA com potenciais isolados.

Uma das vantagens desta configuração é a possibilidade de se controlar separadamente os dois arcos elétricos. Desta forma é possível atribuir funções distintas a cada um deles, através da seleção de parâmetros de soldagem independentes em cada uma das fontes.

Este tipo de configuração também permite diferentes combinações de transferência metálica e diferentes diâmetros de eletrodos em um mesmo cordão de solda. Goecke *et al* (2001) ressaltam que o modo mais eficiente de se operar o processo MIG/MAG-DA com potenciais isolados é através do ajuste para cada fonte independentemente. Entretanto, deve-se ter em mente que o número de variáveis a serem ajustadas praticamente duplica nesta configuração, o que pode vir a requerer mais tempo na determinação de tais parâmetros.

Através da utilização da pulsação da corrente, é possível ajustar os parâmetros de pulsação de forma que os pulsos de corrente ocorram com defasagem, conforme indicado na Figura 2.25. Em uma das fontes (denominada “escrava”), os pulsos de corrente são ativados pelos pulsos da fonte principal (denominada “mestra”) após um intervalo de tempo programado (“Td” na Figura 2.25).

Quando não há defasagem entre os pulsos, ou seja, os pulsos ocorrem no mesmo período, os arcos são atraídos mutuamente, podendo ocorrer a extinção do arco (Ueyama *et al*, 2005 d). Ainda segundo o autor, a defasagem entre os pulsos de 0,4 a 0,5 ms permite a soldagem sem interrupção dos arcos e com melhor aspecto superficial dos cordões de solda.

Goecke *et al* (2003) utilizando a defasagem entre os pulsos de corrente de 1 ms constataram, através de filmagem em alta velocidade, que a oscilação da poça de fusão foi minimizada, diminuindo a ocorrência de problemas como curto-circuito e salpicos.

Motta *et al* (2005), utilizando a tecnologia de defasagem dos pulsos em revestimento por soldagem, constataram que com os eletrodos posicionados lado a lado e a corrente média abaixo do valor de transição, a defasagem entre os pulsos da corrente reduziu a inclinação dos arcos influenciou no perfil de penetração dos cordões de solda. Todavia, este efeito não é necessariamente benéfico em relação à formação do cordão de solda. Tendo como critério de avaliação o aspecto superficial dos depósitos, bem como a quantidade de respingos e porosidade presente, os autores não encontraram diferenças significativas entre os depósitos feitos com ou sem a utilização da tecnologia de defasagem dos pulsos.

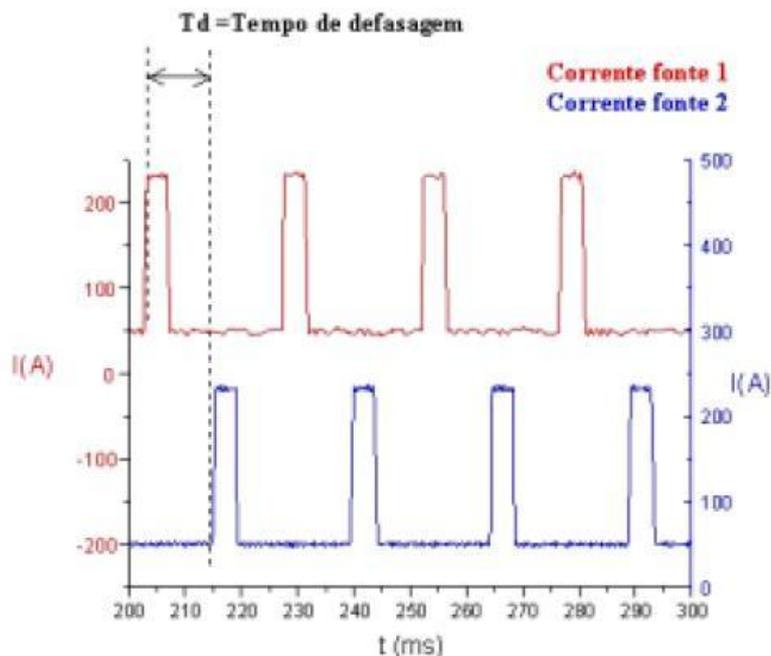


Figura 2.25. Pulsos de corrente defasados.

Resultados semelhantes foram encontrados por Scotti *et al* (2006) na soldagem com os eletrodos posicionados um atrás do outro (“*tandem*”). Os autores concluíram que também não há diferenças significativas no aspecto do cordão com ou sem a defasagem dos pulsos e que fontes de soldagem convencionais podem ser utilizadas na soldagem MIG/MAG-DA, contribuindo assim para a redução de custos.

### 2.7.2 Alinhamento dos eletrodos em relação à direção de soldagem

O alinhamento dos eletrodos em relação à direção de soldagem constitui mais um importante aspecto no processo MIG/MAG-DA. Pode-se citar duas principais possibilidades de distribuição: eletrodos em posição longitudinal ou “*tandem*” e eletrodos em posição transversal ou “*lado a lado*”

#### ➤ Eletrodos em posição longitudinal ou “*tandem*”

Nesta configuração, os eletrodos são dispostos um em frente ao outro, longitudinalmente em relação à direção de soldagem. A Figura 2.26 mostra a disposição das tochas de soldagem em “*tandem*”.

Em algumas aplicações da soldagem em “*tandem*”, ajusta-se uma maior potência no arco da frente, o qual é responsável pela formação da cratera, com objetivo de se aumentar a penetração. No segundo arco, ajusta-se um nível de energia mais baixo, o qual tem como função o preenchimento da cratera formada pelo arco da frente. Desta forma o arco de trás é responsável pela formação de cordões de solda com melhores aspectos geométricos, bem como a redução da quantidade de defeitos (Hackl, 1997; Morehead, 2003; Goecke *et al*, 2001; Michie *et al*, 1999).



Figura 2.26. Disposição das tochas de soldagem em “tandem”.

Segundo Ueyama *et al* (2005 e) a distribuição da corrente entre os eletrodos influencia diretamente o aspecto superficial dos cordões de solda e a velocidade de soldagem máxima atingível. Segundo os autores os melhores resultados em relação à maiores velocidade de soldagem e aspecto superficial do cordão de solda são atingidos quando se tem a relação:  $I_T/I_L$  entre 0,3 e 0,5. Onde  $I_T$  corresponde à corrente no eletrodo da fonte “mestra” e  $I_L$  à corrente no eletrodo da fonte “escrava”.

Ueyama *et al* (2005 f) verificaram o efeito da configuração da angulação dos eletrodos e da distância entre eles na formação do cordão de solda com os eletrodos posicionados em “tandem”. Os autores obtiveram melhor aspecto superficial quando a distância entre os eletrodos ficava dentro da faixa de 9 a 12 mm. Ainda segundo os autores, a inclinação do eletrodo de trás em  $9^\circ$  no sentido “empurrando” promove melhor aspecto superficial dos cordões de solda.

Uma vantagem de se utilizar arcos elétricos dispostos em “tandem” é que se aumenta o tempo para promover a saída de gases aprisionados na poça metálica, resultando na redução de problemas como porosidade.

➤ *Eletrodos em posição transversal ou lado a lado.*

Nessa configuração, os eletrodos são posicionados um ao lado do outro em relação à direção da soldagem, como mostra a Figura 2.27.



Figura 2.27. Disposição das tochas lado a lado.

Uma aplicação para esta configuração é a soldagem de juntas de topo mal ajustadas ou com grande abertura de raiz. Direcionando-se cada eletrodo para as faces das juntas, pode-se obter uma melhor fusão delas, reduzindo-se a possibilidade de surgimento de defeitos por falta de fusão. Uma outra aplicação dessa configuração é a operação de revestimento que requer cordões mais largos, menos convexos e penetração mais baixa (Motta, 2002).

## 2.8 Soldagem dos aços C-Mn e baixa liga

Aços carbono são ligas de ferro e carbono (até 2%C) contendo ainda, como residuais (de materiais primas ou do processo de fabricação), outros elementos como Mn, Si, S e P. Aços de baixo carbono têm um teor de carbono inferior a 0,15%. Aços doces contêm de 0,15 a 0,3%C. Aços de baixa liga têm uma quantidade total de elementos de liga inferior a 2%.

Um dos maiores problemas de soldabilidade dos aços C-Mn e baixa liga é a formação de trincas induzidas pelo hidrogênio, principalmente na Zona Afetada pelo Calor (ZAC). Outros problemas mais específicos incluem a perda de tenacidade na ZAC, ou na Zona Fundida (ZF) (associada com a formação de estruturas de granulação grosseira, durante a soldagem com elevado aporte térmico, ou com a formação de martensita na soldagem com baixo aporte térmico) e a formação de trincas de solidificação (em peças contaminadas ou na soldagem com aporte térmico elevado). Ainda, em função de uma seleção inadequada de consumíveis ou de um projeto ou execução incorretos, podem ocorrer problemas de porosidade, mordeduras, falta de fusão, corrosão, etc (Modenesi, 2001).

O calor proveniente do arco elétrico exerce uma grande importância na soldagem por fusão, podendo ocasionar alteração das propriedades físicas e químicas tanto do metal de solda como da região afetada pelo calor. As influências de parâmetros operacionais, do ciclo térmico, dos fatores metalúrgicos na transformação do metal de solda e na susceptibilidade a trincas a, devem ser avaliadas em conjunto para a obtenção de uma solda satisfatória.

No caso da soldagem com passe único, a solda é geralmente dividida em três regiões: zona fundida (ZF) constituída pelo metal fundido, zona de ligação (ZL), constituída por uma estreita região onde ocorre uma fusão parcial do metal base junto à zona fundida e zona afetada pelo calor (ZAC), região do metal base que sofreu alterações microestruturais causadas pelo calor da soldagem. A ZAC é ainda subdividida em ZAC de grãos grossos

(ZAC-GG), ZAC de grãos finos (ZAC-GF), ZAC intercrítica (ZAC-IC) e ZAC subcrítica (ZAC-SC). A Figura 2.28 mostra estas diversas regiões da solda

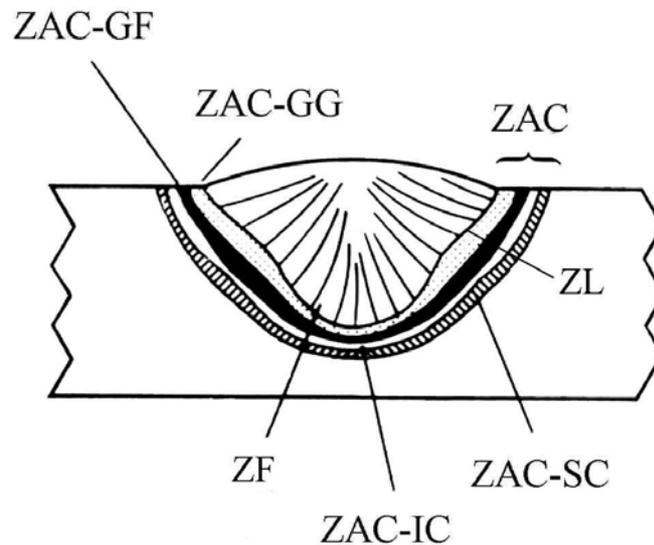


Figura 2.28. Zonas de uma solda com passe único.

Na zona fundida o pico de temperatura excede o ponto de fusão do metal base e a composição química do metal de solda dependerá da escolha dos consumíveis, da diluição e das condições de soldagem. A diluição pode ser definida como o percentual do metal base participando da constituição da zona fundida. Quantitativamente ela pode ser avaliada pela medição da secção transversal da solda, como mostra a Figura 2.29.

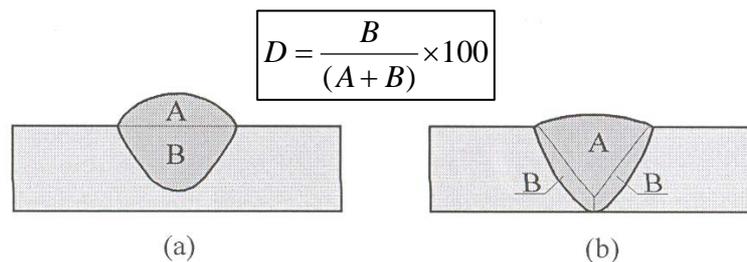


Figura 2.29. Diluição medida na secção transversal de (a) um cordão depositado sobre chapa e (b) uma solda de topo.

Uma vez que a diluição define a composição química da zona fundida, ela irá afetar sua microestrutura e as suas propriedades mecânicas. O controle da diluição é importante na soldagem de materiais dissimilares, na deposição de revestimentos especiais sobre uma

superfície metálica, na soldagem de metais de composição química desconhecida, caso comum na soldagem de manutenção, e na soldagem de materiais que tenham altos teores de elementos prejudiciais à zona fundida, como carbono e enxofre (Marques *et al*, 2005).

A poça de fusão e as regiões adjacentes do metal base são submetidas a ciclos térmicos cujas temperaturas de pico decrescem à medida que se afastam do eixo central da solda, o que causa alterações microestruturais em relação ao material no seu estado original. No caso dos aços, a faixa de temperatura entre o ponto de fusão e a temperatura na qual ocorre a decomposição da austenita em seus constituintes é onde ocorrem nas alterações microestruturais. A Figura 2.30 mostra a relação entre as temperaturas atingidas na peça soldada e as microestruturas produzidas para um aço-carbono com 0,15 %C.

Dependendo do tipo de liga soldada, pode ocorrer uma grande variedade de mudanças na microestrutura e nas propriedades como crescimento de grão, fenômenos de solubilização e precipitação, bem como mudanças microestruturais associadas com transformações alotrópicas (Radaj, 1992).

A microestrutura produzida em um aço depende essencialmente de (Bailey *et al*, 1973):

- taxa de resfriamento na faixa de temperatura na qual ocorrem as transformações de fase do aço em questão;
- da composição química e dureza do aço, e
- do tamanho do grão da austenita antes da transformação de fases.

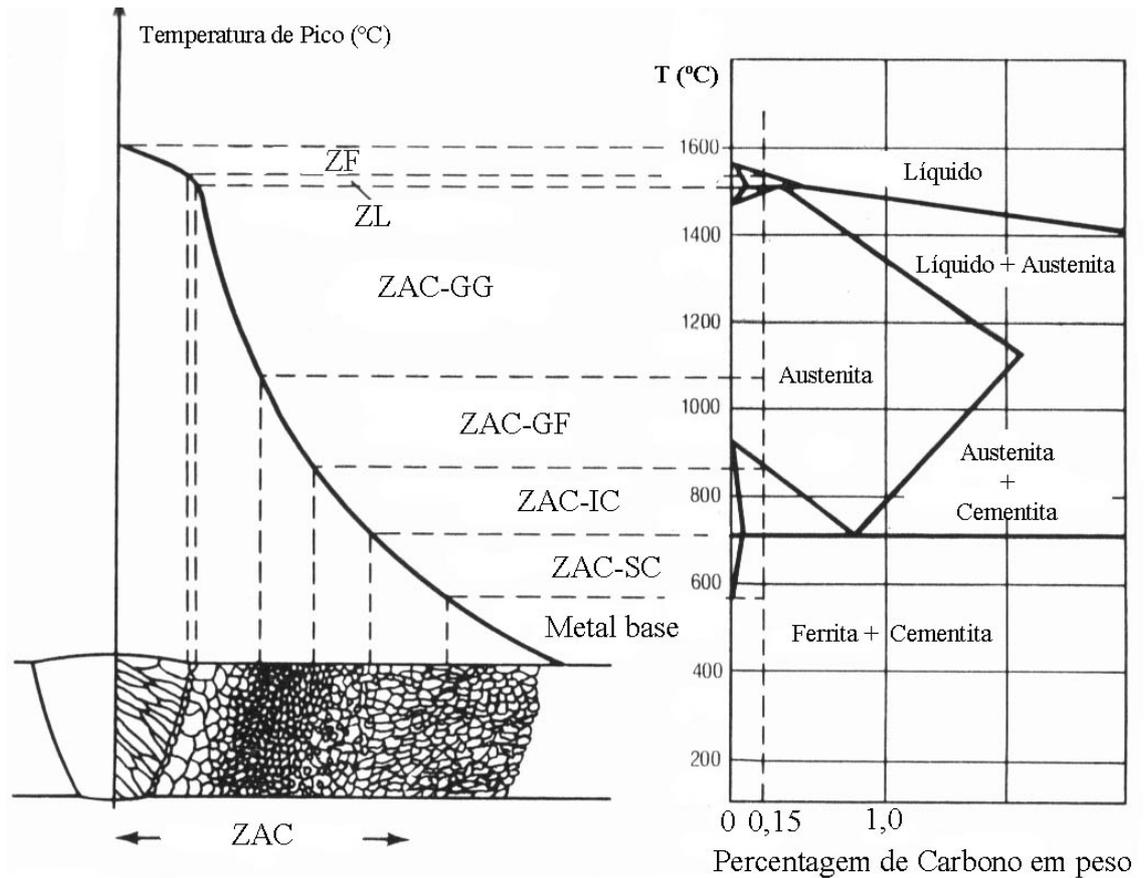


Figura 2.30. Temperaturas atingidas na peça soldada e as microestruturas produzidas.

Para os aços com baixo teor de carbono e baixa liga, a poça de fusão solidifica-se inicialmente como ferrita, podendo sofrer uma reação peritética com a formação de austenita. Durante o resfriamento, a ferrita remanescente transforma-se em austenita. Esta, em função das elevadas temperaturas, sofre um grande crescimento de grão, tendendo a apresentar uma estrutura de grãos colunares e grosseiros, similar à estrutura original de fusão da ZF. Em temperaturas mais baixas, inferiores a 900 °C, a austenita se decompõe, resultando em diferentes produtos ou constituintes.

A microestrutura da zona fundida do metal de solda baixo carbono e baixa liga é resultado do crescimento epitaxial colunar do metal de solda solidificado, sendo influenciada pelo estado inicial da austenita (composição, tamanho de grão, micro-segregações e estado de deformações), das condições de aquecimento e resfriamento, bem como do efeito dos elementos de liga.

Em uma solda em único passe, a microestrutura da ZF será formada pelos produtos da decomposição da austenita em ferrita durante o ciclo de resfriamento contínuo, sendo que a ferrita pode assumir diferentes morfologias. Em soldas múltiplos passes, a microestrutura será ainda mais complexa, sendo formada por regiões reaquentadas e

alteradas pelos ciclos térmicos dos passes seguintes e por regiões que permaneceram basicamente inalteradas.

A microestrutura da ZAC resulta das transformações estruturais do metal base associadas com os ciclos térmicos e deformações durante a soldagem. Pode-se considerar a ZAC dos aços transformáveis como sendo formada por diferentes regiões na medida que se afasta do cordão de solda: região de granulação grosseira, região de granulação fina, região intercrítica e região subcrítica.

A região de granulação grosseira (ZAC-GG), ou região de crescimento de grão, corresponde a porções do metal base aquecidas acima de sua temperatura de crescimento de grão, tendo uma microestrutura caracterizada pelo seu elevado tamanho de grão austenítico e sua microestrutura final resulta da decomposição da austenita.

A região de granulação fina (ZAC-GF) ou de normalização situa-se mais afastada da linha de fusão que a anterior, sendo submetida durante a soldagem, a temperaturas de pico entre cerca de 1200 °C (temperatura de crescimento de grão) e A3 (temperatura de início de formação da ferrita). Esta região é caracterizada por uma estrutura de granulação fina, similar à dos aços normalizados.

A região subcrítica (ZAC-IC) apresenta pequenas alterações microestruturais visíveis ao microscópio ótico em aços na condição laminado a quente ou normalizado. Estas se resumem basicamente a uma pequena esferoidização da perlita.

Na região intercrítica (ZAC-IC), o material é aquecido, na soldagem, entre A3 e A1 (temperatura eutetóide) e sofre uma transformação parcial, isto é, apenas parte de sua estrutura é transformada em austenita, que se decompõe em seguida durante o resfriamento.

## CAPÍTULO III

### Materiais e Métodos

Neste capítulo serão apresentados e descritos todos os procedimentos experimentais empregados nos ensaios, os equipamentos, os acessórios utilizados e os materiais de consumo. O objetivo deste capítulo é reunir as informações necessárias de forma que seja possível a compreensão e reprodução das condições dos ensaios.

#### 3.1 Materiais de consumo

Os materiais de consumo podem ser agrupados em três categorias: corpos de prova, arame eletrodo e gás de proteção.

##### 3.1.1 Corpos de prova

Os corpos de prova utilizados nos ensaios foram fabricados de aço ABNT 1020 com as dimensões de 50 x 300 x 3 mm.

##### 3.1.2 Arame eletrodo

O arame eletrodo utilizado como metal de adição foi o AWS ER 70S-6 com diâmetro de 1,2 mm.

##### 3.1.3 Gás de proteção

O gás de proteção empregado foi uma mistura gasosa contendo 92% de argônio e 8% de dióxido de carbono com uma vazão de 14 l/min em cada tocha de soldagem. Encontram-se aplicações desta mistura gasosa na soldagem MIG/MAG-DA de revestimentos aplicada na recuperação das superfícies das pás de turbinas hidráulicas desgastadas por cavitação (Motta, 2002)

#### 3.2 Equipamentos e acessórios

A descrição dos equipamentos e acessórios empregados neste trabalho tem como objetivo informar as características de cada dispositivo empregado e sua aplicação.

### 3.2.1 Fonte de soldagem

Foram utilizadas duas fontes de soldagem eletrônica multiprocesso (modelo INVERSAL 450) chaveada no secundário e que utilizam transistores do tipo IGBT. Elas podem ser operadas nos processos MIG/MAG, eletrodo revestido, TIG, soldagem por plasma. As informações técnicas das fontes utilizadas estão listadas a seguir:

- tensão em vazio: 68 V;
- corrente a 100% do fator de carga: 280 A;
- potência máxima fornecida: 13kVA;
- fator de potência: 0,95;
- corrente máxima: 450 A.

### 3.2.2 Sistema de deslocamento

O sistema de deslocamento automático das tochas utilizado nas soldagens (TARTÍLOPE V1, fabricante IMC/LABSOLDA-UFSC) está ilustrado na Figura 3.1 e possui as seguintes características:

- faixa de operação: 5 a 160 cm/min;
- resolução da velocidade de deslocamento: 0,2 cm/min;
- resolução de posicionamento: 1 mm.



Figura 3.1. Sistema de deslocamento das tochas.

### 3.2.3 Tochas de soldagem, suporte de fixação das tochas e suporte das chapas

Duas tochas de soldagem com capacidade de corrente máxima de 320 A por tocha (fator de serviço 100%) foram empregadas neste trabalho. O suporte de fixação, as tochas e o suporte das chapas estão mostrados na Figura 3.2. Tanto o suporte de fixação das tochas quanto o suporte das chapas foram construídos de aço baixo carbono e com a rigidez necessária para a aplicação. O ângulo entre as tochas foi de 35°.

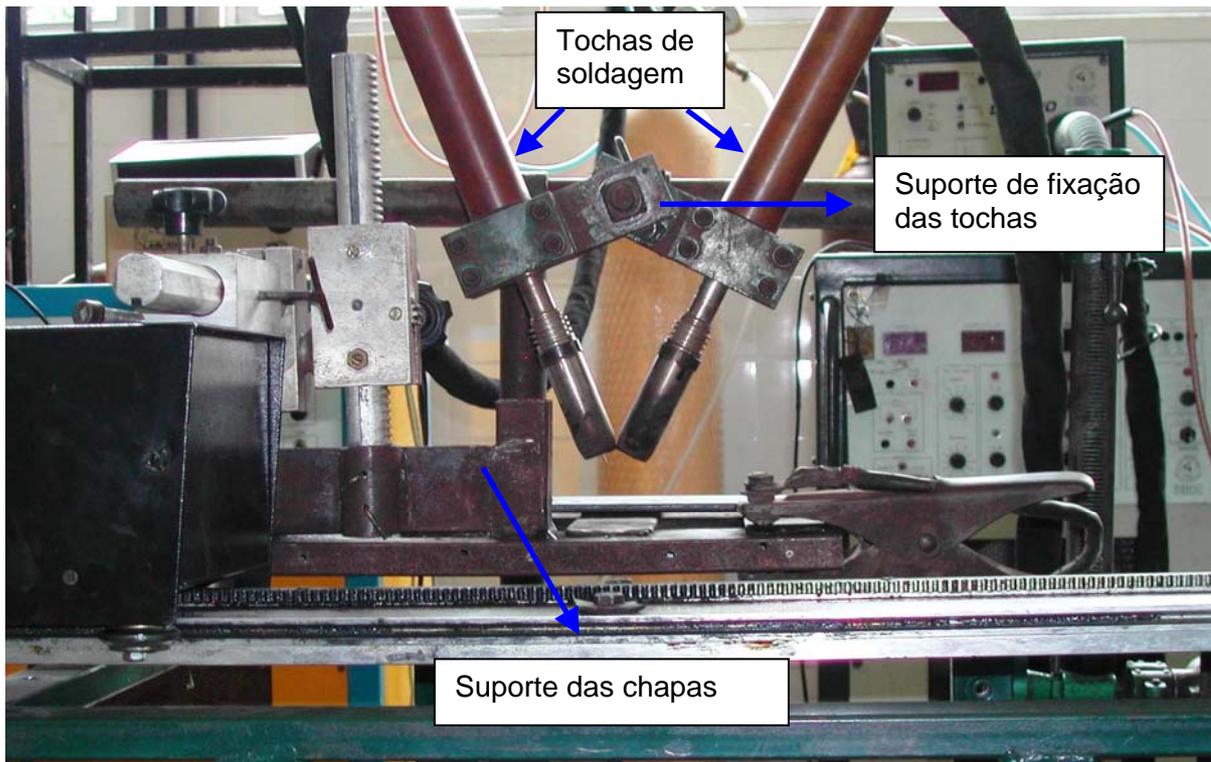


Figura 3.2. Suporte de fixação e tochas de soldagem.

### 3.2.4 Sistema de aquisição de dados

A aquisição dos dados foi realizada através de um dispositivo eletrônico comercial. O dispositivo possui 8 canais de aquisição (entradas analógicas), uma porta digital para conexão com microcomputador. Para a realização da aquisição dos dados, o dispositivo foi conectado a um microcomputador. A Figura 3.3 mostra o sistema de aquisição com o microcomputador.

Para cada fonte de soldagem, foi feita a aquisição dos sinais de tensão e de corrente. Foram utilizados quatro canais na aquisição dos dados, sendo dois canais para aquisição dos sinais da tensão e dois para os sinais da corrente. A aquisição dos dados para cada ensaio foi realizada a uma taxa de 9,6 kHz durante o tempo de 5,2 s.



Figura 3.3. Sistema de aquisição de dados.

### 3.2.5 Programas de computador utilizados

Os programas de computador utilizados neste trabalho, além de editor de texto, foram:

- Catman: empregado no tratamento do sinal e na configuração do dispositivo de aquisição. Este programa também é responsável pelo gerenciamento dos dados adquiridos nos ensaios, onde é possível monitorar e visualizar os dados gerados na aquisição. Foi construída uma interface gráfica na qual é possível a monitoração da aquisição.
- Um programa utilizado no tratamento estatístico das variáveis selecionadas sobre os parâmetros analisados. Este programa também foi empregado na confecção dos gráficos apresentados neste trabalho.
- Um programa para desenho capaz de medir as características geométricas do cordão de solda e também a diluição.

### 3.3 Bancada de experimentos

A Figura 3.4 ilustra a bancada de experimentos empregada nas soldagens. É possível observar as duas fontes de soldagem, as tochas, o cilindro de gás e o sistema de deslocamento. A descrição individual de cada componente será feita a seguir.



Figura 3.4. Bancada de testes.

### 3.4 Ajuste das condições e realização dos ensaios

As soldagens, automatizadas, foram realizadas na posição plana com uma repetição de cada ensaio. Os cordões de solda foram realizados com simples deposição e com as fontes operando no modo corrente constante. O arame eletrodo empregado foi o AWS ER 70S-6 com diâmetro de 1,2 mm. A mistura gasosa empregada foi 98% de Argônio e 8% de dióxido de carbono a uma vazão de 14 l/min em cada tocha.

Os cordões de solda foram depositados sobre corpos de prova de aço ABNT 1020. As dimensões de cada corpo de prova foram: espessura de 3 mm, largura de 50 mm e comprimento de 300 mm. Antes de serem soldados, os corpos de prova passaram por uma limpeza mecânica, através de uma escova com cerdas de aço, para a remoção de possível contaminação da superfície do corpo de prova.

As tochas de soldagem foram ajustadas para se obter uma distância entre o bico de contato à peça (DBCP) de 20 mm. Para manter constante a DBCP ao longo da peça, realizou-se o ajuste do nivelamento através de um marcador de nível.

A deposição dos cordões de solda iniciou-se a aproximadamente um centímetro do início do corpo de prova e perdurou-se até o fim do mesmo. Procurou-se ajustar o comprimento do arco em aproximadamente 5 mm.

A aquisição dos sinais de tensão e de corrente foi realizada em 12 bits e a uma taxa de 9,6 kHz. O tempo de aquisição de cada ensaio foi de 5,2 segundos. O início da aquisição dos dados de cada ensaio ocorreu aproximadamente 2 segundos após a abertura dos arcos. Este procedimento foi adotado com objetivo de adquirir os dados no momento em que o arco estivesse mais estabilizado.

### 3.5 Ensaios preliminares

Por haver uma escassez de trabalhos envolvendo aplicação do processo MIG/MAG-DA aplicando corrente alternada, pulsada e contínua, os ensaios preliminares tiveram como objetivo a exploração do processo. Com base na análise da faixa operacional apresentada pelos ensaios preliminares, serão definidos os ensaios definitivos, os quais serão apresentados e discutidos posteriormente.

Os ensaios preliminares foram realizados com base nas etapas a seguir.

#### 3.5.1 Implementação da bancada de trabalho.

Foi construído um dispositivo para montar as tochas de soldagem e acomodar o sistema de deslocamento automático e acomodação dos corpos de prova no sistema de deslocamento (Figura 3.4).

#### 3.5.2 Realização dos ensaios

Os ensaios preliminares foram realizados em três fases: soldagem com os eletrodos dispostos em “*tandem*” e com o mesmo nível de corrente em cada eletrodo; soldagem com os eletrodos com diferentes níveis de corrente; variação da distância entre os eletrodos e soldagem com os eletrodos dispostos lado a lado.

A Tabela 3.1 mostra os ensaios referentes às soldagens com os eletrodos em dispostos em “*tandem*” e com o mesmo nível de corrente em cada eletrodo. Foi variado o nível de corrente eficaz aplicado, o tipo de onda, a porcentagem de corrente alternada com eletrodo na polaridade negativa (% CAEN) e o sentido de deslocamento em relação ao tipo de onda. A distância entre os eletrodos ajustada foi de 4 mm.

A Tabela 3.2 mostra os ensaios referentes às soldagens com nível de corrente eficaz diferente em cada eletrodo. Como pode ser visto, foi verificado também a influência do tipo

de onda e o sentido de deslocamento em relação ao tipo de onda. Ressalta-se que os ensaios em corrente alternada foram realizados para 35% CAEN.

Tabela 3.1. Ensaios preliminares.

| <b>Ensaio</b> | <b>Corrente eficaz</b> | <b>Tipo de onda</b> | <b>% CAEN</b> | <b>Sentido</b> |
|---------------|------------------------|---------------------|---------------|----------------|
| 1             | 130                    | CA-CP               | 15            | CA-POSTERIOR   |
| 2             | 130                    | CA-CP               | 15            | CA-ANTERIOR    |
| 3             | 130                    | CA-CP               | 35            | CA-POSTERIOR   |
| 4             | 130                    | CA-CP               | 35            | CA-ANTERIOR    |
| 5             | 130                    | CA-CP               | 50            | CA-POSTERIOR   |
| 6             | 130                    | CA-CP               | 50            | CA-ANTERIOR    |
| 7             | 180                    | CA-CP               | 15            | CA-POSTERIOR   |
| 8             | 180                    | CA-CP               | 15            | CA-ANTERIOR    |
| 9             | 180                    | CA-CP               | 35            | CA-POSTERIOR   |
| 10            | 180                    | CA-CP               | 35            | CA-ANTERIOR    |
| 11            | 180                    | CA-CP               | 50            | CA-POSTERIOR   |
| 12            | 180                    | CA-CP               | 50            | CA-ANTERIOR    |
| 13            | 250                    | CA-CP               | 15            | CA-POSTERIOR   |
| 14            | 250                    | CA-CP               | 15            | CA-ANTERIOR    |
| 15            | 250                    | CA-CP               | 35            | CA-POSTERIOR   |
| 16            | 250                    | CA-CP               | 35            | CA-ANTERIOR    |
| 17            | 250                    | CA-CP               | 50            | CA-POSTERIOR   |
| 18            | 250                    | CA-CP               | 50            | CA-ANTERIOR    |
| 19            | 130                    | CA-CC               | 15            | CA-POSTERIOR   |
| 20            | 130                    | CA-CC               | 15            | CA-ANTERIOR    |
| 21            | 130                    | CA-CC               | 35            | CA-POSTERIOR   |
| 22            | 130                    | CA-CC               | 35            | CA-ANTERIOR    |
| 23            | 130                    | CA-CC               | 50            | CA-POSTERIOR   |
| 24            | 130                    | CA-CC               | 50            | CA-ANTERIOR    |
| 25            | 180                    | CA-CC               | 15            | CA-POSTERIOR   |
| 26            | 180                    | CA-CC               | 15            | CA-ANTERIOR    |
| 27            | 180                    | CA-CC               | 35            | CA-POSTERIOR   |
| 28            | 180                    | CA-CC               | 35            | CA-ANTERIOR    |
| 29            | 180                    | CA-CC               | 50            | CA-POSTERIOR   |
| 30            | 180                    | CA-CC               | 50            | CA-ANTERIOR    |
| 31            | 250                    | CA-CC               | 15            | CA-POSTERIOR   |
| 32            | 250                    | CA-CC               | 15            | CA-ANTERIOR    |
| 33            | 250                    | CA-CC               | 35            | CA-POSTERIOR   |
| 34            | 250                    | CA-CC               | 35            | CA-ANTERIOR    |
| 35            | 250                    | CA-CC               | 50            | CA-POSTERIOR   |
| 36            | 250                    | CA-CC               | 50            | CA-ANTERIOR    |
| 37            | 130                    | CP-CP               | -             | -              |
| 38            | 180                    | CP-CP               | -             | -              |
| 39            | 250                    | CP-CP               | -             | -              |

Tabela 3.2. Ensaio preliminares – correntes diferentes.

| <b>Ensaio</b> | <b>Corrente eficaz</b> | <b>Tipo de onda</b> | <b>Sentido</b> |
|---------------|------------------------|---------------------|----------------|
| 40            | 250-180                | CA-CP               | CA-POSTERIOR   |
| 41            | 250-180                | CA-CP               | CA-ANTERIOR    |
| 42            | 250-130                | CA-CP               | CA-POSTERIOR   |
| 43            | 250-130                | CA-CP               | CA-ANTERIOR    |
| 44            | 180-130                | CA-CP               | CA-POSTERIOR   |
| 45            | 180-130                | CA-CP               | CA-ANTERIOR    |
| 46            | 250-180                | CA-CC               | CA-POSTERIOR   |
| 47            | 250-180                | CA-CC               | CA-ANTERIOR    |
| 48            | 250-130                | CA-CC               | CA-POSTERIOR   |
| 49            | 250-130                | CA-CC               | CA-ANTERIOR    |
| 50            | 180-130                | CA-CC               | CA-POSTERIOR   |
| 51            | 180-130                | CA-CC               | CA-ANTERIOR    |
| 52            | 250-180                | CP-CP               | CA-POSTERIOR   |
| 53            | 250-180                | CP-CP               | CA-ANTERIOR    |
| 54            | 250-130                | CP-CP               | CA-POSTERIOR   |
| 55            | 250-130                | CP-CP               | CA-ANTERIOR    |
| 56            | 180-130                | CP-CP               | CA-POSTERIOR   |
| 57            | 180-130                | CP-CP               | CA-ANTERIOR    |

As soldagens explorando a distância entre os eletrodos foram executadas com as seguintes distâncias: 4, 7, 10, 13 e 16 mm. Para cada distância explorada, as soldagens foram realizadas para os três tipos de onda (CA-CP, CA-CC e CP-CP) com o nível de corrente de 180 A.

Para os eletrodos dispostos lado a lado, foram verificados os efeitos do nível de corrente e o tipo de onda (corrente pulsada e corrente contínua em ambos os eletrodos), como mostra a Tabela 3.3.

Tabela 3.3. Ensaio preliminares – eletrodos lado a lado.

| <b>Ensaio</b> | <b>Corrente eficaz</b> | <b>Tipo de onda</b> |
|---------------|------------------------|---------------------|
| 63            | 130                    | CP-CP               |
| 64            | 180                    | CP-CP               |
| 65            | 250                    | CP-CP               |
| 66            | 130                    | CC-CC               |
| 67            | 180                    | CC-CC               |
| 68            | 250                    | CC-CC               |

### 3.5.3 Avaliação qualitativa do aspecto superficial dos corpos de prova

A avaliação qualitativa do perfil do cordão foi realizada com base na análise visual dos corpos de prova. A observação foi feita por pesquisadores integrantes do ENGESOLDA – UFC.

Todos os corpos de prova foram dispostos para a análise visual e em seguida os avaliadores atribuíram notas específicas aos cordões de solda de acordo com o aspecto visual. Estas notas foram:

- “0” para cordões com aspecto ruim;
- “5” para cordões com aspecto regular;
- “10” para cordões com aspecto bom ou muito bom.

Levou-se em consideração no momento de atribuir notas aos corpos de prova critérios como continuidade do cordão de solda, presença ou não de respingos e/ou porosidades. Para efeito de análise comparativa, cordões de soldas considerados ruins foram aqueles que apresentaram elevado nível de porosidade e/ou respingos e/ou descontinuidade. Para cordões de solda regulares, a presença de porosidade e/ou respingos e/ou descontinuidade dos mesmos apresentavam-se em menor incidência. Os cordões de solda considerados muito bons foram aqueles sem defeitos ou praticamente sem defeitos superficiais.

Para cada condição analisada, calculou-se a média com base nas notas atribuídas.

### 3.5.4 Procedimento metalográfico e medição do perfil geométrico

Após a soldagem e avaliação superficial dos corpos de prova, foram retiradas duas amostras para análise das características geométricas da solda. A extração das amostras se deu na região central (aproximadamente a 15 cm do início do cordão de solda) e no final (aproximadamente a 5 cm do final do cordão de solda) de cada corpo de prova. A Figura 3.5 ilustra as regiões das quais foram extraídas as amostras

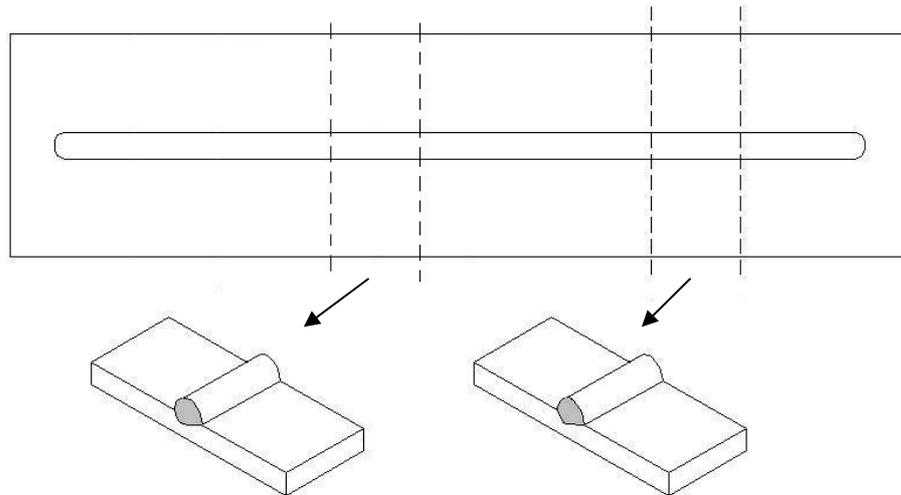


Figura 3.5. Extração das amostras dos corpos de prova.

As amostras, depois de cortadas, foram lixadas (da granulação 220 até a granulação 1200) e atacadas quimicamente com NITAL 10%, para revelar o perfil geométrico.

Os corpos de prova foram levados a um estereomicroscópio GSM. Foi ajustado o aumento de 20X e as secções transversais dos corpos de prova foram fotografadas, através de uma câmera digital acoplada no estereomicroscópio com uma resolução de 3,2 Megapixels.

A medição do perfil geométrico foi realizada com o auxílio de um programa de desenho por computador. Para garantir a confiabilidade deste método de medição foram escolhidas aleatoriamente 25% das amostras para que fosse refeita a medição do perfil geométrico e posteriormente comparar com as medições realizadas anteriormente. O método mostrou-se repetitivo, satisfatório e confiável; uma vez que a medição do perfil geométrico das amostras apresentou variação apenas na segunda casa decimal. A Figura 3.6 ilustra as características geométricas medidas (largura – L; reforço – R e penetração – P). A referida Figura mostra também a área adicionada (AA) e a área diluída (AD).

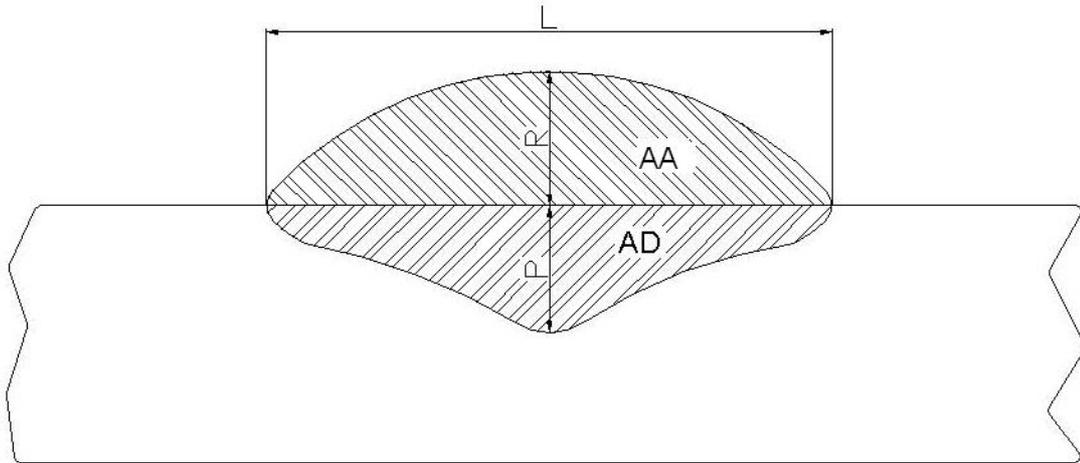


Figura 3.6. Representação esquemática das dimensões geométricas das seções transversais dos cordões de solda.

### 3.5.5 Avaliação dos resultados

Os resultados obtidos das medições do perfil geométricos foram analisados e serão expostos no capítulo referente aos ensaios preliminares.

## 3.6 Ensaios definitivos

Após a análise dos ensaios preliminares, foram determinados os ensaios definitivos. As modificações realizadas com base nos ensaios preliminares foram: a velocidade de soldagem, a distância entre os eletrodos nas soldagens realizadas com os eletrodos em “*tandem*” e a incorporação da análise da diluição.

A avaliação dos perfis geométricos dos ensaios preliminares indicou ser possível aumentar a velocidade de soldagem sem que fosse obtida penetração total da chapa soldada, principalmente nos mais altos níveis de energia, e que também fosse mantida a quantidade de material depositada por unidade de comprimento satisfatória. Desta forma, aumentou-se em 10 cm/min a velocidade de soldagem para o nível de corrente de 130 A. A Tabela 3.4 mostra os valores das velocidades de soldagens para cada nível de corrente aplicado. Ressalta-se que foi utilizada a Equação 4.1 para o cálculo da velocidade de soldagem.

Tabela 3.4. Velocidade de soldagem para cada nível de corrente eficaz - ensaios definitivos.

| <b>Corrente Eficaz (A)</b> | <b>Velocidade de Soldagem (cm/min)</b> |
|----------------------------|--|
| 130                        | 80                                     |
| 180                        | 111                                    |
| 250                        | 154                                    |

Com relação à distância entre os eletrodos (em “*tandem*”), decidiu-se modificar a distância entre os mesmos de 4 para 7 mm, devido aos melhores resultados obtidos para as soldagens em corrente alternada, como será exposto no Capítulo referente aos ensaios preliminares.

Uma outra diferença em relação aos ensaios preliminares foi a eliminação dos ensaios executados com diferentes níveis de corrente eficaz em cada eletrodo, pois os resultados obtidos nos ensaios preliminares indicaram que não houve influência nas características geométricas.

A seguir, será explicada a seqüência de realização dos ensaios definitivos.

### 3.6.1 Realização dos ensaios

Para as soldagens realizadas com os eletrodos em “*tandem*”, os ensaios definitivos foram realizados com ambos os eletrodos com o mesmo nível de corrente eficaz em cada eletrodo, sendo explorados três níveis: 130, 180 e 250 A. Foram explorados três tipos de onda (CA-CP, CA-CC e CP-CP). Para as soldagens em corrente alternada, foram avaliadas três % CAEN (15, 35 e 50), dois sentidos de deslocamento (CA-anterior e CA-posterior). A seqüência dos ensaios definitivos está mostrada na Tabela 3.1. As modificações realizadas em relação aos ensaios preliminares foram: o ajuste da distância entre os eletrodos (de 4 para 7 mm) e a velocidade de soldagem aplicada para cada nível de corrente (Tabela 3.4)

Para as soldagens realizadas com os eletrodos dispostos lado a lado, foram verificados três níveis de corrente (130, 180 e 250) e dois tipos de onda (CP-CP e CC-CC). A seqüência das soldagens com os eletrodos dispostos lado a lado está mostrada na Tabela 3.3. As modificações aplicadas foram as mesmas descritas no parágrafo anterior.

### 3.6.2 Avaliação qualitativa do aspecto superficial dos corpos de prova

A avaliação do aspecto superficial obedeceu ao mesmo procedimento descrito para os ensaios preliminares.

### 3.6.3 Procedimento metalográfico e medição do perfil geométrico

Esta etapa obedeceu à mesma seqüência descrita para os ensaios preliminares. No entanto, foi avaliada também a diluição. A diluição foi medida também com o auxílio de um programa de desenho por computador, através da relação entre as áreas adicionada e diluída ( $D\% = AD/(AR+AD)*100$ ). A Figura 3.6 ilustra as características geométricas medidas (largura – L; reforço – R e penetração – P) e as áreas adicionada (AA) e diluída (AD).

### 3.6.4 Avaliação da microestrutura dos corpos de prova

Foi realizada a avaliação da microestrutura dos corpos de prova com intuito de se verificar a influência das diversas condições de soldagem na microestrutura resultante.

A verificação da microestrutura foi realizada na região de grãos grossos da zona afetada pelo calor (ZAC-GG), uma vez que esta é caracterizada por ser a mais problemática da ZAC de um aço (Marques *et al*, 2005).

A preparação dos corpos de prova consistiu de lixamento utilizando uma lixadeira rotativa e lixas com granulação de 220, 320, 400, 600 e 1200. Após a etapa de lixamento foi realizado um pré-polimento com pasta de diamante de 3  $\mu\text{m}$ , seguido de um polimento final com pasta de diamante de 1  $\mu\text{m}$ . De posse das amostras polidas, foi realizado um ataque químico na superfície polida. A solução química utilizada foi nital 2 % e o tempo de ataque foi de 3 segundos.

A caracterização da microestrutura foi realizada através de microscopia ótica utilizando-se um microscópio com câmera digital acoplada e sistema de aquisição de imagem. As fotografias foram captadas com um aumento de 500 X.

### 3.6.5 Avaliação dos resultados

Os resultados obtidos das medições do perfil geométricos e diluição foram analisados e serão expostos no capítulo de resultados e discussão.

## 3.7 Definição dos parâmetros de soldagem

A definição dos parâmetros de soldagem e das variáveis analisadas no processo MIG/MAG-DA serão abordadas no próximo capítulo. Variáveis como nível de corrente eficaz, tipo de corrente aplicada em cada tocha, tipo de onda, distância entre os eletrodos, sentido de deslocamento e disposição entre as tochas serão exploradas.

## CAPÍTULO IV

### Ensaio Preliminares

A aplicação do processo MIG/MAG-DA com potenciais isolados em corrente pulsada tem sido alvo de diversos estudos nos últimos anos. Entretanto, até a data presente, não se encontrou na literatura consultada a utilização do MIG/MAG-DA combinando diferentes formas de ondas em cada eletrodo. Assim, é necessária a observação de como se comporta este processo combinando diferentes formas de ondas, além de verificar este comportamento na presença de mais variáveis importantes neste processo de soldagem.

A realização dos ensaios preliminares teve como objetivo explorar a faixa operacional do processo MIG/MAG-DA com base nas variáveis a serem analisadas em aplicações de soldagem em chapas finas e de revestimento. Posteriormente, de posse das informações fornecidas nestes ensaios, foram determinados os parâmetros definitivos a serem explorados e analisados neste trabalho.

A seleção dos parâmetros visou à obtenção de cordões de solda com bom aspecto visual e com arco elétrico estável que possibilitasse a soldagem pelo processo MIG/MAG duplo arame em vários tipos de ondas e em vários níveis de corrente eficaz aplicando altas velocidades de soldagem.

Os parâmetros de soldagens foram selecionados com base no nível de corrente eficaz e, no caso da soldagem em corrente alternada, também com base no nível de porcentagem de corrente na polaridade negativa.

As soldagens foram executadas com as fontes sem sincronização entre os pulsos, ou seja, os pulsos da corrente de uma fonte de soldagem eram independentes dos da outra fonte. Segundo Scotti *et al* (2006), para níveis de corrente média acima da corrente de transição, a falta de sincronização entre as fontes não provoca a perda de qualidade do cordão de solda, quando comparada à condição de pulsos sincronizados, possibilitando a execução de soldas com menores custos de equipamentos.

Foram verificados: o nível de corrente eficaz, o tipo de onda, o tipo de onda aplicado em cada eletrodo em relação à direção de soldagem, a soldagem com nível de corrente eficaz diferente em cada eletrodo, a variação da distância entre os eletrodos e a soldagem com os eletrodos dispostos lado a lado.

#### 4.1 Nível de corrente eficaz

Para verificar a faixa operacional do processo, foram estabelecidos inicialmente vários níveis de corrente eficaz. Entretanto chegou-se a um intervalo de corrente com o valor mínimo de 130 A e um valor máximo de 250 A em cada eletrodo. Para valores inferiores à 130 A, o arco se tornava bastante instável com dificuldade de abertura e manutenção (soldagens em corrente contínua). Para valores superiores a 250 A em cada eletrodo, o corpo de prova soldado atingia penetração total, em algumas condições. Assim, foram estabelecidos três níveis de corrente eficaz: 130, 180 e 250 A.

Os parâmetros de soldagens para os tipos de onda corrente pulsada e corrente alternada foram ajustados de modo a proporcionar uma transferência metálica goticular nos três níveis de corrente estabelecidos. Para o tipo de onda corrente contínua, as transferências metálicas foram: curto-circuito (130 A), globular (180 A) e goticular (250 A).

Para manter a quantidade de material depositada por unidade de comprimento constante, em cada nível de corrente eficaz ( $I_{ef}$ ) foi determinada uma velocidade de soldagem ( $V_{sold}$ ). Estabeleceu-se uma relação entre a corrente eficaz e a velocidade de soldagem (Equação 4.1). Considerando o diâmetro do eletrodo de 1,2 mm:

$$\frac{I_{ef}}{V_{sold}} = C \quad (A \cdot \text{min}/\text{cm}) \quad 4.1$$

Por apresentar uma quantidade de material depositado por unidade de comprimento satisfatória, adotou-se a velocidade de soldagem de 70 cm/min para a corrente eficaz de 130 A.

Desta forma, foi possível encontrar a constante "C" ( $C = 130/70 = 1,857$ ) na Equação 4.1, e posteriormente, determinar as velocidades de soldagem correspondentes às correntes de 180 e 250 A. A Tabela 4.1 mostra as velocidades de soldagens para cada corrente eficaz.

Tabela 4.1. Velocidade de soldagem para cada nível de corrente eficaz - ensaios preliminares.

| Corrente Eficaz (A) | Velocidade de Soldagem (cm/min) |
|---------------------|---------------------------------|
| 130                 | 70                              |
| 180                 | 97                              |
| 250                 | 135                             |

Os resultados preliminares indicaram que o nível de corrente eficaz influencia no perfil geométrico da solda, na diluição e no aspecto superficial do cordão de solda.

A penetração, o reforço, largura e a diluição tendem a aumentar com o aumento da corrente eficaz, como já era previsto antes dos testes.

De um modo geral, a análise do aspecto superficial do cordão de solda indicou que, ao se considerar apenas os níveis de corrente, todos os níveis analisados apresentaram bom aspecto superficial. Entretanto, os resultados da análise visual indicaram um melhor aspecto do cordão de solda para a corrente eficaz de 130 A, seguido de 250 A e por último a corrente eficaz de 180A.

#### 4.2 Tipo de onda aplicada em cada eletrodo

A aplicação do processo MIG/MAG em diferentes variantes (tipo de onda) resulta em diferentes características resultantes na soldagem, sobretudo no calor imposto e na característica do perfil geométrico do cordão de solda.

Atualmente, a aplicação do processo MIG/MAG-DA em corrente pulsada é encontrada na maioria das publicações científicas. Todavia, não foram encontrados na literatura trabalhos que tratassem a respeito da combinação de diferentes formas de onda no processo MIG/MAG-DA.

Soldagens realizadas em CA no processo MIG/MAG com simples arame indicam que é possível obter aumentos de produtividade, redução de calor imposto à peça e a obtenção de uma penetração controlável através do ajuste da % CAEN (Tong *et al*, 2001; Pessoa *et al*, 2004; Ueyama *et al*, 2005 c).

Desta forma, faz-se necessário um estudo preliminar, explorando diferentes combinações das formas de onda no processo MIG/MAG-DA, destacando suas potencialidades, limitações e possíveis aplicações.

Neste trabalho foram explorados três tipos de onda da corrente: corrente contínua corrente pulsada e corrente alternada. A Figura 4.1 ilustra os tipos de onda utilizados.

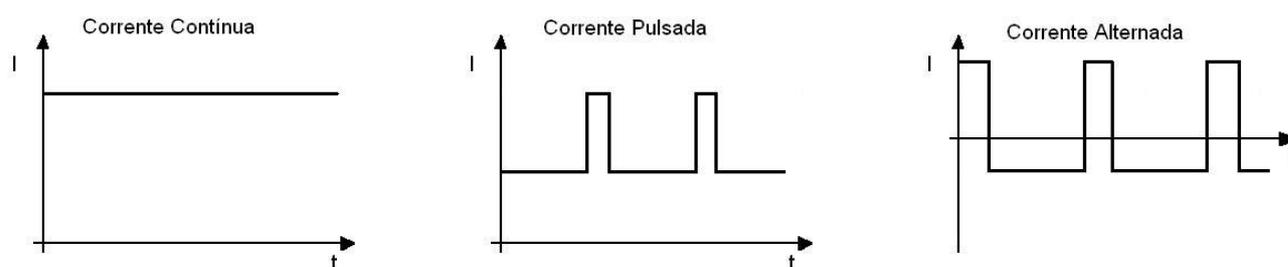


Figura 4.1. Formas de onda da corrente utilizadas.

Para os eletrodos dispostos em “*tandem*”, a exploração da combinação dos tipos de onda foi realizada em três condições distintas:

Condição 1 – Uma fonte operando em corrente alternada e a outra em corrente pulsada (CA-CP);

Condição 2 – Uma fonte operando em corrente alternada e a outra em corrente contínua (CA-CC);

Condição 3 – Ambas as fontes operando em corrente pulsada (CP-CP).

A Figura 4.2 mostra os gráficos dos valores de corrente adquiridos durante as soldagens para as Condições 1, 2 e 3.

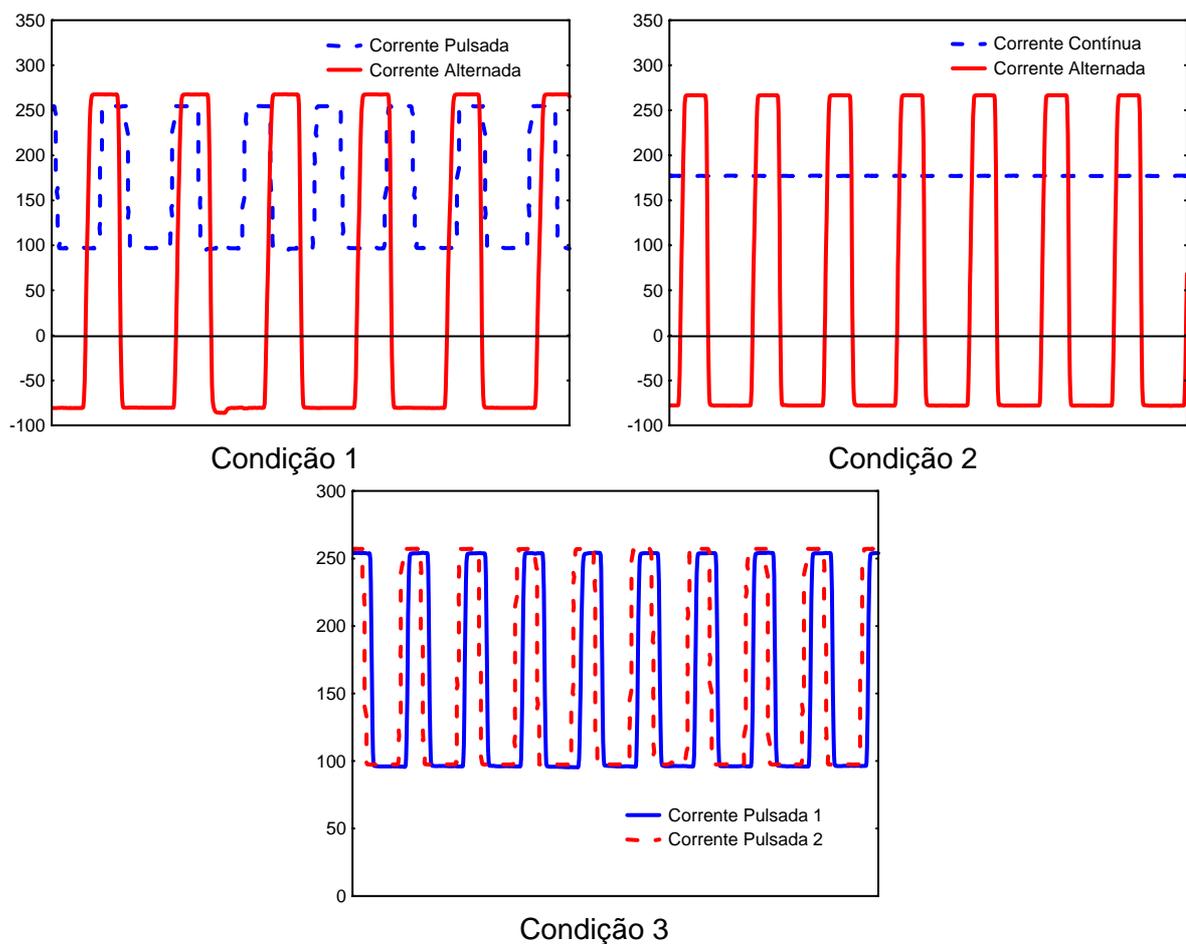


Figura 4.2. Formas de onda nas condições exploradas: CA-CP, CA-CC e CP-CP.

Em comparação com as soldagens realizadas com ambas as fontes em corrente pulsada, os resultados preliminares indicaram que a aplicação de corrente alternada na soldagem MIG/MAG-DA promoveu o aumento do reforço e diminuição da largura do cordão de solda (eletrodos dispostos em “*tandem*”). A Figura 4.3 mostra os resultados obtidos considerando apenas os tipos de onda nos ensaios preliminares. Ressalta-se que foi realizada análise estatística de variância e que o reforço e a largura apresentaram influência estatística, com uma confiabilidade de 95%.

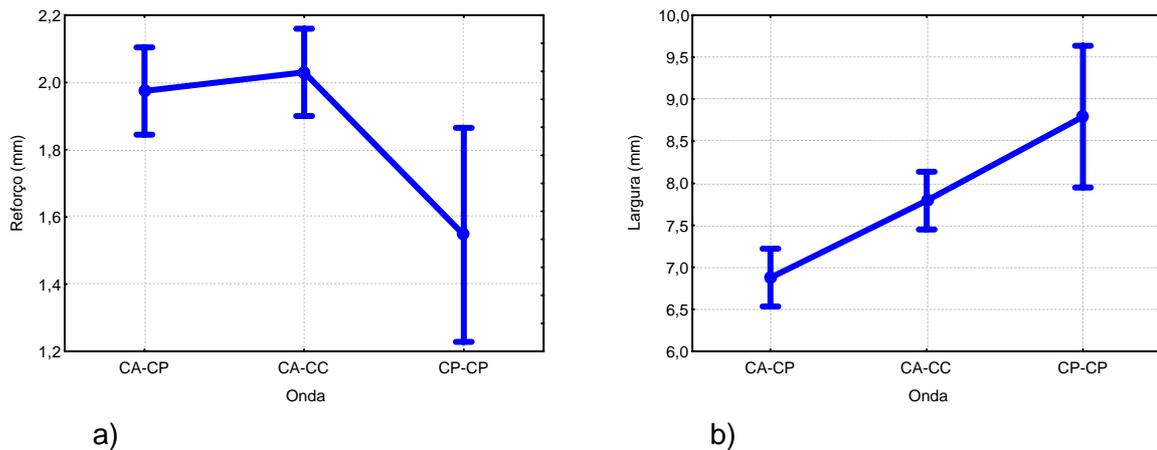


Figura 4.3. Influência do tipo de onda no reforço (a) e na largura (b).

#### 4.2.1 Seleção dos parâmetros de soldagem

Os parâmetros de soldagem foram selecionados para cada um dos três tipos de onda (corrente contínua, pulsada e alternada) e para os três níveis de corrente eficaz (130, 180 e 250 A). A velocidade de soldagem para cada nível de corrente pode ser vista na Tabela 4.1.

Os parâmetros em corrente contínua foram ajustados em valores constantes: 130, 180 e 250 A. Conseqüentemente, para o diâmetro do eletrodo e mistura gasosa aplicados durante as soldagens, a transferência metálica para cada nível de corrente foram, respectivamente: curto-circuito, globular e goticular.

Os parâmetros em corrente pulsada foram selecionados com base apenas no nível de corrente eficaz. Assim, para cada nível de corrente eficaz, foram obtidos valores de intensidade de corrente ( $I_p$  e  $I_b$ ) e tempo ( $t_p$  e  $t_b$ ). Os parâmetros em corrente pulsada selecionados são mostrados na Tabela 4.2.

Os parâmetros em corrente alternada foram estabelecidos com base na porcentagem de corrente na fase negativa (onda desbalanceada) e no nível de corrente

eficaz. Sendo assim, para cada nível de corrente eficaz (130, 180 ou 250 A) calcularam-se três parâmetros em corrente alternada: 15%, 35% e 50% de polaridade da fase negativa, totalizando nove parâmetros de soldagem em corrente alternada. Os parâmetros calculados para as soldagens em corrente alternada estão apresentados na Tabela 4.3.

Para os tipos de onda corrente pulsada e corrente alternada (Condições CA-CP e CP-CP), a determinação dos parâmetros de soldagem teve como critério a obtenção de uma transferência metálica goticular para os três níveis de corrente aplicados. Como o comprimento do arco foi controlado manualmente através do ajuste da velocidade de alimentação (mantido praticamente constante em 5 mm), ocasionalmente aconteceram alguns curtos-circuitos. A Figura 4.4 mostra os valores de tensão adquiridos durante as soldagens para os três tipos de onda empregados utilizando a corrente eficaz de 180 A.

Tabela 4.2. Parâmetros de soldagem em corrente pulsada.

| <b>lef (A)</b> | <b>lp (A)</b> | <b>tp (ms)</b> | <b>lb (A)</b> | <b>tb (ms)</b> |
|----------------|---------------|----------------|---------------|----------------|
| 130            | 260           | 4,2            | 70            | 18             |
| 180            | 260           | 4,5            | 100           | 7              |
| 250            | 280           | 5,2            | 190           | 3,5            |

Tabela 4.3. Parâmetros de soldagem em corrente alternada.

| <b>lef (A)</b> | <b>%CAEN</b> | <b>lp (A)</b> | <b>tp (ms)</b> | <b>ln (A)</b> | <b>tn (ms)</b> |
|----------------|--------------|---------------|----------------|---------------|----------------|
| 130            | 15           | 260           | 4              | 15            | 12             |
|                | 35           | 260           | 4,6            | 45            | 15             |
|                | 50           | 260           | 4,2            | 65            | 17             |
| 180            | 15           | 260           | 5,2            | 40            | 6              |
|                | 35           | 270           | 5,5            | 85            | 9              |
|                | 50           | 270           | 5,4            | 120           | 12             |
| 250            | 15           | 280           | 7              | 135           | 3              |
|                | 35           | 280           | 6              | 200           | 4,5            |
|                | 50           | 280           | 7              | 220           | 9              |

Onde: lef – corrente eficaz; %CAEN – porcentagem de corrente alternada na polaridade negativa; lp – corrente positiva; tp – tempo na corrente positiva; ln – corrente negativa; tn – tempo na polaridade negativa; lb – corrente de base e tb – tempo na corrente de base.

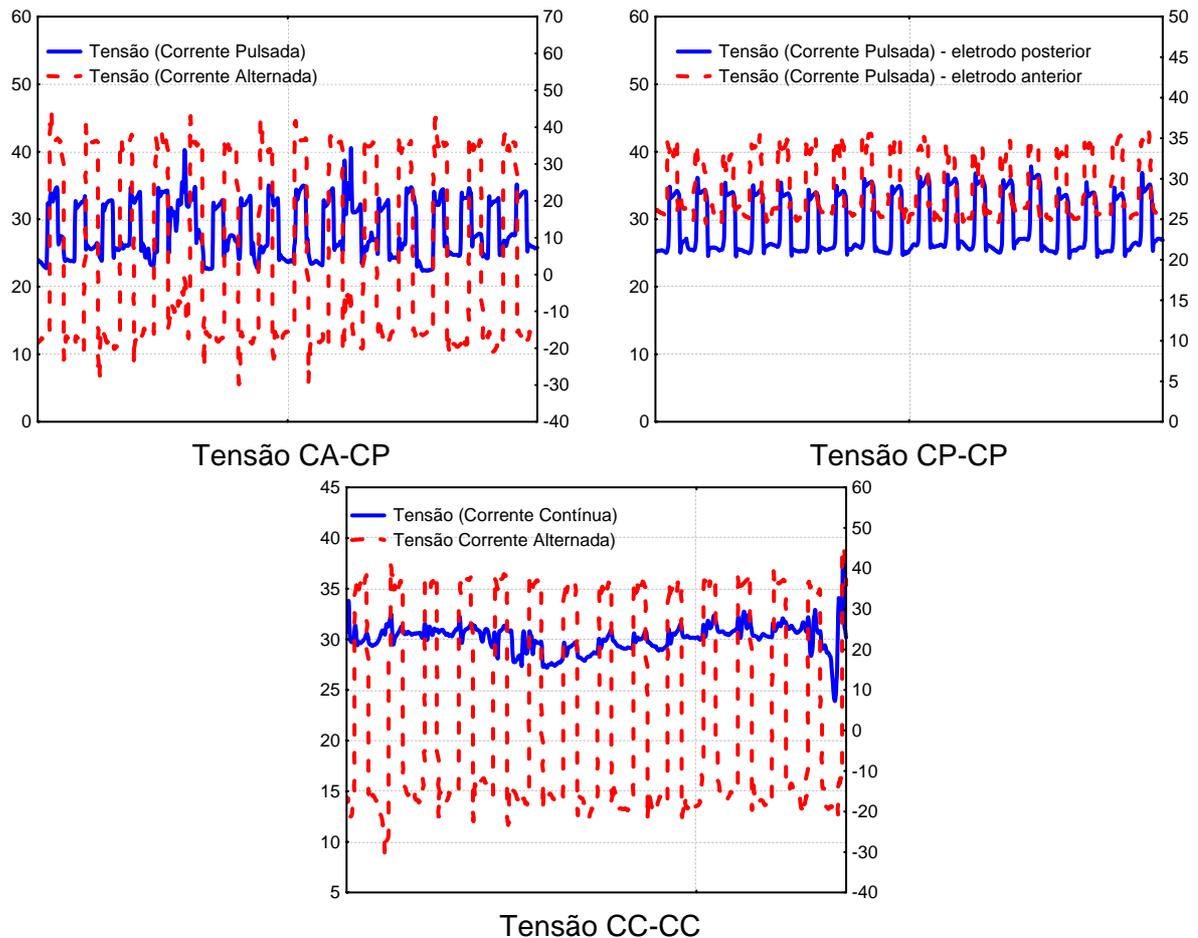


Figura 4.4. Valores de tensão adquiridos durante os ensaios.

#### 4.2.2 Efeito da % CAEN

Quando analisado o efeito da % CAEN nas soldagens que envolveram corrente alternada (Condições 1 e 2 da Figura 4.2), percebe-se que o efeito da redução da penetração e largura, também acompanhado do aumento do reforço, fica mais evidente com o aumento da % CAEN. Trabalhos envolvendo apenas um arame na soldagem MIG/MAG-CA já confirmaram esta tendência (Pessoa *et al*, 2004).

Os resultados preliminares indicaram que as soldagens em “*Tandem*” realizadas em corrente alternada, comparadas com as realizadas em corrente pulsada, tenderam a produzir cordões de solda com maiores reforço e menores medidas de penetração e largura, independente da distribuição do tipo de onda aplicada em relação à direção de soldagem (CA – anterior ou CA – posterior). A Figura 4.5 mostra os resultados obtidos a partir dos ensaios preliminares em relação à % CAEN.

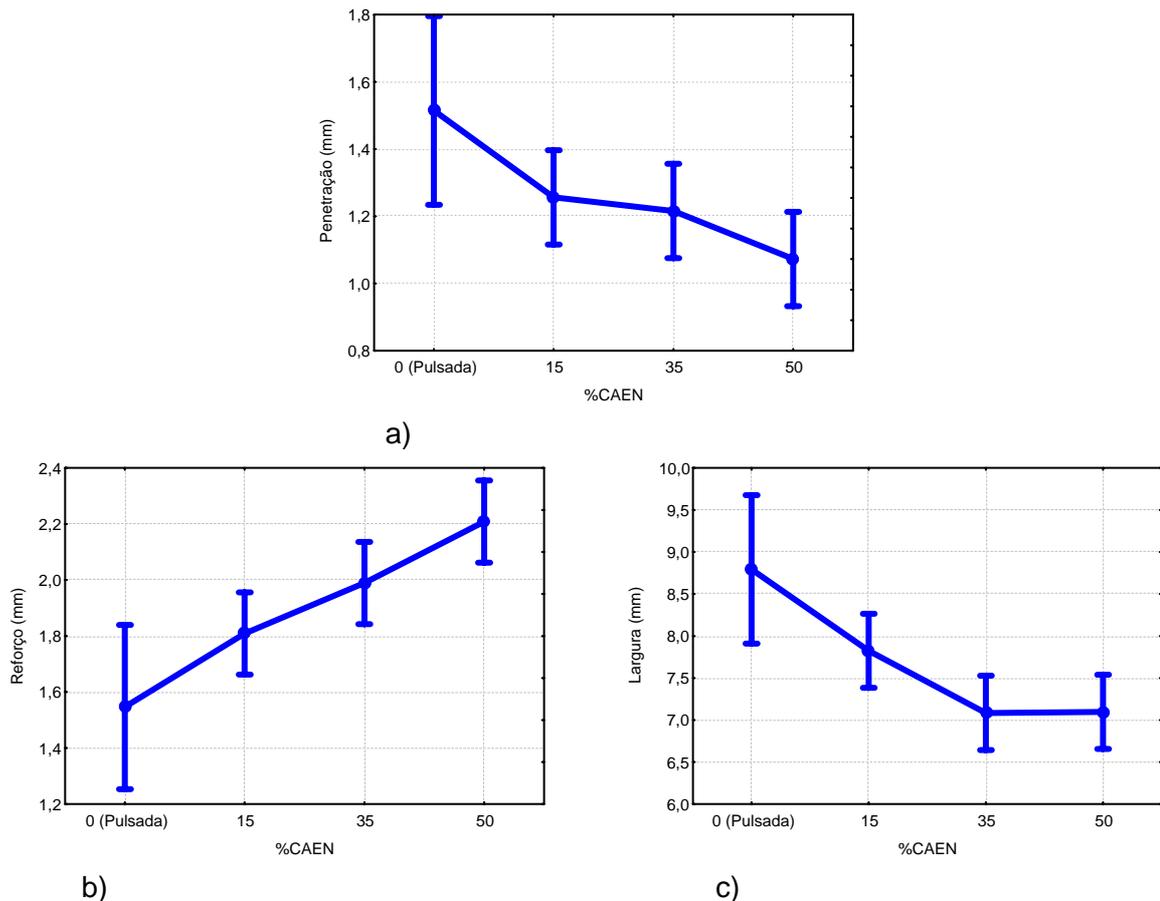


Figura 4.5. Influência da % CAEN na penetração (a), reforço (b) e na largura (c).

Este resultado pode indicar a aplicação do processo MIG/MAG-DA com utilização de corrente alternada em um dos eletrodos na aplicação de revestimentos por soldagem e também na soldagem de chapas finas em altas velocidades de soldagem.

Em relação ao aspecto superficial da solda, as soldagens com 35% CAEN apresentaram melhor perfil geométrico, seguido de 15 e 35% CAEN, respectivamente.

Ainda em relação ao aspecto superficial, a Condição 1 apresentou melhor aspecto superficial, seguida das Condições 3 e 2, respectivamente.

### 4.3 Tipo de onda aplicada em cada eletrodo em relação à direção de soldagem

A possibilidade de se ter duas formas de onda da corrente, com aportes térmicos diferentes em uma única poça de fusão, motivou a exploração do tipo de onda aplicada em cada eletrodo em relação à direção de soldagem.

Para uma mesma condição de parâmetros, foram realizadas duas soldagens, uma aplicando corrente alternada no eletrodo posterior (em relação à direção de soldagem) e a outra aplicando corrente alternada no eletrodo anterior. A

Figura 4.6 ilustra estas duas situações para a soldagem da Condição 1. Os ensaios foram realizados explorando as combinações de forma de onda das Condições 1 e 2.

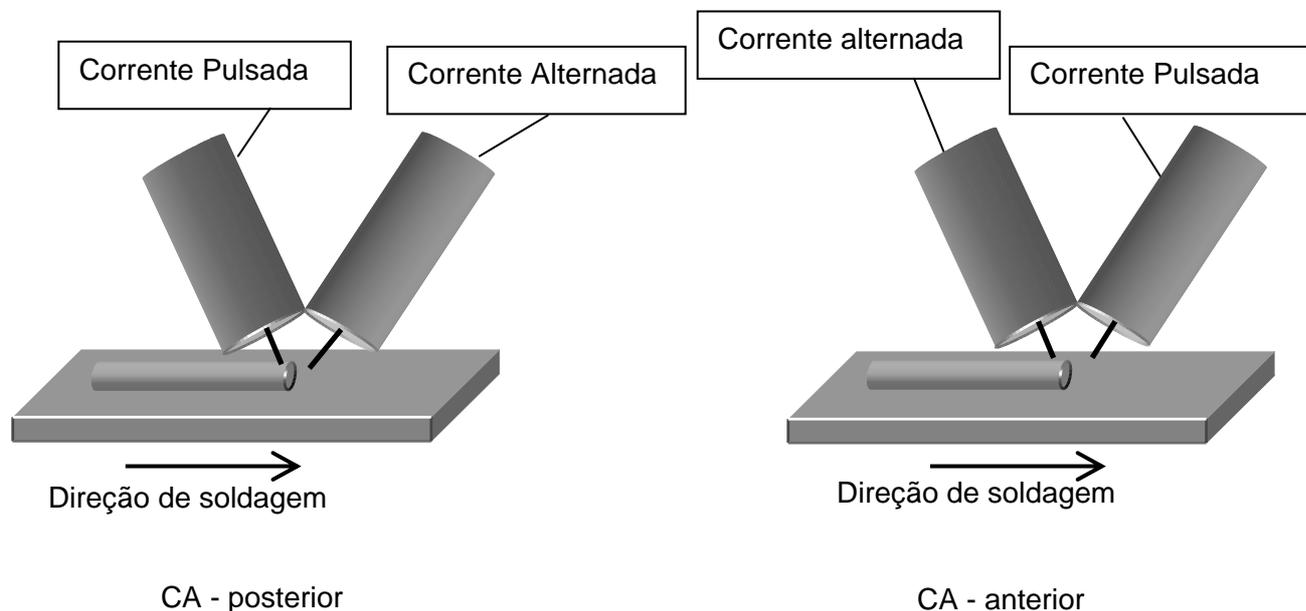


Figura 4.6. Tipo de onda aplicada em relação à direção de soldagem.

Os resultados preliminares indicaram que o tipo de onda aplicado em cada eletrodo em relação à direção de soldagem não mostrou influência significativa no reforço, na largura e na penetração. No entanto, o aspecto superficial do cordão foi melhor para a condição com CA no eletrodo posterior.

#### 4.4 Soldagem com nível de corrente eficaz diferente em cada eletrodo

A disposição de correntes eficazes diferentes em cada eletrodo foi também verificada. Alguns trabalhos encontrados na literatura relatam que a aplicação de um maior nível de corrente no eletrodo posterior e, um menor nível de corrente no eletrodo anterior proporciona melhores resultados na soldagem. Segundo Ueyama *et al* (2005 e) a distribuição da corrente entre os eletrodos influencia diretamente o aspecto superficial dos cordões de solda e a velocidade de soldagem máxima atingível.

Na soldagem MIG/MAG-DA com potenciais isolados, cada eletrodo pode exercer funções distintas. Enquanto que o eletrodo posterior é majoritariamente responsável pela penetração atingida, o eletrodo anterior é responsável pela formação de cordões de solda com melhores aspectos superficiais, bem como a redução da quantidade de defeitos (Hackl,

1997; Morehead, 2003; Goecke *et al*, 2001; Michie *et al*, 1999, The Lincoln Electric Co., 2005).

A aplicação de formas de ondas diferentes nestas circunstâncias ainda não foi encontrada na literatura pesquisada. A exploração em diferentes níveis de corrente se deu em três casos:

Caso I) 250 A – 180 A

Caso II) 250 A – 130 A

Caso III) 180 A – 130 A

Explorou-se o nível de corrente eficaz diferente em cada eletrodo nas três diferentes formas de combinação estudada (CA-CP, CA-CC e CP-CP), sendo que nas soldagens que envolveram a aplicação em corrente alternada, optou-se pela porcentagem de 35% de CAEN, devido ao melhor aspecto visual obtido. Ressalta-se que os parâmetros de soldagem utilizados para cada nível de corrente eficaz estão indicados nas Tabelas 4.2 e 4.3.

Procurou-se manter a quantidade de área adicionada constante. Para tanto, as velocidades de soldagens selecionadas para cada caso estão relacionadas na Tabela 4.4.

Tabela 4.4. Velocidade de soldagem para cada combinação de corrente eficaz.

| <b>Caso</b> | <b>Velocidade de soldagem (cm/min)</b> |
|-------------|--|
| I           | 160                                    |
| II          | 145                                    |
| III         | 90                                     |

Os resultados preliminares indicaram que não houve diferenças significativas nos três casos em relação às características geométricas da solda. Desta forma, será considerado neste trabalho, para efeito de análise posterior, apenas o caso em que as fontes operem no mesmo nível de corrente eficaz.

Em relação ao aspecto superficial da solda, o caso III mostrou melhor aspecto superficial do cordão, seguido dos casos I e II, respectivamente.

#### **4.5 Variação da distância entre os eletrodos**

A exploração com diferentes distâncias entre os eletrodos teve como objetivo verificar os efeitos que esta mudança poderia causar nas características geométricas e no perfil geométrico da solda.

Em alguns trabalhos realizados com o processo MIG/MAG-DA, os autores relatam que a distância entre os eletrodos pode influenciar no resultado final da solda. Motta (2001), estudando esta variável na soldagem MIG/MAG-DA com os eletrodos posicionados lado a lado, verificou que, para uma mesma corrente média, aumentando-se a distância entre os eletrodos, os cordões tornam-se menos convexos, mais largos e apresentam uma menor penetração no centro dos cordões.

Ueyama *et al* (2005 e), estudaram o efeito da distância entre os eletrodos na soldagem MIG/MAG-DA com os eletrodos posicionados em “*tandem*”, concluíram que a condição em que se atinge melhor aspecto visual e maiores velocidades de soldagem é com os eletrodos posicionados de 7 a 9 mm de distância. Segundo o autor, a distância entre os eletrodos de 5 mm e 20 mm promovem a formação de cordões de solda irregulares com surgimento de “*humping*” - defeito que apresenta uma superfície de contorno irregular, consistindo de uma seqüência de saliências intercaladas por depósitos de contornos relativamente uniformes (SAVAGE *et al*, 1979; Mendes & Eagar, 2003).

As soldagens foram executadas variando-se a distância entre os eletrodos com as fontes ajustadas para o modo de corrente pulsada com os parâmetros de corrente eficaz de 180 A. Tomou-se como base o afastamento entre os eletrodos a distância entre eles na superfície da peça (Figura 4.7). Foram utilizadas as seguintes distâncias entre os eletrodos: 4 mm, 7 mm, 10 mm, 13 mm e 16 mm.

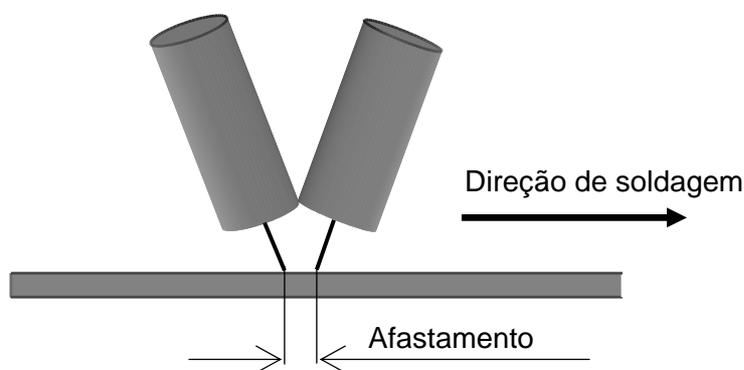


Figura 4.7. Afastamento entre os eletrodos.

O afastamento entre os eletrodos não mostrou influência significativa nas características geométricas da solda (Tabela 4.5). Entretanto, o melhor aspecto visual foi obtido para a distância entre os eletrodos de 10 mm. A Tabela 4.6 mostra o resultado da análise do aspecto superficial em relação às distâncias entre os eletrodos.

Tabela 4.5. Influência da distância entre os eletrodos sobre os parâmetros de controle.

| <b>Fator de Controle</b> | <b>Nível de significância (<math>\alpha</math>)</b> |
|--------------------------|---|
| Penetração               | 0,268   |
| Reforço                  | 0,886   |
| Largura                  | 0,259   |

Tabela 4.6. Avaliação do aspecto superficial do cordão em relação à distância entre os eletrodos.

| <b>Afastamento entre os eletrodos (mm)</b> | 4    | 7    | 10 | 13   | 16   |
|--|------|------|----|------|------|
| <b>Média</b>                               | 6,67 | 5,00 | 10 | 5,00 | 3,33 |

Nas soldagens realizadas com corrente alternada, os resultados, quanto ao aspecto superficial do cordão de solda, mostraram-se melhores para a distância entre os eletrodos de 7 mm. Esta distância foi fixada e adotada nas soldagens dos ensaios definitivos.

#### 4.6 Soldagens com os eletrodos dispostos lado a lado

As soldagens MIG/MAG-DA com os eletrodos dispostos lado a lado em relação à direção de deslocamento são geralmente utilizadas em aplicações de revestimento. Segundo Motta (2002) a aplicação do processo MIG/MAG-DA com eletrodos dispostos lado a lado pode ser empregada com sucesso em operações de revestimento. Segundo o autor, isto se justifica pela obtenção de altas taxas de deposição de material, conciliadas à formação de cordões largos e planos, condições desejáveis para estas aplicações.

Esta etapa tem por objetivo verificar o comportamento do processo MIG/MAG-DA com eletrodos dispostos lado a lado nas características geométricas e aspecto superficial do cordão. A exploração foi realizada em dois modos: com utilização de corrente pulsada em ambos os eletrodos e, com ambos os eletrodos em corrente contínua. Foram realizadas soldagens com três níveis de corrente: 130, 180 e 250 A.

Os resultados do aspecto superficial do cordão de solda em relação ao tipo de onda da corrente apresentaram qualidade inferior aos obtidos com eletrodos em “*tandem*”. Entretanto, ressalta-se que nas soldagens lado a lado o aspecto superficial foi melhor para a condição com ambos os eletrodos em corrente pulsada.

Embora os resultados apontem para um sutil aumento nas características geométricas da solda para as soldagens em corrente contínua, a influência do formato de onda não mostrou influência significativa.

Com relação à operacionalidade do processo que as soldagens realizadas em corrente contínua apresentaram maiores dificuldades operacionais, principalmente de estabilidade do arco no nível de corrente mais baixo (130 A).

#### 4.7 Considerações finais

Deve-se ressaltar que, por diversas vezes, as fontes de soldagem apresentaram problemas de funcionamento durante a execução das soldagens, ocasionando o disparo do gatilho de proteção em uma delas e, com isso, a extinção do arco. Os ensaios realizados com as fontes operando nas Condições 1 e 2, CA-CP e CA-CC respectivamente, apresentaram maior incidência de problemas técnicos.

Entretanto, nas soldagens que não apresentaram problemas técnicos, constatou-se pela observação dos dados adquiridos durante os ensaios, que os parâmetros de soldagens ajustados nas fontes correspondiam aos parâmetros adquiridos, validando assim os ensaios empregados para realização deste trabalho.

Na exploração do formato de onda aplicado na soldagem MIG/MAG-DA, tentou-se explorar também a aplicação de ambas as fontes operando em corrente alternada. Contudo, não foi possível a realização de tais experimentos já que uma das fontes disparava o gatilho da proteção.

Ainda em relação à exploração do tipo de onda, verificou-se que as soldagens realizadas com a Condição 2, no mais baixo nível de corrente eficaz (130 A), apresentou maiores dificuldades operacionais em relação à abertura e manutenção do arco da fonte operando em corrente contínua, ocasionando com frequência o “enrolamento” do arame no momento de abertura do arco, bem como durante a execução das soldagens.

De uma maneira geral, os ensaios preliminares foram realizados para se estabelecer as condições de soldagens a serem empregadas nos ensaios definitivos.

O nível de corrente empregado atendeu às exigências de manter o arco estável e não perfurar a chapa. Portanto, serão mantidos para os ensaios definitivos os três níveis de corrente empregados nos ensaios preliminares.

Em relação aos tipos de onda empregados, os três tipos apresentaram condições satisfatórias de soldagem e as combinações dos tipos de onda empregadas serão mantidas para os ensaios definitivos. Nas soldagens em corrente alternada, serão também empregados os três níveis de % CAEN.

A aplicação do tipo de onda em relação à velocidade de soldagem, apesar de não ter mostrado, em princípio, influência nas características geométricas, também será estudada mais detalhadamente nos ensaios definitivos, uma vez que as soldagens nos ensaios definitivos serão realizadas com um maior rigor no ajuste dos parâmetros, bem como será analisado o efeito da diluição.

---

A aplicação de diferentes níveis de corrente em cada eletrodo apresentou uma maior dificuldade operacional e não foi obtida influência estatística nas características geométricas. Portanto, nos ensaios definitivos esta configuração não será abordada, sendo adotada apenas a configuração de ambos os eletrodos com o mesmo nível de corrente.

A variação da distância entre os eletrodos será mantida de 7 mm para os ensaios definitivos, uma vez que nos ensaios preliminares foi uma das condições que apresentou melhores aspectos superficiais do cordão de solda.

As soldagens com os eletrodos dispostos lado a lado serão também analisadas nos ensaios definitivos e serão comparadas com as soldagens com os eletrodos dispostos em “*tandem*” e também será analisado o efeito sobre a diluição.

## CAPÍTULO V

### Resultados e discussão

Neste capítulo serão apresentados e discutidos os resultados obtidos dos ensaios definitivos realizados. As informações obtidas serão abordadas de acordo com os critérios estabelecidos em duas maneiras, sendo uma quantitativa e a outra qualitativa. Na abordagem quantitativa serão avaliados os efeitos das variáveis estudadas nas características da solda. Na abordagem qualitativa será discutido o aspecto superficial do cordão de solda.

Em primeira análise, serão analisadas e discutidas as soldagens realizadas com um eletrodo atrás do outro em relação à direção de soldagem (*"tandem"*), levando em consideração todos os aspectos considerados. Em seguida, serão discutidos os resultados referentes às soldagens com os eletrodos posicionados lado a lado em relação à direção de soldagem.

Nas soldagens realizadas em *"tandem"*, os resultados serão inicialmente abordados levando-se em consideração as soldagens que envolveram a aplicação da corrente alternada no processo MIG/MAG-DA, destacando potencialidades e limitações.

Posteriormente, será realizado um estudo comparativo das formas de onda da corrente, englobando a corrente alternada (CA-CP e CA-CC) e corrente pulsada. Este estudo tem como objetivo estabelecer as características de cada condição na soldagem de revestimento e também de preenchimento de juntas.

Serão analisadas também as características da solda com os eletrodos dispostos lado a lado em relação à direção de soldagem, aplicando dois formatos de onda: corrente pulsada e corrente contínua.

#### 5.1 Soldagens com corrente alternada

As soldagens com corrente alternada foram realizadas com as fontes nas Condições 1 e 2 (CA-CP e CA-CC).

As variáveis analisadas foram: nível de corrente eficaz, tipo de onda, porcentagem de corrente alternada na fase negativa, sentido de deslocamento. A Tabela 5.1 mostra os resultados obtidos referentes às soldagens com corrente alternada. Vale ressaltar que para

cada condição de soldagem foi realizada uma repetição do ensaio (representada pela letra “a” após o número do ensaio na Tabela 5.1) e que para cada cordão de solda foram extraídas duas amostras, uma na região central do corpo de prova e outra na região próxima do fim do cordão. Na Tabela 5.1, o valor da Valim corresponde ao valor total, ou seja, a soma das velocidades de alimentação das duas fontes de soldagem. Nas Figuras 5.1, 5.2 e 5.3 são mostradas as fotografias das secções transversais dos corpos de prova soldados em corrente alternada. Por estas figuras podem ser observadas as características geométricas do cordão nas condições CA-CP e CA-CC nos três níveis de corrente e % CAEN.

Tabela 5.1. Resultados obtidos nas soldagens com corrente alternada.

| Nº  | Onda  | I ef (A) | % CAEN | Sentido      | Valim (m/min) | Lar. (mm) | Ref. (mm) | Pen. (mm) | Dil. |
|-----|-------|----------|--------|--------------|---------------|-----------|-----------|-----------|------|
| 1   | CA-CP | 130      | 15     | CA-posterior | 3,1           | 6,5       | 1,6       | 0,5       | 0,23 |
| 1a  | CA-CP | 130      | 15     | CA-posterior | 3,1           | 6,3       | 1,9       | 0,7       | 0,20 |
| 2   | CA-CP | 130      | 15     | CA-anterior  | 3,2           | 5,0       | 1,6       | 0,6       | 0,19 |
| 2a  | CA-CP | 130      | 15     | CA-anterior  | 3,2           | 5,4       | 1,6       | 0,9       | 0,30 |
| 3   | CA-CP | 130      | 35     | CA-posterior | 3,8           | 5,8       | 1,8       | 0,8       | 0,26 |
| 3a  | CA-CP | 130      | 35     | CA-posterior | 3,8           | 6,3       | 1,8       | 0,6       | 0,21 |
| 4   | CA-CP | 130      | 35     | CA-anterior  | 3,8           | 5,6       | 1,7       | 0,8       | 0,22 |
| 4a  | CA-CP | 130      | 35     | CA-anterior  | 3,8           | 5,6       | 1,8       | 0,9       | 0,27 |
| 5   | CA-CP | 130      | 50     | CA-posterior | 4,2           | 5,1       | 1,0       | 0,5       | 0,17 |
| 5a  | CA-CP | 130      | 50     | CA-posterior | 4,2           | 5,1       | 1,6       | 0,5       | 0,14 |
| 6   | CA-CP | 130      | 50     | CA-anterior  | 4,2           | 4,9       | 2,0       | 0,6       | 0,15 |
| 6a  | CA-CP | 130      | 50     | CA-anterior  | 4,2           | 5,3       | 1,8       | 0,8       | 0,23 |
| 7   | CA-CP | 180      | 15     | CA-posterior | 7,5           | 7,0       | 1,6       | 1,4       | 0,42 |
| 7a  | CA-CP | 180      | 15     | CA-posterior | 7,5           | 7,4       | 1,6       | 1,4       | 0,40 |
| 8   | CA-CP | 180      | 15     | CA-anterior  | 7,4           | 6,7       | 1,7       | 1,3       | 0,37 |
| 8a  | CA-CP | 180      | 15     | CA-anterior  | 7,4           | 7,1       | 1,6       | 1,2       | 0,36 |
| 9   | CA-CP | 180      | 35     | CA-posterior | 8,1           | 7,1       | 1,8       | 1,3       | 0,35 |
| 9a  | CA-CP | 180      | 35     | CA-posterior | 8,1           | 6,4       | 1,9       | 1,1       | 0,33 |
| 10  | CA-CP | 180      | 35     | CA-anterior  | 8,8           | 6,3       | 1,8       | 1,4       | 0,37 |
| 10a | CA-CP | 180      | 35     | CA-anterior  | 8,8           | 7,2       | 2,1       | 1,3       | 0,30 |
| 11  | CA-CP | 180      | 50     | CA-posterior | 8,7           | 7,1       | 2,1       | 1,3       | 0,31 |
| 11a | CA-CP | 180      | 50     | CA-posterior | 8,7           | 8,6       | 2,1       | 1,2       | 0,33 |
| 12  | CA-CP | 180      | 50     | CA-anterior  | 8,7           | 6,5       | 2,2       | 1,0       | 0,26 |
| 12a | CA-CP | 180      | 50     | CA-anterior  | 8,7           | 6,6       | 2,2       | 1,0       | 0,25 |
| 13  | CA-CP | 250      | 15     | CA-posterior | 13,9          | 9,3       | 2,0       | 1,8       | 0,42 |
| 13a | CA-CP | 250      | 15     | CA-posterior | 13,9          | 8,7       | 1,7       | 1,7       | 0,49 |
| 14  | CA-CP | 250      | 15     | CA-anterior  | 14,7          | 9,6       | 2,7       | 1,6       | 0,31 |
| 14a | CA-CP | 250      | 15     | CA-anterior  | 14,7          | 9,8       | 2,2       | 1,3       | 0,40 |
| 15  | CA-CP | 250      | 35     | CA-posterior | 15,1          | 8,1       | 2,1       | 1,7       | 0,40 |
| 15a | CA-CP | 250      | 35     | CA-posterior | 15,1          | 8,0       | 2,1       | 1,7       | 0,42 |
| 16  | CA-CP | 250      | 35     | CA-anterior  | 15,5          | 9,5       | 2,1       | 1,4       | 0,34 |

| Nº                        | Onda  | I ef (A) | % CAEN | Sentido      | Valim (m/min) | Lar. (mm) | Ref. (mm) | Pen. (mm) | Dil. |
|---------------------------|-------|----------|--------|--------------|---------------|-----------|-----------|-----------|------|
| 16a                       | CA-CP | 250      | 35     | CA-anterior  | 15,5          | 8,8       | 2,1       | 1,5       | 0,41 |
| Continuação da Tabela 5.1 |       |          |        |              |               |           |           |           |      |
| 17                        | CA-CP | 250      | 50     | CA-posterior | 17            | 7,9       | 2,2       | 1,6       | 0,37 |
| 17a                       | CA-CP | 250      | 50     | CA-posterior | 17            | 7,7       | 2,0       | 2,1       | 0,46 |
| 18                        | CA-CP | 250      | 50     | CA-anterior  | 17,1          | 8,0       | 2,9       | 1,7       | 0,28 |
| 18a                       | CA-CP | 250      | 50     | CA-anterior  | 17,1          | 8,6       | 3,1       | 1,6       | 0,28 |
| 19                        | CA-CC | 130      | 15     | CA-posterior | 3,3           | 6,2       | 1,5       | 0,6       | 0,29 |
| 19a                       | CA-CC | 130      | 15     | CA-posterior | 3,3           | 6,5       | 1,7       | 0,7       | 0,30 |
| 20                        | CA-CC | 130      | 15     | CA-anterior  | 2,9           | 6,2       | 1,5       | 0,9       | 0,29 |
| 20a                       | CA-CC | 130      | 15     | CA-anterior  | 2,9           | 6,6       | 1,4       | 0,7       | 0,29 |
| 21                        | CA-CC | 130      | 35     | CA-posterior | 4,1           | 6,0       | 1,4       | 0,9       | 0,35 |
| 21a                       | CA-CC | 130      | 35     | CA-posterior | 4,1           | 6,5       | 1,7       | 0,6       | 0,26 |
| 22                        | CA-CC | 130      | 35     | CA-anterior  | 4,1           | 6,0       | 1,8       | 1,1       | 0,30 |
| 22a                       | CA-CC | 130      | 35     | CA-anterior  | 4,1           | 6,6       | 1,7       | 0,9       | 0,29 |
| 23                        | CA-CC | 130      | 50     | CA-posterior | 4,2           | 6,7       | 1,9       | 0,8       | 0,25 |
| 23a                       | CA-CC | 130      | 50     | CA-posterior | 4,2           | 5,7       | 1,9       | 0,8       | 0,26 |
| 24                        | CA-CC | 130      | 50     | CA-anterior  | 4,7           | 5,6       | 1,8       | 0,8       | 0,25 |
| 24a                       | CA-CC | 130      | 50     | CA-anterior  | 4,7           | 6,1       | 1,7       | 0,5       | 0,25 |
| 25                        | CA-CC | 180      | 15     | CA-posterior | 8,2           | 7,0       | 1,7       | 1,2       | 0,41 |
| 25a                       | CA-CC | 180      | 15     | CA-posterior | 8,2           | 8,4       | 1,8       | 1,3       | 0,41 |
| 26                        | CA-CC | 180      | 15     | CA-anterior  | 7,9           | 8,4       | 1,5       | 1,1       | 0,36 |
| 26a                       | CA-CC | 180      | 15     | CA-anterior  | 7,9           | 9,1       | 1,5       | 1,0       | 0,36 |
| 27                        | CA-CC | 180      | 35     | CA-posterior | 8,3           | 7,1       | 1,8       | 1,5       | 0,45 |
| 27a                       | CA-CC | 180      | 35     | CA-posterior | 8,3           | 8,2       | 2,0       | 0,9       | 0,28 |
| 28                        | CA-CC | 180      | 35     | CA-anterior  | 9,2           | 8,5       | 2,2       | 1,1       | 0,29 |
| 28a                       | CA-CC | 180      | 35     | CA-anterior  | 9,2           | 6,8       | 2,0       | 1,6       | 0,36 |
| 29                        | CA-CC | 180      | 50     | CA-posterior | 9,2           | 7,5       | 2,0       | 1,3       | 0,35 |
| 29a                       | CA-CC | 180      | 50     | CA-posterior | 9,2           | 6,6       | 2,2       | 1,4       | 0,34 |
| 30                        | CA-CC | 180      | 50     | CA-anterior  | 10,1          | 6,4       | 1,8       | 1,0       | 0,30 |
| 30a                       | CA-CC | 180      | 50     | CA-anterior  | 10,1          | 6,8       | 1,9       | 1,3       | 0,34 |
| 31                        | CA-CC | 250      | 15     | CA-posterior | 15,5          | 8,7       | 1,5       | 1,2       | 0,44 |
| 31a                       | CA-CC | 250      | 15     | CA-posterior | 15,5          | 9,4       | 1,7       | 1,5       | 0,45 |
| 32                        | CA-CC | 250      | 15     | CA-anterior  | 15,1          | 8,9       | 2,5       | 1,9       | 0,39 |
| 32a                       | CA-CC | 250      | 15     | CA-anterior  | 15,1          | 9,0       | 2,4       | 2,1       | 0,38 |
| 33                        | CA-CC | 250      | 35     | CA-posterior | 16,2          | 8,8       | 2,2       | 1,7       | 0,40 |
| 33a                       | CA-CC | 250      | 35     | CA-posterior | 16,2          | 9,2       | 2,0       | 1,6       | 0,40 |
| 34                        | CA-CC | 250      | 35     | CA-anterior  | 14,5          | 7,7       | 2,3       | 1,9       | 0,39 |
| 34a                       | CA-CC | 250      | 35     | CA-anterior  | 14,5          | 9,1       | 2,7       | 1,5       | 0,31 |
| 35                        | CA-CC | 250      | 50     | CA-posterior | 17,5          | 8,2       | 2,4       | 1,6       | 0,34 |
| 35a                       | CA-CC | 250      | 50     | CA-posterior | 17,5          | 8,8       | 2,2       | 1,8       | 0,38 |
| 36                        | CA-CC | 250      | 50     | CA-anterior  | 18            | 7,5       | 2,5       | 1,4       | 0,31 |
| 36a                       | CA-CC | 250      | 50     | CA-anterior  | 18            | 8,3       | 3,0       | 1,5       | 0,30 |

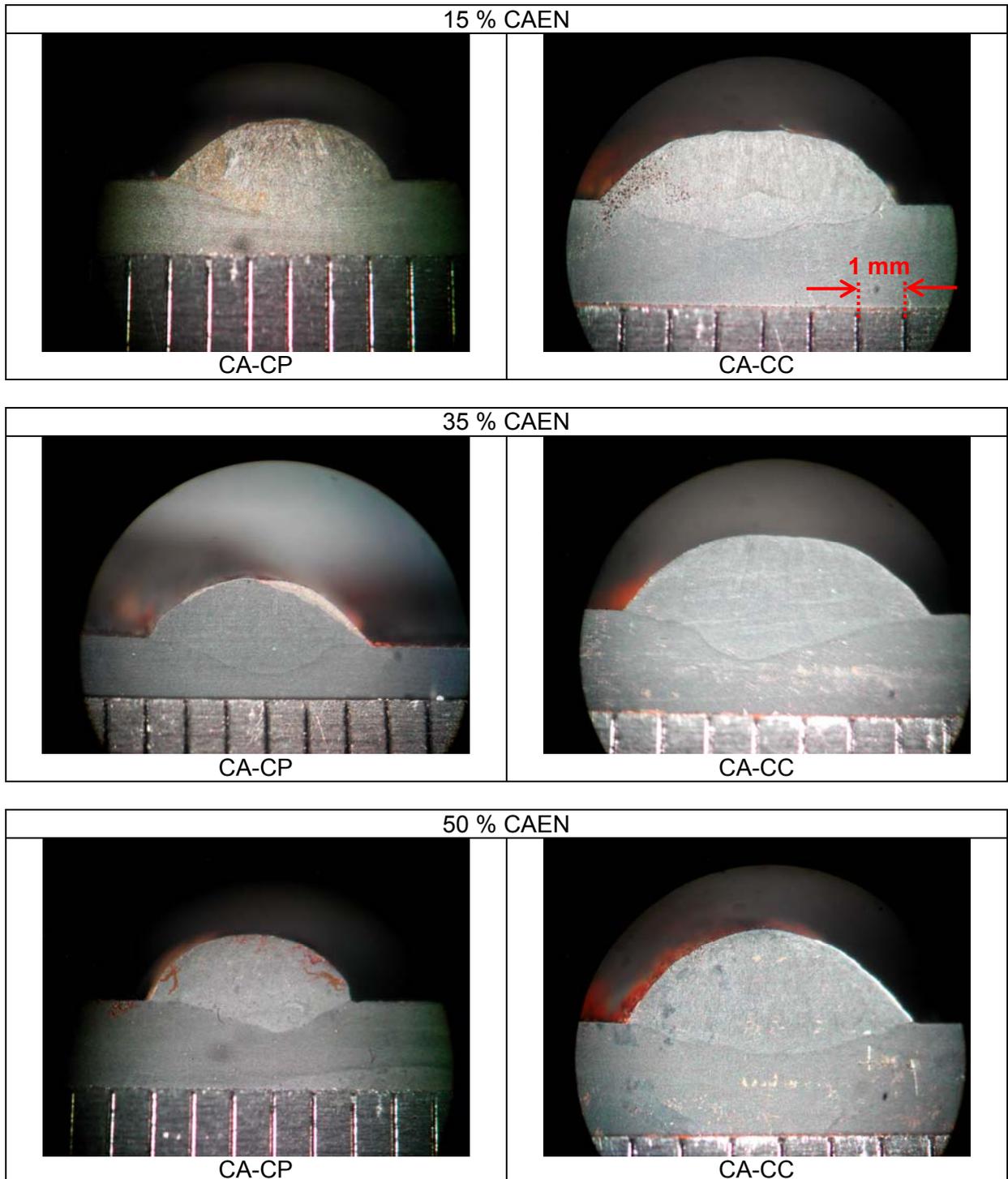


Figura 5.1. Secção transversal dos corpos de prova soldados com corrente alternada e corrente eficaz de 130 A.

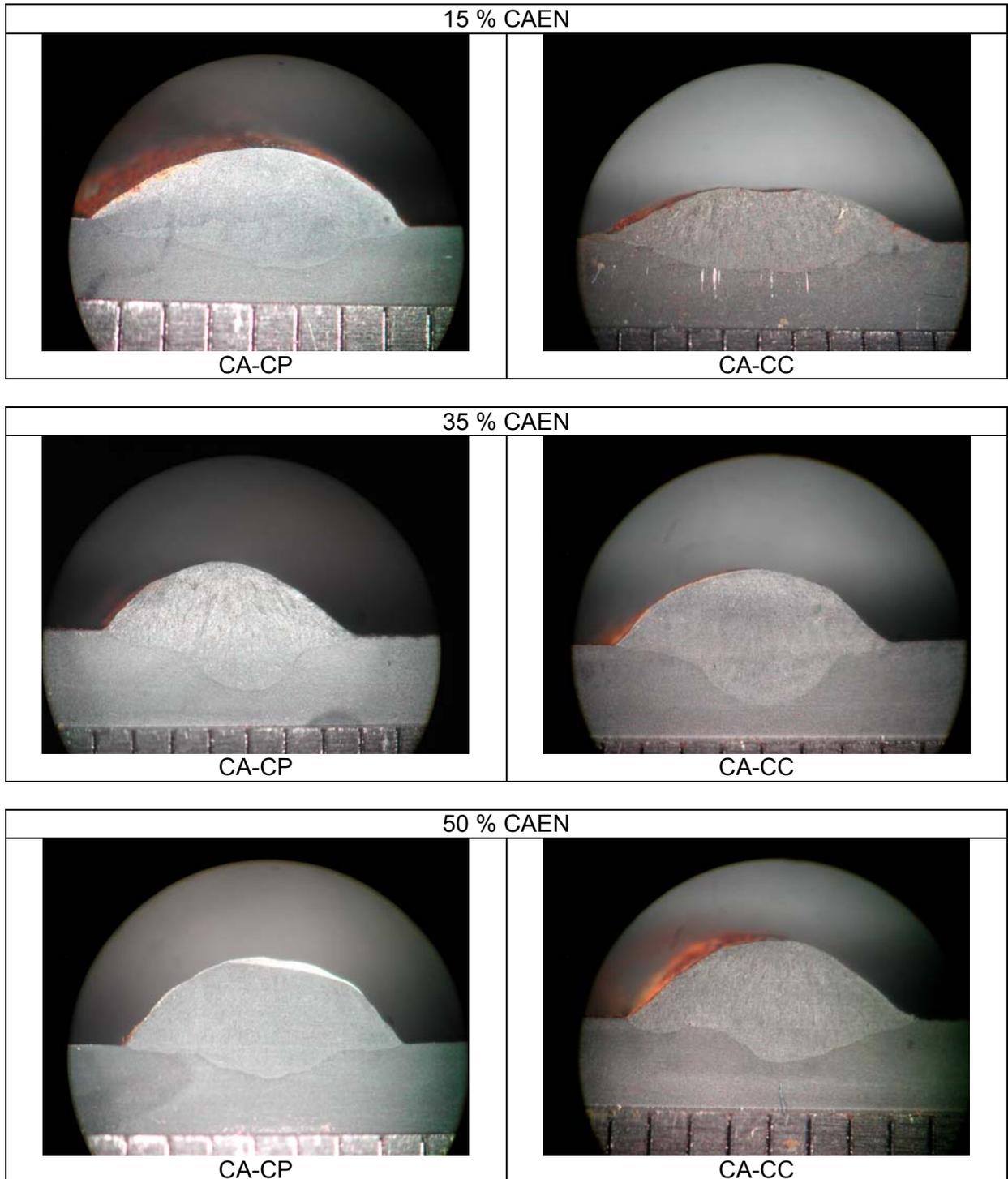


Figura 5.2. Secção transversal dos corpos de prova soldados com corrente alternada e corrente eficaz de 180 A.

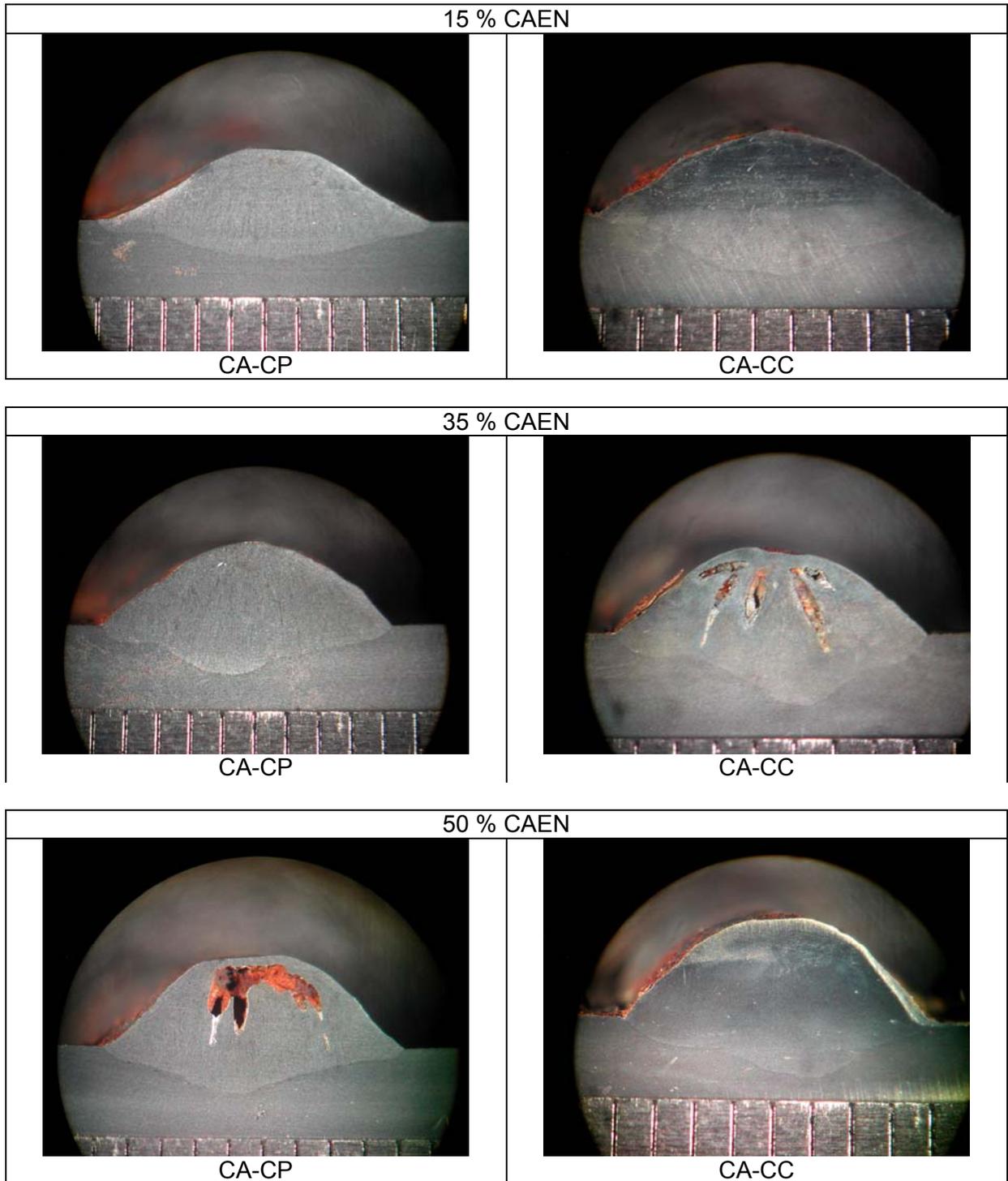


Figura 5.3. Secção transversal dos corpos de prova soldados com corrente alternada e corrente eficaz de 250 A.

Através das Figuras 5.1, 5.2 e 5.3 constata-se que o aumento do percentual de CAEN (% CAEN) tende a reduzir a penetração e, principalmente, modificar o perfil de penetração, provocando a mudança de um perfil distribuído para um perfil mais concentrado no centro (tipo “taça”).

A análise destas figuras indica presença de defeitos para as condições empregadas (Figura 5.3) provavelmente devido à interação entre os arcos elétricos.

#### 5.1.1 Influência do nível de corrente eficaz na soldagem MIG/MAG-DA

Os efeitos que o nível de corrente exerce sobre as características geométricas e no aspecto superficial das soldas foram analisados. Em primeira análise foi verificada a influência sobre a penetração, a largura, o reforço, a diluição e também sobre a velocidade de alimentação. Posteriormente foi realizada a análise do aspecto superficial da solda.

##### 5.1.1.1 Influência do nível de corrente eficaz sobre as características geométricas da solda

De posse dos resultados obtidos, foi realizada uma análise estatística de variância com objetivo de se verificar se o nível de corrente eficaz exerceu, isoladamente, efeito sobre as características geométricas do cordão de solda.

Os valores dos níveis de significância “ $\alpha$ ”, calculados a partir das análises feitas, estão apresentados na Tabela 5.2. Níveis de significância menores que 0,05 (valores sublinhados e em negrito nas tabelas) indicam efeitos estatisticamente significativos, ou seja, há uma probabilidade de erro menor que 5% em se admitir que os fatores de controle estejam influenciando nas variáveis de resposta analisadas.

Tabela 5.2. Influência do nível de corrente eficaz sobre os parâmetros de controle.

| <b>Fator de Controle</b>  | <b>Nível de significância (<math>\alpha</math>)</b> |
|---------------------------|---|
| Penetração                | <b><u>0,000</u></b>                                 |
| Reforço                   | <b><u>0,000</u></b>                                 |
| Largura                   | <b><u>0,000</u></b>                                 |
| Diluição                  | <b><u>0,000</u></b>                                 |
| Velocidade de alimentação | <b><u>0,000</u></b>                                 |

A Tabela 5.2 indica que houve forte efeito do nível de corrente sobre todos os fatores de controle analisados. A Figura 5.4 mostra o comportamento da penetração com a variação do nível de corrente eficaz.

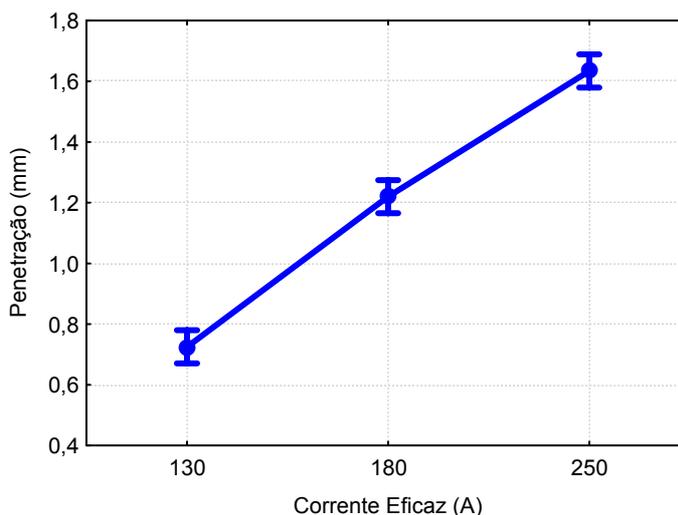


Figura 5.4. Influência do nível de corrente eficaz sobre a penetração da solda.

Analisando a Figura 5.4 é possível verificar que há um aumento da penetração com o aumento do nível de corrente aplicado. O aumento do nível de corrente eficaz implica em mais energia imposta na solda, favorecendo o aumento da penetração. Este resultado obtido confirma o que era esperado a respeito do comportamento da penetração com a variação da corrente eficaz.

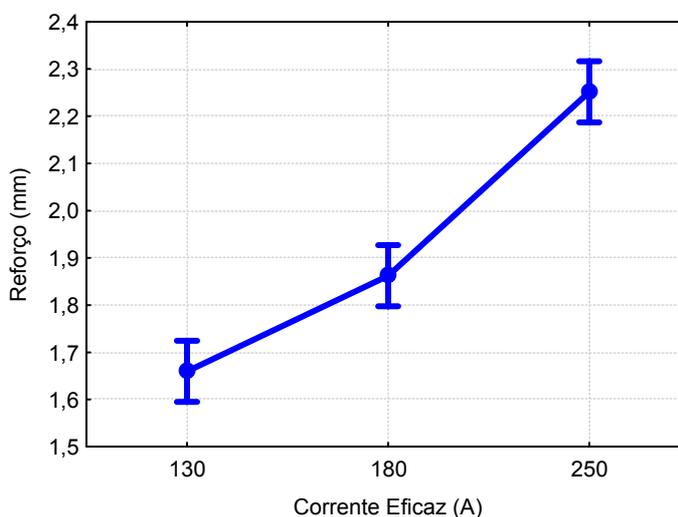


Figura 5.5. Influência do nível de corrente eficaz sobre o reforço da solda.

Semelhante à penetração, o reforço, a largura, a diluição e a velocidade de alimentação do arame seguem o mesmo comportamento, ou seja, o aumento do nível de corrente promove a elevação do nível de energia imposta à solda e com isso o aumento nas

características geométricas da solda, na diluição e também na velocidade de alimentação do arame. As Figuras 5.6, 5.7 e 5.8 mostram o comportamento da largura, da diluição e da velocidade de alimentação do arame com o aumento do nível de corrente eficaz.

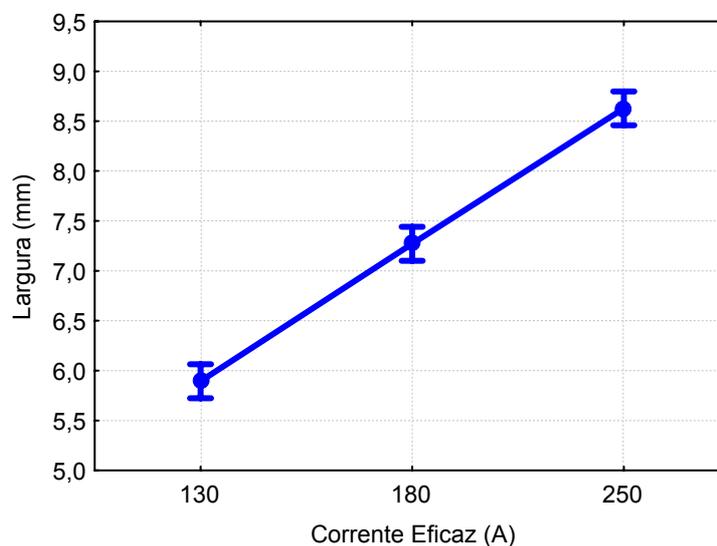


Figura 5.6. Influência do nível de corrente eficaz sobre a largura da solda.

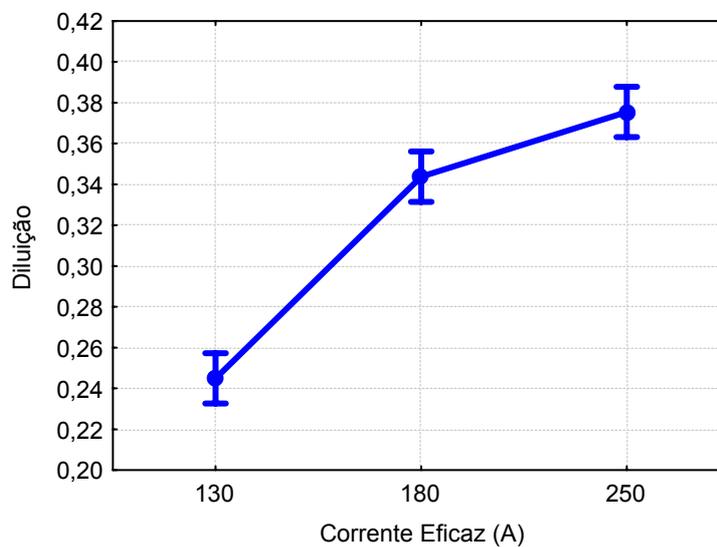


Figura 5.7. Influência do nível de corrente eficaz sobre a área diluída da solda.

Observa-se na Figura 5.7 um comportamento esperado: o aumento da diluição com o aumento do nível de corrente eficaz (ASM, 1993; Quintana & Johnson, 1999; D'Oliveira *et al*, 2006; Kannan & Murugan, 2006).

Observa-se também na Figura 5.7 que para os níveis de corrente 180 A e 250 A em cada eletrodo, os valores de diluição são bastante próximos, o que pode representar um aumento da taxa de deposição sem alteração significativa da diluição. Este comportamento pode ser bastante favorável, como por exemplo, para casos em que se necessite uma maior espessura para a camada depositada em placas de grande espessura ou para situações nas quais uma diluição elevada pode prejudicar as características do revestimento.

Ressalta-se também que um maior nível de diluição pode induzir efeitos indesejáveis na solda. Em solda de revestimento, onde o metal de adição possui elementos de liga importantes para a proteção da superfície contra o desgaste e corrosão, a alta diluição irá alterar a composição química e propriedades do revestimento (Kannan & Murugan, 2006; Lai & Blogg, 2004). Nesta situação, o aumento da diluição irá induzir a precipitação de carbonetos, aumentando a susceptibilidade de trincas, aumento da dureza e redução da tenacidade no metal de solda, bem como reduzir a concentração dos elementos de liga no metal de solda (Quintana & Johnson, 1999; Kou, 2002; Dupont *et al*, 2003).

A velocidade de alimentação do arame total (de ambas as fontes) apresentou um substancial aumento com a elevação da corrente, como mostra a Figura 5.8. Na soldagem com simples arame a necessidade de aumentar a deposição de material é conseguida geralmente pelo incremento da corrente de soldagem. Entretanto, ao se aumentar a corrente de soldagem demasiadamente pode-se afetar a qualidade da solda com a geração de defeitos como mordedura e cordão de solda irregular (Mendez & Eagar, 2003; Ueyama *et al*, 2005 b). Estima-se um limite praticável de velocidade de soldagem de 2 m/min na soldagem MIG/MAG com simples arame (Ueyama *et al*, 2005 b).

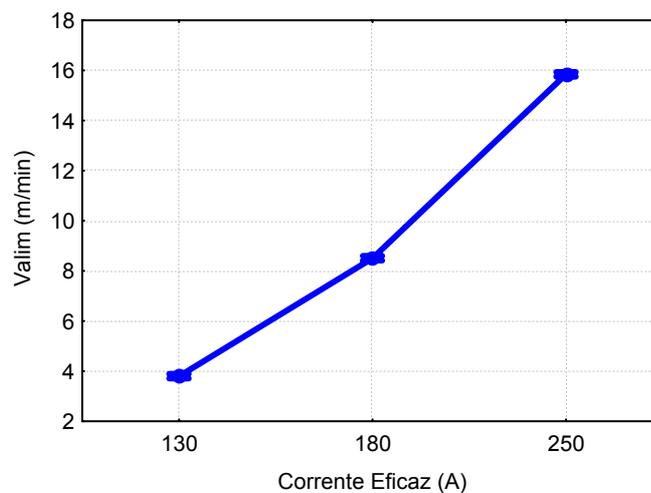


Figura 5.8. Influência do nível de corrente eficaz sobre a velocidade de alimentação total do arame.

Através da utilização do processo MIG/MAG-DA é possível se aumentar a produtividade, pelo aumento da taxa de fusão de arame e utilização de maiores velocidades de soldagem, sem que haja a perda da qualidade do cordão de solda em seu aspecto superficial. Observa-se na Figura 5.8 que é possível a obtenção de uma velocidade de alimentação de arame de 16 m/min para a corrente de 250 A em cada arame eletrodo. A obtenção de altos valores de Valim capacita o processo MIG/MAG-DA em operações que exijam alta produtividade, como no caso de revestimento por soldagem.

#### 5.1.1.2 Influência do nível de corrente eficaz no aspecto superficial do cordão de solda

A análise do aspecto visual, levando em consideração o nível de corrente aplicado, está mostrada na Tabela 5.3.

Tabela 5.3. Avaliação do aspecto superficial do cordão de solda considerando o nível de corrente eficaz.

| Nível de corrente/eletrodo (A) | Média do aspecto superficial |
|--------------------------------|------------------------------|
| 130                            | 6,2                          |
| 180                            | 7,2                          |
| 250                            | 6,7                          |

Observando a Tabela 5.3, verifica-se que o nível de corrente eficaz de 180 A apresentou um melhor aspecto superficial, seguido dos níveis 250 e 130 A, respectivamente. A menor nota obtida para o nível de corrente de 130 A está associada principalmente às soldagens com a Condição 2 (CA-CC), pois esta apresentou mais dificuldade operacional, com problemas como abertura e manutenção do arco na fonte que operava em corrente contínua constante.

Para a condição de 250 A, apesar de apresentar cordões de solda contínuo e constante, a presença de respingos em alguns ensaios contribui para a redução média do aspecto superficial. No entanto, de um modo geral ainda apresentou um bom aspecto superficial do cordão de solda. No nível de corrente de 180 A, as soldas, de um modo geral, apresentaram bom aspecto superficial sem a ocorrência de respingos, porosidade e mordeduras.

### 5.1.2 Influência do tipo de onda na soldagem MIG/MAG-DA

Encontra-se na literatura aplicação de corrente alternada combinada com outras formas de onda da corrente na soldagem pelo processo arco submerso (Uttrachi, 1978). Bunker (1982), avaliando a aplicação da soldagem duplo arame em corrente alternada (com onda quadrada) pelo processo arco submerso, concluiu que a utilização de ambos os eletrodos em corrente alternada possibilita a redução da deflexão do arco, além de possibilitar maiores velocidade de soldagem com elevação da produtividade.

Contudo, a aplicação de corrente alternada na soldagem MIG/MAG-DA ainda não se encontra em utilização na indústria e são escassos estudos que abordem este assunto. Será abordada a seguir a influência da utilização da corrente alternada na soldagem MIG/MAG-DA em combinação com outras formas de onda, destacando suas potencialidades e limitações, levando em consideração aplicação em soldagem de chapas e operação de revestimento por soldagem.

#### 5.1.2.1 Efeito do tipo de onda nas características geométricas da solda

Foi verificado o efeito que o tipo de onda aplicado na soldagem MIG/MAG-DA produz nas características geométricas da solda e também no seu aspecto superficial. A combinação dos tipos de onda estudada nesta etapa foram as Condições 1 e 2, ou seja, CA-CP e CA-CC.

Para avaliar a influência do tipo de onda nas características geométricas da solda foi realizada uma análise estatística de variância. A Tabela 5.4 apresenta o resultado da análise estatística. Os valores dos níveis de significância " $\alpha$ " menores que 0,05 indicam efeitos estatisticamente significativos com probabilidade de erro menor que 5% em se admitir que os fatores exerçam influência nas variáveis de resposta analisadas.

Tabela 5.4. Influência do tipo de onda em CA sobre os parâmetros de controle.

| <b>Fator de Controle</b>  | <b>Nível de significância (<math>\alpha</math>)</b> |
|---------------------------|---|
| Penetração                | 0,281   |
| Reforço                   | 0,897   |
| Largura                   | <b>0,000</b>  |
| Diluição                  | <b>0,002</b>  |
| Velocidade de alimentação | <b>0,000</b>  |

Verifica-se através da Tabela 5.4 que o tipo de onda não exerceu influência significativa sobre a penetração e o reforço do cordão de solda. No entanto, a largura, a

diluição e a velocidade de alimentação foram influenciadas pelo tipo de onda aplicado na soldagem.

A Figura 5.9 mostra a influência do tipo de onda aplicado nas soldagens em CA na largura do cordão de solda. Verifica-se que a largura do cordão de solda foi maior nas soldagens em corrente alternada em um eletrodo e soldagem em corrente contínua no outro (CA-CC). Como o tipo de onda em CA não apresentou influência estatística na penetração e no reforço da solda, atribuiu-se que o efeito da largura da solda exerceu maior influência na diluição obtida.

Do ponto de vista de quantidade de energia imposta à peça, a condição CA-CC fornece maior quantidade de calor à peça, quando comparada à condição CA-CP, pois na soldagem em corrente pulsada, a corrente alterna entre a corrente de pico e corrente de base, contribuindo para a redução do calor imposto. Em corrente contínua, o nível de corrente mantém-se constante no valor ajustado de corrente eficaz.

Esta condição (CA-CC) pode ser aplicável em operações de revestimento (cordões mais largos e planos). Entretanto, deve-se levar em consideração as demais características do cordão a fim de se determinar a melhor opção em operações de revestimento.

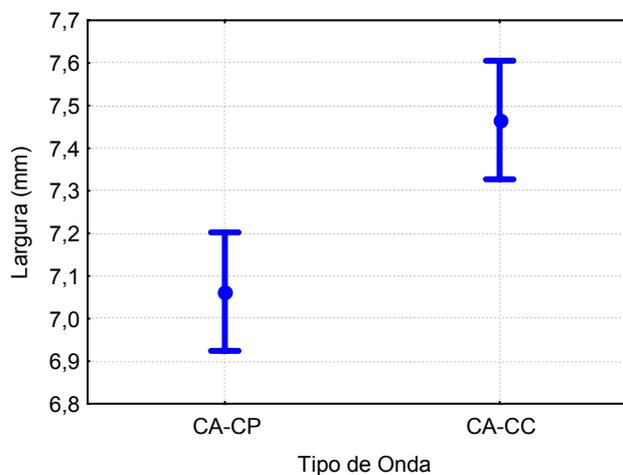


Figura 5.9. Influência do tipo de onda em CA na largura do cordão de solda.

A influência do tipo de onda na diluição da solda é mostrada na Figura 5.10. Observa-se que a diluição foi menor na condição CA-CP do que na condição CA-CC.

Este resultado pode ser relacionado com a largura do cordão de solda (Figura 5.9) e com o valor médio da corrente, ainda que o valor eficaz seja o mesmo para todos os tipos de onda. O valor médio tende a ser inferior ao valor eficaz. Desta forma, comparando os

tipos de onda 1 e 2 empregados (CA-CP e CA-CC), verifica-se que o valor médio da corrente pulsada é inferior ao valor médio da corrente contínua, que se aproxima bastante do valor eficaz.

Ressalta-se que neste trabalho preferiu-se utilizar o valor eficaz para representar a magnitude da corrente, em vez de valor médio, por melhor representar o valor da corrente alternada, uma vez que o valor médio tende a apresentar valores bastante inferiores neste caso.

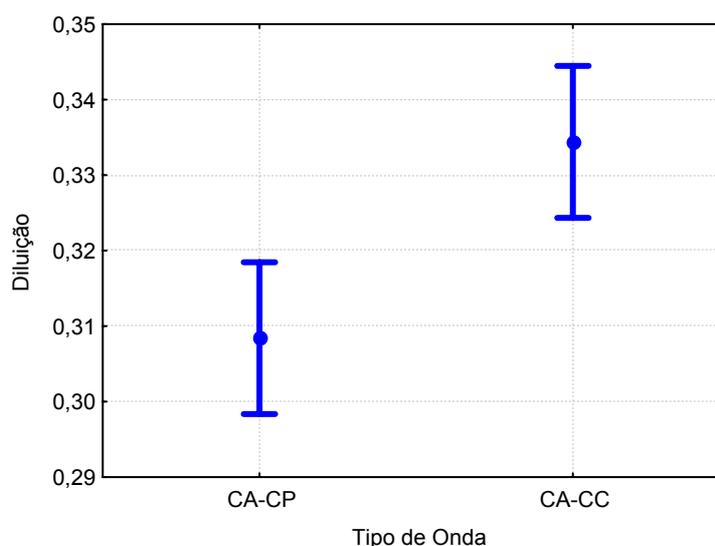


Figura 5.10. Influência do tipo de onda em CA na diluição.

Uma outra abordagem pode ser feita com base na redução de calor imposto à peça proporcionada pela corrente pulsada, em comparação em corrente contínua, pois através da pulsação da corrente a energia introduzida na peça é menor. D'Oliveira *et al* (2006), comparando as características do revestimento utilizando corrente contínua e corrente pulsada, concluíram que a utilização de corrente pulsada é responsável por reduzir o nível de diluição na solda. Resultados semelhantes foram obtidos por Ghosh *et al* (1998) comparando o uso de corrente contínua e corrente pulsada em soldas de revestimento de aço inoxidável. Segundo o autor, a utilização de corrente pulsada promove, além da redução da diluição, uma microestrutura do revestimento mais refinada.

A utilização da corrente alternada proporciona também a redução do calor imposto, pois a temperatura atingida pela gota é menor e este efeito tende a aumentar com o aumento da % em CAEN (Tong *et al*, 2001). Na maioria dos processos de soldagem, a

diluição tende a diminuir quando a polaridade muda de corrente contínua para corrente alternada (Bailey *et al*, 1973).

No caso de soldagem de revestimento, devido à diferença da composição química do metal base e do metal de adição, a diluição em excesso torna-se indesejável, pois pode prejudicar as propriedades do metal de solda e sua composição química (Kannan & Murugan, 2006; Lai & Blogg, 2004). O excesso de diluição pode provocar a precipitação de carbonetos no metal de solda, com a conseqüente susceptibilidade ao surgimento de trincas, perda de elementos de liga importantes para a manutenção da proteção contra o desgaste e corrosão, bem como prejudicar as propriedades mecânicas do revestimento com a redução da tenacidade (Quintana & Johnson, 1999; Kou, 2002; Dupont *et al*, 2003; Kashani *et al*, 2006). Apesar deste trabalho ter sido realizado em aço ABNT 1020, estas considerações são relevantes, pois os efeitos operacionais são praticamente os mesmos, independente do substrato.

Verifica-se, analisando a Figura 5.10, que para o mesmo nível de corrente eficaz é possível obter uma redução da diluição apenas modificando a forma de onda. A condição CA-CP é responsável por introduzir menor calor à peça, contribuindo para a redução da diluição, uma vez que o aumento da diluição está relacionado com o aumento de energia imposta (Brandim *et al*, 1999; Shumann *et al*, 2000; Viano *et al*, 2000; ASM, 2003). O aumento do calor imposto na solda pode aumentar a quantidade de inclusões, aumento da dureza e diminuição da tenacidade do metal de solda (Evans, 1982; Viano *et al*, 2000), podendo ser prejudicial em soldas de revestimento. O aumento do calor imposto pode provocar ainda problemas de crescimento irreversível do grão.

Analisando em conjunto as Figuras 5.9 e 5.10 verifica-se que a condição CA-CP em comparação com CA-CC proporciona também um cordão de solda com menor largura. Esta característica pode representar uma desvantagem operacional, pois a obtenção de cordões de solda estreitos e com baixo ângulo de molhamento (Figura 5.11) é indesejável na soldagem de revestimento.

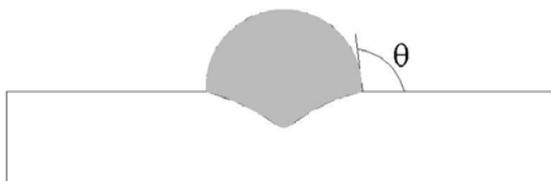


Figura 5.11. Representação esquemática do ângulo de molhamento.

Cordões de solda com valores de “ $\theta$ ” aproximando-se de  $90^\circ$  atuam como concentradores de tensão na região de concordância entre o reforço e a superfície do metal base, diminuindo sua resistência à fadiga e contribuindo para a propagação de trincas (Nguyen & Wahab, 1995; Teng et al, 2002, Modenesi, 2004 a). Adicionalmente, na soldagem de múltiplos passes, a ocorrência de falta de fusão e vazios entre os cordões pode também comprometer a qualidade do revestimento (Quintana, 2005). Entretanto, ao se analisar as Figuras 5.1, 5.2 e 5.3 constata-se que o molhamento do cordão de solda em ambas as condições não ficou comprometido ao ponto de ser considerado um forte concentrador de tensão.

Assim, para um mesmo nível de corrente eficaz, alterando apenas o tipo de onda utilizado na soldagem, pode-se ter diferentes níveis de diluição, podendo alterar a composição química e as características do revestimento.

A velocidade de alimentação também foi influenciada pela alteração do formato de onda utilizado. A Figura 5.12 mostra a influência do tipo de onda na velocidade de alimentação do arame. Verifica-se que a velocidade de alimentação foi maior para a condição CA-CC. Para aplicações de preenchimento de juntas, a configuração CA-CC torna-se mais atrativa, pois a maior velocidade de alimentação obtida pode ser revertida em ganhos de produtividade para uma mesma corrente eficaz. A maior largura do cordão de solda obtida pelo uso de CA-CC também é um fato positivo na soldagem de preenchimento. No entanto, deve-se ressaltar que para a mesma corrente eficaz a diluição será maior para esta condição quando comparada com CA-CP.

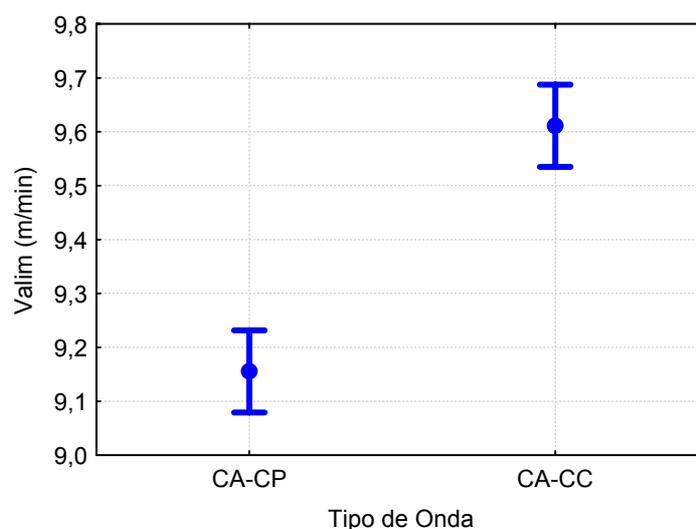


Figura 5.12. Influência do tipo de onda em CA na velocidade de alimentação do arame.

### 5.1.2.2 Efeito do tipo de onda no aspecto superficial do cordão de solda

A análise do aspecto visual, levando em consideração as combinações de onda aplicadas, é apresentada na Tabela 5.5.

Tabela 5.5. Avaliação do aspecto superficial do cordão de solda considerando o tipo de onda.

| <b>Tipo de onda</b> | <b>Média do aspecto superficial</b> |
|---------------------|-------------------------------------|
| CA-CP               | 7,8                                 |
| CA-CC               | 6,8                                 |

O aspecto superficial do cordão de solda foi bom e bastante semelhante para ambos os tipos de onda utilizados, tendendo a ser um pouco melhor para o caso CA-CP. A menor média obtida para o caso CA-CC pode estar relacionada com a maior dificuldade operacional da fonte que operava em corrente contínua na corrente de soldagem mais baixa (130 A). Entretanto, o arco de solda na corrente contínua apresentou-se mais estável nos demais níveis de corrente.

### 5.1.3 Influência da %CAEN na soldagem MIG/MAG-DA

Foi também verificado o efeito que a variação da porcentagem de corrente na fase negativa da corrente alternada produz sobre as características geométricas da solda e no aspecto superficial do cordão de solda. Trabalhos realizados em MIG/MAG-CA, com um arame, apontam para redução do calor imposto, aumento da taxa de fusão, aumento do reforço com diminuição na penetração com ganhos de produtividade em soldagens de chapas finas (Ueyama *et al*, 2001; Pessoa *et al*, 2004).

A aplicação de corrente alternada no processo MIG/MAG-DA pode ser uma boa alternativa tanto na soldagem de chapas finas em altas velocidades de soldagem e operações de revestimento

Na soldagem de revestimentos, onde a diluição exerce um fator muito importante, a redução do calor imposto, com diminuição da penetração e aumento do reforço, conseguidos pela utilização de CA pode ser aplicado no processo MIG/MAG-DA com ganhos de produtividade.

Na união de chapas ou em preenchimento de juntas, a utilização da corrente alternada no processo MIG/MAG-DA pode ser também uma boa alternativa na redução de tempo de operação e ganhos em produtividade.

Neste trabalho foi verificada a influência da porcentagem na corrente negativa utilizando três níveis: 15, 35 e 50%. Estes níveis foram aplicados para todas as correntes (130, 180 e 250 A) e os tipos de onda utilizados (CA-CP e CA-CC).

#### 5.1.3.1 Influência da %CAEN nas características geométricas da solda

O efeito da porcentagem de corrente negativa nas características geométricas da solda foi verificado por meio de análise estatística de variância. A Tabela 5.6 apresenta o resultado da análise estatística. Os valores dos níveis de significância “ $\alpha$ ” menores que 0,05 (em negrito e sublinhado) indicam efeitos significativos do fator de controle sobre a variável estudada.

Tabela 5.6. Influência da porcentagem de corrente negativa sobre os parâmetros de controle.

| <b>Fator de Controle</b>  | <b>Nível de significância (<math>\alpha</math>)</b> |
|---------------------------|---|
| Penetração                | 0,213   |
| Reforço                   | <b><u>0,000</u></b>                                 |
| Largura                   | <b><u>0,000</u></b>                                 |
| Diluição                  | <b><u>0,000</u></b>                                 |
| Velocidade de alimentação | <b><u>0,000</u></b>                                 |

Como pode ser observado na Tabela 5.6 a penetração foi o único fator de controle que não foi influenciado estatisticamente pela variação da forma de onda. No entanto, o reforço, a largura, a diluição e a velocidade de alimentação foram fortemente influenciados pela % CAEN.

A Figura 5.13 mostra o comportamento do reforço com a % CAEN, enquanto que a Figura 5.14 mostra como a diluição variou com a % CAEN.

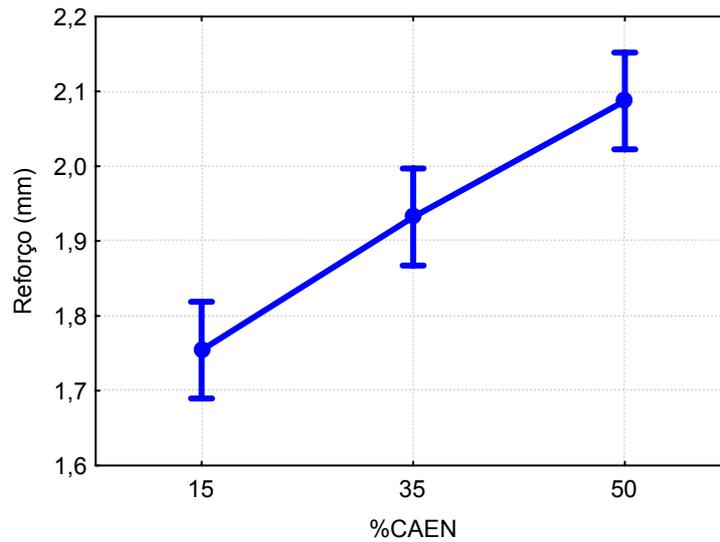


Figura 5.13. Influência da % CAEN sobre o reforço da solda.

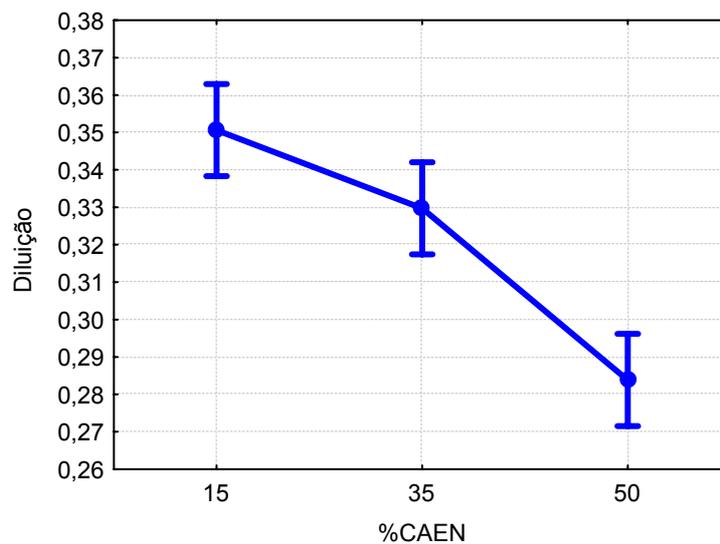


Figura 5.14. Influência da % CAEN sobre a diluição.

Verifica-se que com o aumento da % CAEN há o aumento do reforço do cordão de solda. Enquanto que o comportamento da diluição com a variação da % CAEN foi o oposto. Estes resultados analisados em conjunto indicam que a utilização de corrente alternada no processo MIG/MAG-DA pode ser uma boa alternativa em revestimento por soldagem, pois mantendo as demais variáveis do processo fixas, é possível modificar a diluição apenas modificando a % CAEN.

Adicionalmente, como visto anteriormente, é possível variar a diluição e o reforço da solda através da mudança do tipo de onda. Isto confere uma maior liberdade operacional na escolha dos parâmetros de soldagem para uma determinada aplicação.

Desta forma é possível obter, para uma mesma energia de soldagem, níveis de diluição diferentes com a variação da % CAEN e também com a variação do tipo de onda, configurando ciclos térmicos diferentes para cada condição, podendo inclusive influenciar transformações das fases durante o resfriamento para alguns tipos de substrato.

Tong *et al* (2004 b), analisando o processo MIG/MAG-CA na soldagem de alumínio, constatou que a temperatura da gota fundida é em torno de 200 °C menor para corrente alternada em comparação com a corrente pulsada. Este resultado pode ser associado com variações no ciclo térmico para cada condição, já que quanto maior a temperatura atingida, para uma dada velocidade de soldagem, maior será o tempo de permanência entre as temperaturas em que ocorrem as transformações de fases.

Assim, é possível controlar a diluição para diferentes ciclos térmicos ou, para um dado ciclo térmico, ter diferentes níveis de diluição, podendo também variar os dois. Com isto tem-se maior liberdade para melhorar a qualidade do revestimento.

Sob o ponto de vista da soldagem de juntas, o maior reforço obtido com o aumento da % CAEN pode ser utilizado na soldagem de juntas com elevadas abertura de raiz. Sem que para isto seja necessário aumentar o nível de corrente para se obter uma maior quantidade de material depositado, evitando a perfuração das peças soldas, no caso de chapas finas.

A largura do cordão de solda também foi influenciada pela variação da % CAEN. A Figura 5.15 mostra o comportamento da largura com os diferentes níveis de % CAEN. Pode-se observar que o aumento da % CAEN provoca a redução da largura da solda. No entanto, este resultado pode representar uma desvantagem operacional sob o ponto de vista da soldagem de revestimento. À medida que o aumento da % CAEN produz aumento no reforço e redução da diluição, também provoca a redução da largura da solda.

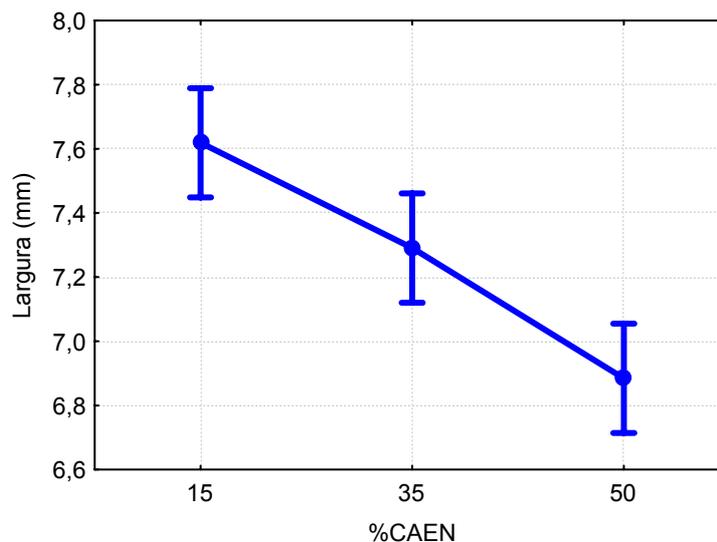


Figura 5.15. Influência da % CAEN sobre a largura da solda.

Um cordão de solda com uma largura reduzida e um reforço considerável pode ser apresentar problemas de resistência à fadiga e servir como concentrador de tensões na interface entre o reforço e o metal base. Quintana (2005), estudando a aplicação do processo MIG/MAG em corrente negativa na soldagem de revestimento, obteve cordões de solda com um ângulo de molhamento abaixo de  $90^\circ$  com ocorrência de vazios entre os cordões. Segundo o autor, uma sobreposição de 30 % entre os cordões promove a redução de vazios entre os cordões com melhora no aspecto superficial e aumento do ângulo de molhamento.

O aumento da % CAEN proporciona um aumento de produtividade, através do aumento da velocidade de alimentação. A Figura 5.16 mostra o comportamento da velocidade de alimentação com o aumento da % CAEN. Verifica-se que quanto maior a % CAEN, maior será a velocidade de alimentação do arame para manter o mesmo comprimento do arco. Desta forma, para um mesmo nível de corrente, pode-se ter maior velocidade de soldagem, bastando apenas aumentar a % CAEN e, conseqüentemente, aumentar a produtividade.

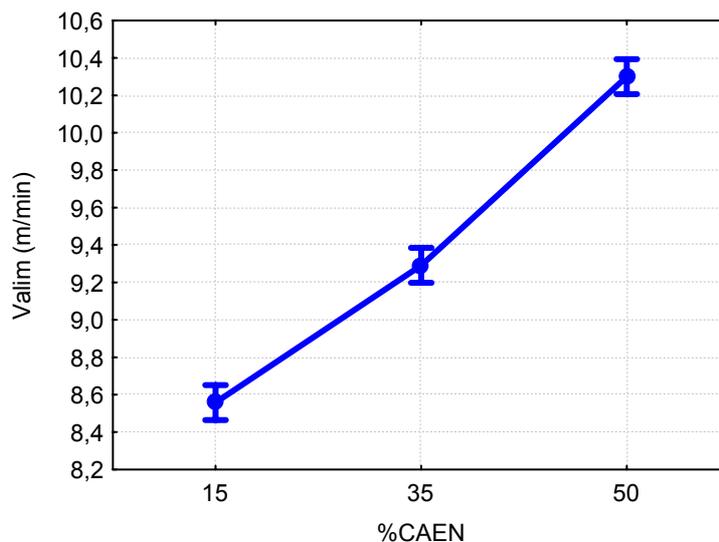


Figura 5.16. Influência da % CAEN sobre a velocidade de alimentação do arame.

Comparado com os outros tipos de onda utilizados, as soldagens em CA apresentaram maiores velocidades de alimentação e quanto maior a % CAEN, maior diferença entre os valores encontrados. A Figura 5.17 mostra o comportamento da velocidade de alimentação para um arame eletrodo comparando os tipos de onda utilizados.

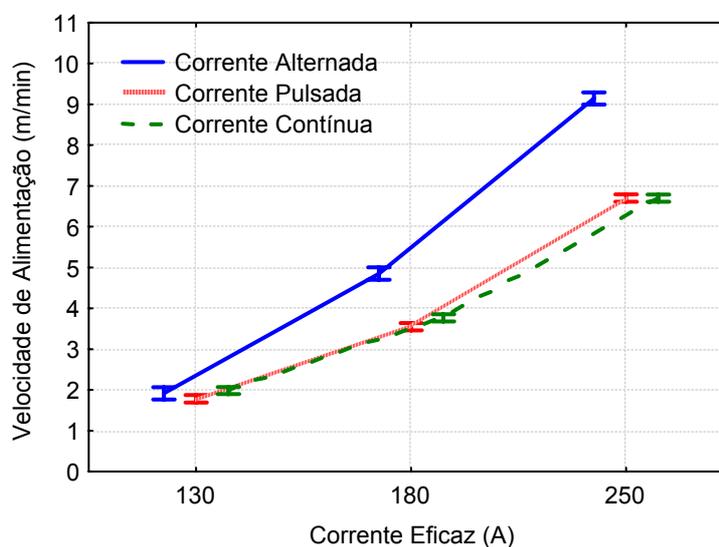


Figura 5.17. Comportamento da velocidade de alimentação com os tipos de onda aplicados.

Este resultado está de acordo com o encontrado na literatura (Tong *et al*, 2001; Pessoa *et al*, 2004; Ueyama *et al*, 2005 c) que associa o aumento da taxa de fusão de arame com o aumento da % CAEN.

O aumento da taxa de fusão de arame, evidenciado pelo aumento da velocidade de alimentação permite a execução da solda em uma maior velocidade de soldagem. Deve-se ressaltar, entretanto, que o aumento excessivo da velocidade de soldagem pode trazer problemas para a qualidade da solda.

A velocidade de soldagem influenciará diretamente na solidificação do metal de solda, de forma que para velocidades de soldagem elevadas a solidificação do metal de solda será mais rápida, uma vez que a fonte de calor mantém-se em um determinado ponto da peça por um curto intervalo de tempo. Para altas velocidades de soldagem uma abrupta mudança na direção de crescimento do grão pode ser prejudicial à tenacidade da solda devido ao maior risco de segregação de impurezas na região central do cordão de solda (Easterling, 1983).

De um modo geral, as soldagens realizadas com corrente alternada (CA-CP e CA-CC) apresentaram as mesmas características das soldagens MIG/MAG-CA com simples arame, ou seja, aumento na taxa de fusão do eletrodo, maior reforço, menor largura e diminuição da diluição. Através da utilização do processo MIG/MAG-DA é possível obter uma redução do calor imposto à peça através da maior taxa de fusão de arame. Ao ajustar uma das duas fontes para se operar em CA, pode-se aumentar a produtividade de modo mais eficiente.

#### 5.1.3.2 Efeito da % CAEN no aspecto superficial do cordão de solda

A análise do aspecto visual da solda considerando a % CAEN está mostrada na Tabela 5.7.

Tabela 5.7. Avaliação do aspecto superficial do cordão de solda considerando a % CAEN.

| <b>% CAEN</b> | <b>Média do aspecto superficial</b> |
|---------------|-------------------------------------|
| 15            | 6,7                                 |
| 35            | 8,3                                 |
| 50            | 5,7                                 |

Verifica-se que o aspecto superficial foi melhor para 35 % de CAEN, seguido de 15% e 50%. Este resultado, de certa forma, não era esperado, pois o aumento da % de CAEN tende a aumentar o tamanho da gota destacada, prejudicando a estabilidade (Talkington, 1988). No entanto, é possível que a presença de um outro arco elétrico próximo ao arco CA tenha exercido influência neste resultado. No caso de 50 % CAEN, a pior média do aspecto superficial, a obtenção de cordões de solda com alta geração de respingos contribuiu para a

redução da média final. Destaca-se a condição de 35 % CAEN, a qual obteve melhor aspecto superficial.

#### 5.1.4 Influência do sentido de deslocamento do eletrodo

No presente trabalho explorou-se tipos de onda diferentes em cada eletrodo (CA-CP e CA-CC). Sendo assim, para cada combinação é possível se ter duas configurações em relação à direção de soldagem: CA no eletrodo anterior e CA no eletrodo posterior. A Figura 5.18 ilustra estas duas situações para a soldagem da condição CA-CP. Analogamente, também foi aplicado o mesmo procedimento ilustrado na Figura 5.18 para CA-CC.

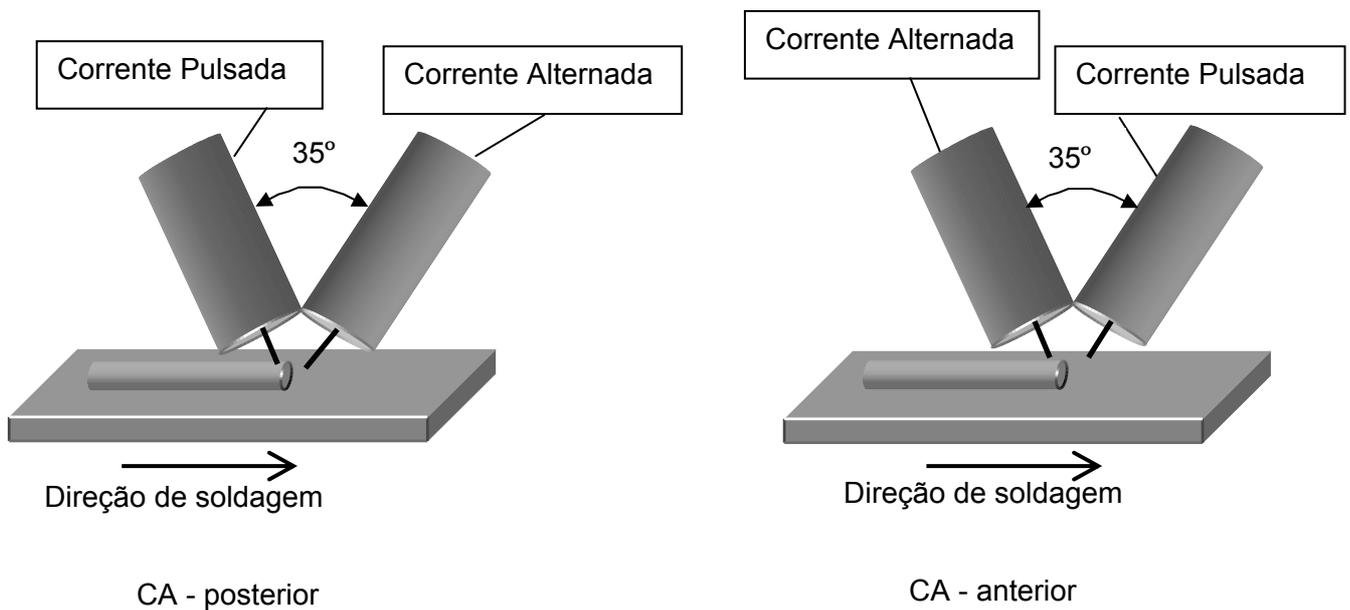


Figura 5.18. Tipo de onda aplicada em relação à direção de soldagem.

#### 5.1.4.1 Influência do sentido de deslocamento do eletrodo nas características geométricas da solda

O efeito do sentido de deslocamento do eletrodo sobre as características geométricas foi avaliado por meio de análise estatística. A Tabela 5.8 mostra o resultado da análise estatística.

Tabela 5.8. Influência do sentido de deslocamento sobre os parâmetros de controle.

| Fator de Controle         | Nível de significância ( $\alpha$ ) |
|---------------------------|-------------------------------------|
| Penetração                | 0,959                               |
| Reforço                   | <b>0,000</b>                        |
| Largura                   | 0,325                               |
| Diluição                  | <b>0,000</b>                        |
| Velocidade de alimentação | 0,119                               |

Observa-se na Tabela 5.8 que o sentido de deslocamento do eletrodo exerce influência sobre o reforço e a diluição da solda. As Figuras 5.19 e 5.20 mostram o comportamento do reforço e da diluição respectivamente, com o sentido de deslocamento.

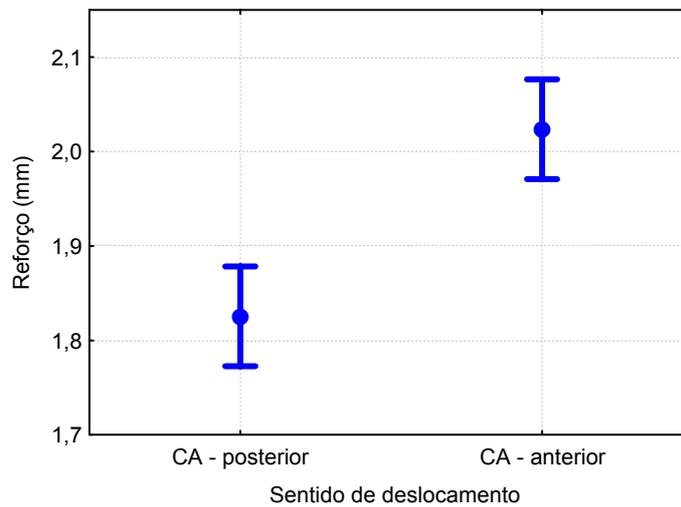


Figura 5.19. Influência do sentido de deslocamento do eletrodo sobre o reforço da solda.

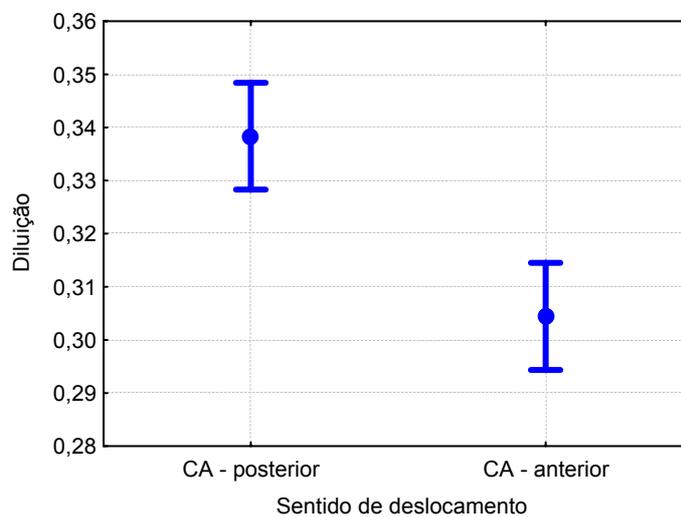


Figura 5.20. Influência do sentido de deslocamento do eletrodo sobre a diluição.

Observa-se que o reforço da solda foi maior para as soldagens realizadas com os eletrodos com a corrente alternada no eletrodo anterior. A condição de corrente alternada no eletrodo anterior também promove menor diluição.

Na formação da poça de fusão na soldagem MIG/MAG-DA, o eletrodo posterior exerce maior influência na penetração da solda e o eletrodo anterior tem a função de preenchimento e acabamento do cordão de solda (Hackl, 1997; Morehead, 2003; Goecke *et al*, 2001; Michie *et al*, 1999). No caso de se empregarem formas de ondas diferentes em uma única poça de fusão, tem-se, em cada forma de onda, condições distintas de calor imposto à peça.

Para o caso de CA no eletrodo posterior, onde se obteve maior reforço e menor diluição, atribui-se este comportamento ao fato de CA induzir menor aporte térmico na poça de metal fundido, contribuindo para a redução da diluição, bem como o fato de ter maior taxa de fusão, contribuindo para o aumento no reforço da solda.

Nesta configuração (eletrodo em corrente alternada sendo o posterior), a solda pode ser usada de modo mais eficiente para aplicações de revestimento, onde a redução da penetração e o aumento do reforço da solda são condições essenciais para a qualidade e produtividade do revestimento. Na aplicação de soldagem de juntas, o maior reforço obtido nesta configuração permite a união de chapas sobrepostas de modo mais eficiente.

#### 5.1.4.2 Efeito do sentido de deslocamento do eletrodo no aspecto superficial do cordão de solda

Foi analisado também o aspecto superficial das soldas realizadas, considerando o sentido de deslocamento dos eletrodos. A Tabela 5.9 mostra o resultado da análise do aspecto superficial.

Tabela 5.9. Avaliação do aspecto superficial do cordão de solda considerando o sentido de deslocamento.

| <b>Sentido de Deslocamento</b> | <b>Média do aspecto superficial</b> |
|--------------------------------|-------------------------------------|
| CA – posterior                 | 8,5                                 |
| CA – anterior                  | 6,6                                 |

Como pode ser observado na Tabela 5.9, as soldagens realizadas com o eletrodo em CA posterior promove melhor aspecto superficial. Este resultado está provavelmente associado à deflexão magnética dos arcos, pois observações visuais durante as soldagens revelaram que o arco anterior (em CA) oscilava em direção ao arco posterior, principalmente na condição CA-CC. Quando o arco em CA foi posicionado no eletrodo posterior, em relação à direção de soldagem, este efeito era bem menos significativo.

Este fato pode justificar a inclusão da tecnologia da defasagem entre os pulsos de corrente, com o objetivo de diminuir a interação eletromagnética obtida nos casos em que o

eletrodo de trás opere em CA. Muito embora alguns trabalhos realizados na soldagem MIG/MAG-DA em corrente pulsada relacionam que não há diferenças significativas no aspecto do cordão com ou sem a defasagem dos pulsos e que fontes de soldagem convencionais podem ser utilizadas na soldagem MIG/MAG-DA, contribuindo assim para a redução de custos (Motta *et al*, 2005; Scotti *et al*, 2006).

Deve-se ressaltar que as soldas realizadas com o eletrodo CA posterior apresentaram cordões de solda contínuos e com pouca incidência de respingos.

## 5.2 Comparação entre corrente alternada e pulsada no processo MIG/MAG-DA

A utilização da corrente pulsada no processo MIG/MAG-DA tem proporcionado ganhos em produtividade e redução de problemas como interação entre os arcos (Motta, 2002; Ueyama *et al*, 2005 b). Trabalhos realizados em corrente alternada apontam para aumentos em produtividade e aplicações em revestimento e soldagem de chapas finas (Pessoa *et al*, 2006).

Como mostrado anteriormente, a utilização da corrente alternada no processo MIG/MAG-DA apresenta potencialidade na aplicação em soldagem de chapas finas e operações de revestimento. Assim, um estudo comparativo analisando as formas de onda pulsada e alternada é de grande importância para se determinar a faixa de operação, aplicações e limitações de cada uma delas.

Esta etapa do trabalho teve como objetivo realizar uma análise comparativa entre o processo MIG/MAG-DA aplicando corrente pulsada (CP-CP) e corrente alternada (CA-CP e CA-CC).

Nas soldagens que envolveram a aplicação de corrente alternada, utilizaram-se a porcentagem de 50% de polaridade de corrente negativa para se comparar com as soldagens em corrente pulsada. Adotou-se este parâmetro em CA por representar a condição mais crítica (dentro dos parâmetros explorados), ou seja, a que se obtém maior taxa de fusão do arame eletrodo, menor área diluída e maior reforço da solda.

As soldagens nas condições CP-CP, CA-CP e CA-CC, foram realizadas em três níveis de corrente eficaz: 130, 180 e 250 A. Foram verificados aspectos relacionados às características geométricas e aspecto superficial do cordão de solda.

De forma análoga ao estudo realizado com as formas de onda em corrente alternada, para cada condição de soldagem foi realizada uma repetição do experimento e foram extraídas duas amostras para análise das características geométricas. A Tabela 5.10 mostra os resultados dos experimentos realizados.

Na Figura 5.21 são mostradas as fotografias das secções transversais dos corpos de prova soldados. Podem ser observadas as características geométricas do cordão nas condições CA-CP, CA-CC e CP-CP para os três níveis de corrente aplicados.

Ressalta-se que, para realizar a comparação com os ensaios em corrente pulsada (CP-CP), as soldagens em corrente alternada (CA-CP e CA-CC) foram executadas com 50 % CAEN. Assim, a discussão dos resultados referente à comparação entre corrente pulsada e corrente alternada será feita para os parâmetros de 50 % CAEN.

Serão apresentados os resultados referentes às demais % CAEN (15 e 35), de modo que será possível verificar o comportamento com os níveis mais baixos de porcentagem de corrente na fase negativa na soldagem de aço em MIG/MAG-DA utilizando corrente alternada.

Tabela 5.10. Resultados obtidos nas soldagens com corrente alternada e pulsada.

| Nº | Onda  | I <sub>ef</sub> (A) | Valim (m/min) | Lar. (mm) | Ref. (mm) | Pen. (mm) | Dil. |
|----|-------|---------------------|---------------|-----------|-----------|-----------|------|
| 1  | CA-CP | 130                 | 4,2           | 4,9       | 2,0       | 0,6       | 0,15 |
| 1a | CA-CP | 130                 | 4,2           | 5,3       | 1,8       | 0,8       | 0,23 |
| 2  | CA-CP | 180                 | 8,7           | 6,5       | 2,2       | 1,0       | 0,26 |
| 2a | CA-CP | 180                 | 8,7           | 6,6       | 2,2       | 1,0       | 0,25 |
| 3  | CA-CP | 250                 | 17,1          | 8,0       | 2,9       | 1,7       | 0,28 |
| 3a | CA-CP | 250                 | 17,1          | 8,6       | 3,1       | 1,6       | 0,28 |
| 4  | CA-CC | 130                 | 4,2           | 5,6       | 1,8       | 0,8       | 0,25 |
| 4a | CA-CC | 130                 | 4,2           | 6,1       | 1,7       | 0,5       | 0,25 |
| 5  | CA-CC | 180                 | 10,1          | 6,4       | 1,8       | 1,0       | 0,30 |
| 5a | CA-CC | 180                 | 10,1          | 6,8       | 1,9       | 1,3       | 0,34 |
| 6  | CA-CC | 250                 | 18            | 7,5       | 2,5       | 1,4       | 0,31 |
| 6a | CA-CC | 250                 | 18            | 8,3       | 3,0       | 1,5       | 0,30 |
| 7  | CP-CP | 130                 | 3,9           | 4,9       | 1,3       | 0,5       | 0,19 |
| 7a | CP-CP | 130                 | 3,9           | 6,6       | 1,7       | 0,5       | 0,19 |
| 8  | CP-CP | 180                 | 8,1           | 10,4      | 1,7       | 1,4       | 0,30 |
| 8a | CP-CP | 180                 | 8,1           | 8,2       | 1,4       | 1,0       | 0,38 |
| 9  | CP-CP | 250                 | 14,1          | 12,3      | 1,7       | 1,4       | 0,37 |
| 9a | CP-CP | 250                 | 14,1          | 11,3      | 1,4       | 2,0       | 0,58 |

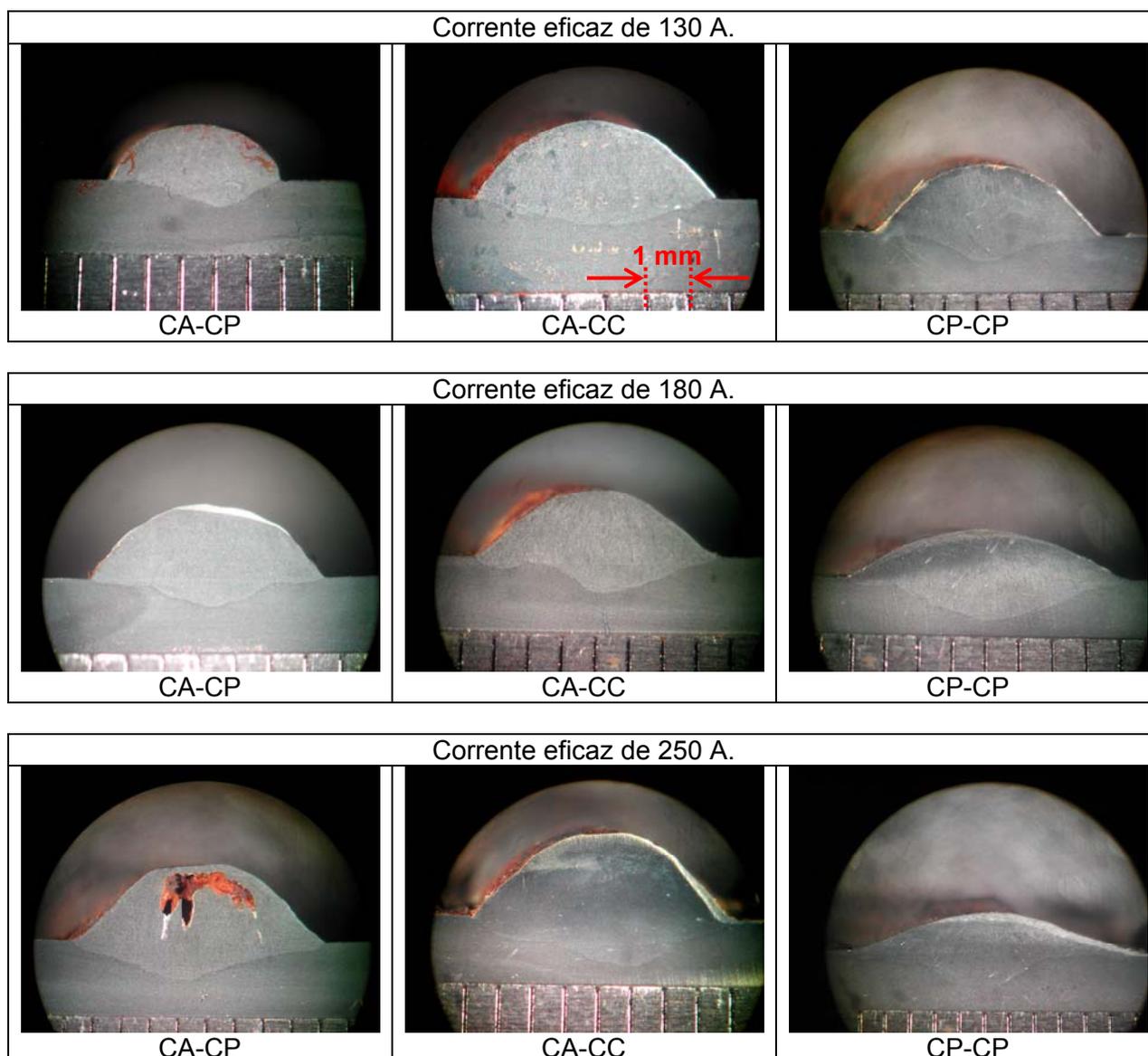


Figura 5.21. Secção transversal dos corpos de prova nas condições soldadas.

Analisando a Figura 5.21 constata-se que independente da condição empregada, a presença de corrente alternada acarreta em maior reforço e menor penetração.

### 5.2.1 Influência do tipo de onda nas características geométricas da solda

Para realizar a comparação dos tipos de onda com relação às características da solda, foi realizada uma análise estatística de variância, cujo resultado está mostrado na Tabela 5.11.

Tabela 5.11. Influência do tipo de onda sobre os parâmetros de controle.

| Fator de Controle | Nível de significância ( $\alpha$ ) |
|-------------------|-------------------------------------|
| Penetração        | 0,5644                              |
| Reforço           | <b>0,0000</b>                       |
| Largura           | <b>0,0000</b>                       |
| Diluição          | <b>0,0000</b>                       |

Como pode ser observado na tabela de análise de variância, não é possível afirmar que as soldagens realizadas em corrente alternada (CA-CP e CA-CC) e em corrente pulsada (CP-CP) apresentam influência estatística com relação à penetração da solda. Ao passo que o reforço, a largura e a diluição da solda sofreram influência estatística do tipo de onda.

A Figura 5.22 mostra o comportamento do reforço do cordão de solda com o tipo de onda empregado. Pode-se observar que o reforço da solda para as condições de soldagem em CA (CA-CP e CA-CC) foi maior que nas soldagens em corrente pulsada. Fazendo uma comparação entre a condição CA-CP e a condição pulsada, obtém-se um aumento no reforço de aproximadamente 60%.

Em operações de revestimento por soldagem, onde o aumento do reforço da solda pode representar ganhos de produtividade, uma vez que o número de passes para se obter a quantidade de material depositado pode ser reduzido, este resultado indica um fator benéfico ao se empregar uma das fontes em corrente alternada e a outra em corrente pulsada.

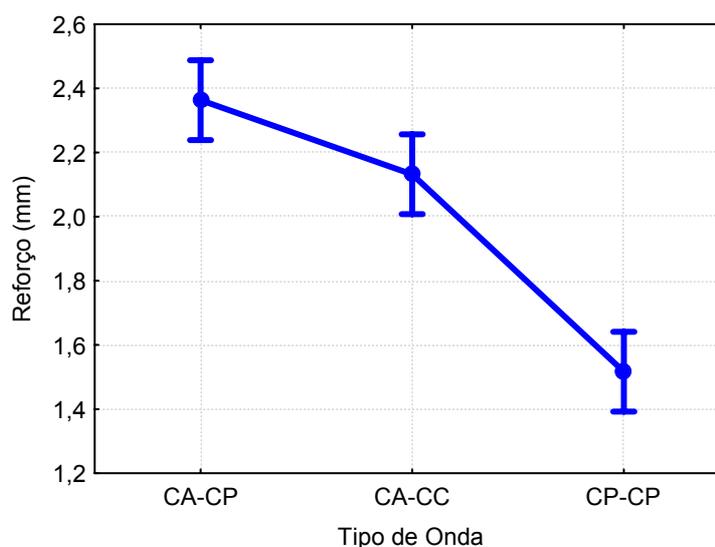


Figura 5.22. Influência do tipo de onda no reforço do cordão de solda.

A Figura 5.23 mostra o comportamento do reforço da solda com o tipo de onda empregado, destacando os níveis de corrente.

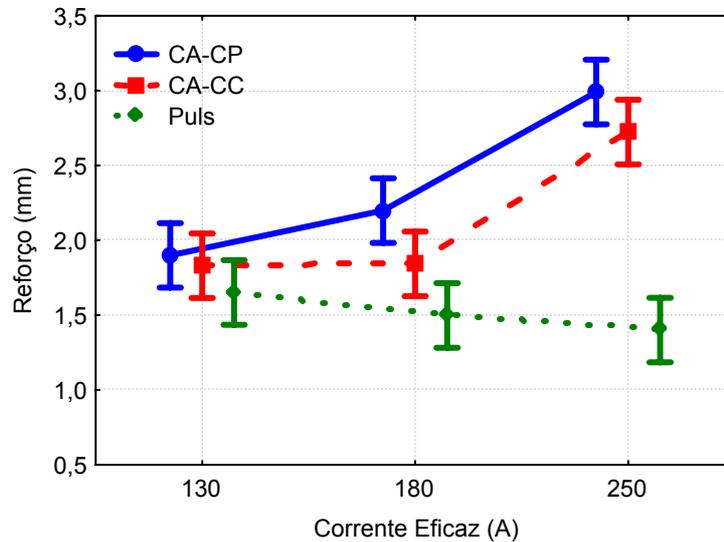


Figura 5.23. Comportamento do reforço do cordão de solda com tipo de onda nos diferentes níveis de corrente eficaz.

Observa-se que a aplicação de corrente pulsada em ambos os eletrodos promove menores valores de reforço da solda nas três correntes de soldagem aplicadas e que seu valor se mantém aproximadamente constante ao se variar o nível de corrente. Ressalta-se que com o aumento da corrente eficaz a diferença entre as soldagens em corrente alternada e corrente pulsada torna-se maior. Na corrente de 250 A, a diferença entre CA-CP e CP-CP (corrente pulsada) é na ordem de 100% do valor do reforço.

Nos demais níveis de % CAEN (15 e 35%), o reforço da solda também mostrou comportamento semelhante (e também com influência estatística sobre o reforço), ou seja, nas soldagens CA-CP e CA-CC o reforço foi maior que na condição CP-CP. A Figura 5.24 mostra o comportamento do reforço para 15 e 35 %CAEN.

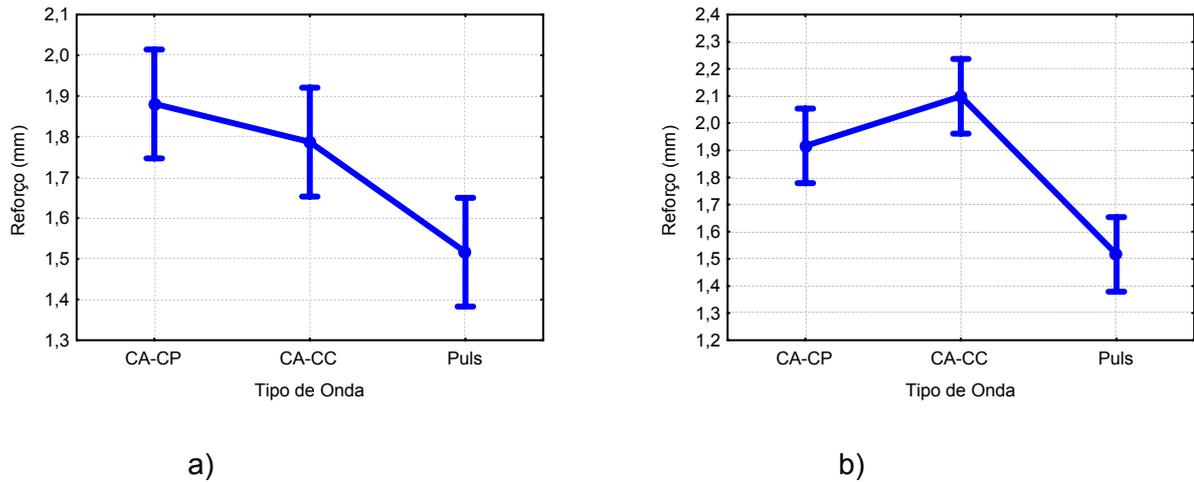


Figura 5.24. Comportamento do reforço para 15 % CAEN (a) e 35 % CAEN (b).

A largura também foi influenciada pelo tipo de onda empregado, como pode ser evidenciado na Tabela 5.11. A Figura 5.25 mostra o comportamento da largura com os tipos de onda empregados.

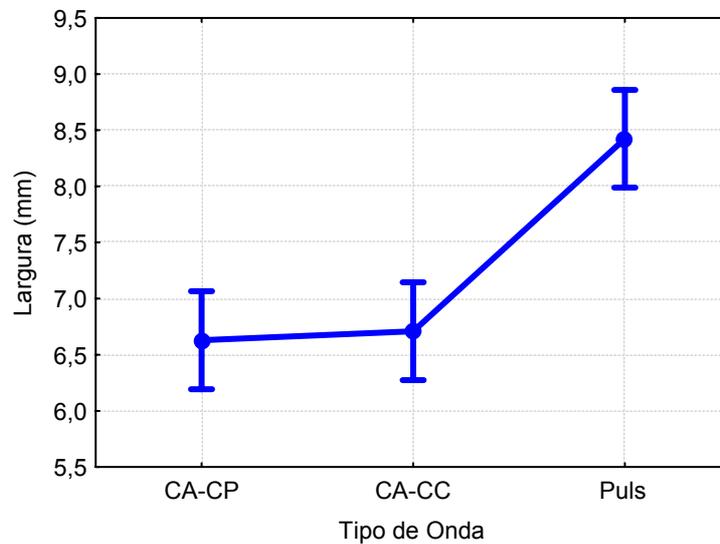


Figura 5.25. Influência do tipo de onda na largura do cordão de solda.

Observa-se pela análise da Figura 5.25 que nas soldagens em corrente alternada, a largura da solda apresentou praticamente o mesmo valor. Em relação à soldagem em corrente pulsada, as soldagens em CA apresentaram valores inferiores (cerca de 30% menor). Este resultado indica uma vantagem operacional ao se preferir utilizar corrente

pulsada na soldagem MIG/MAG-DA, em vez de CA, em aplicações de revestimento, já que cordões mais largos são desejados neste tipo de aplicação.

Deve-se atentar para o fato de que cordões de solda com valores de reforço alto e largura reduzida podem servir como concentradores de tensão na área de interface entre o reforço e o metal base, contribuindo para a propagação de trincas (Nguyen & Wahab, 1995; Teng et al, 2002, Modenesi, 2004 a). Entretanto, analisando a Figura 5.21, percebe-se que os cordões de solda nas condições CA-CP e CA-CC apresentaram boa molhabilidade.

Para os níveis 15 e 35 % CAEN, os resultados obtidos para a largura da solda foram semelhantes e também mostraram influência estatística. A Figura 5.26 mostra o comportamento da largura para os demais níveis de % CAEN.

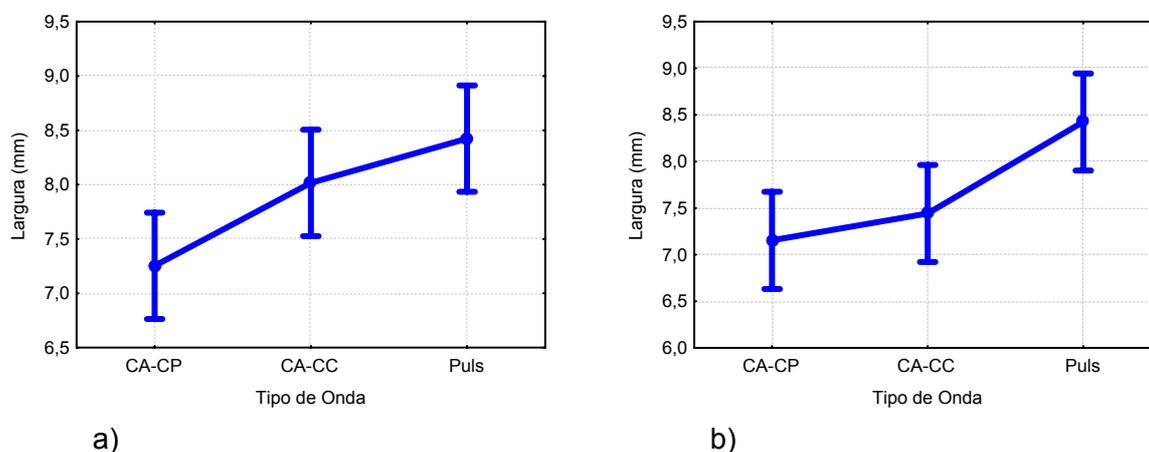


Figura 5.26. Comportamento da largura para 15 % CAEN (a) e 35 % CAEN (b).

Os resultados obtidos para o reforço e a largura (Figuras 5.24 e 5.26) estão de acordo com os trabalhos de Pessoa *et al* (2004) e Tong *et al* (2004), os quais associam menor largura e maior reforço do cordão de solda em CA, comparado com corrente pulsada e que este efeito é mais evidente com o aumento da %CAEN.

Como pode ser visto na Tabela 5.11, a diluição sofreu influência dos tipos de onda empregados. A Figura 5.27 mostra o comportamento da diluição com o formato de onda.

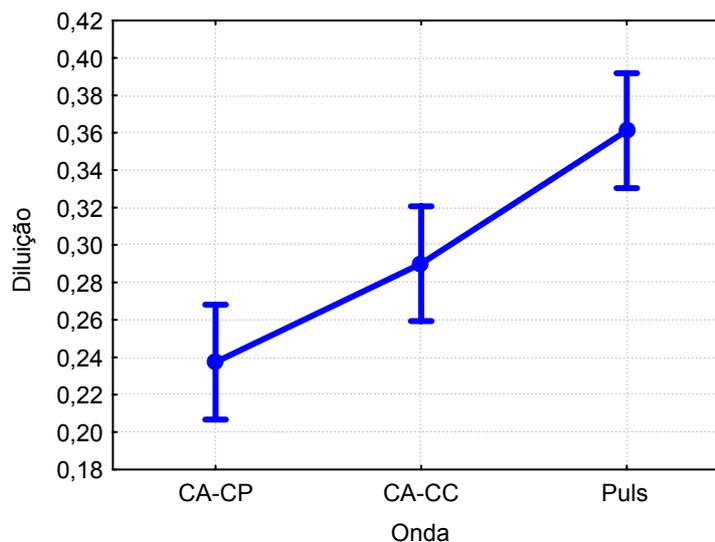


Figura 5.27. Influência do tipo de onda na diluição da solda.

Como pode ser observado na Figura 5.27, a diluição apresenta um comportamento crescente de acordo com o tipo de onda aplicado: CA-CP, CA-CC e CP-CP, respectivamente. Para o mesmo nível de corrente eficaz é possível obter diferentes níveis de diluição. Comparando-se o tipo de onda CA-CP com CP-CP, tem-se uma diferença de diluição cerca de 50 % menor para CA-CP. A redução da diluição da solda, apenas modificando o tipo de onda empregado constitui uma vantagem operacional em aplicações de revestimento, pois permite a execução da solda sem que seja necessária a diminuição do nível de energia e perda de produtividade e qualidade.

A Figura 5.28 mostra o comportamento da diluição nos níveis de corrente aplicados. Analisando-se a Figura 5.28 verifica-se que para a condição CP-CP, o aumento do nível de corrente promove o aumento praticamente linear da diluição da solda. Entretanto, para as condições CA-CP e CA-CC, o aumento da diluição com o aumento do nível de corrente eficaz é bem menos significativo.

Mesmo estando presente em apenas um dos dois arames, a aplicação de corrente alternada no processo MIG/MAG-DA acarreta uma efetiva redução da diluição da solda. Através da melhor eficiência de fusão do arame pelo processo MIG/MAG-CA, obtém-se menor nível de calor imposto ao metal base (Tong et al, 2004; Ueyama et al, 2005 c), e esta redução do calor imposto pode está relacionada com a menor diluição obtida para as soldagens em CA, uma vez que o aumento da diluição está relacionado com o aumento de energia imposta (Brandim et al, 1999; Shumann et al, 2000; Viano et al, 2000; ASM, 2003).

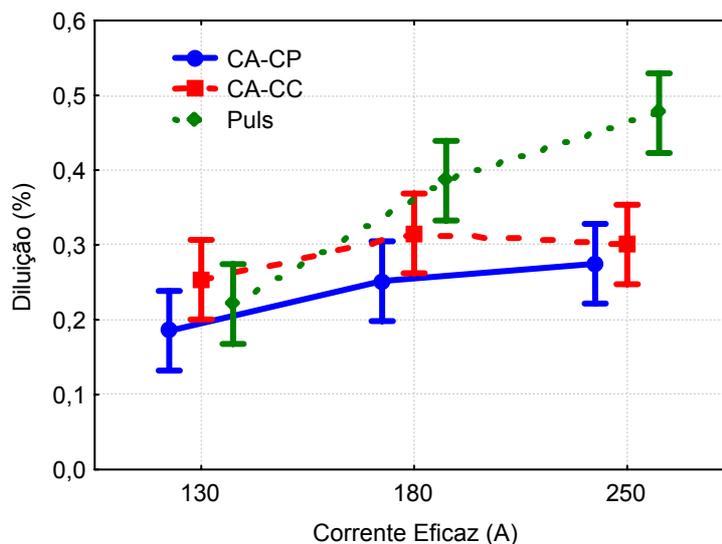


Figura 5.28. Comportamento da diluição com o formato de onda nas correntes de soldagem aplicadas.

Em revestimento por soldagem, onde o controle da área diluída é de fundamental importância para qualidade do revestimento, a escolha adequada de um processo de soldagem que concilie alta produtividade com um controle adequado da diluição através do próprio processo, possibilita uma grande vantagem operacional além de uma maior versatilidade em relação ao tipo de aplicação.

Adicionalmente, características como menor calor imposto e aumento da taxa de fusão, promovidas pela utilização da corrente alternada, possibilitam a soldagem de componentes de paredes finas em uma elevada velocidade de soldagem pelo processo MIG/MAG-DA.

A Figura 5.29 mostra o comportamento da velocidade de alimentação do arame com os tipos de onda explorados. Comparando-se as soldagens realizadas em corrente alternada com as realizadas em corrente pulsada, verifica-se que a velocidade de alimentação foi maior nas soldagens que envolveram a aplicação de CA, em todos os níveis de corrente, e a diferença, em relação à corrente pulsada, tende a ser maior em maiores níveis de corrente.

Assim, a redução da diluição com o aumento da taxa de fusão do arame torna apta a aplicação do processo MIG/MAG-DA com CA em operações de revestimento e de soldagem de juntas, possibilitando ganhos de produtividade. Vale ressaltar que, ainda em relação à aplicação de CA, é possível se obter um controle do nível de diluição, através do ajuste da % CAEN, como foi abordado anteriormente. Esta característica torna ainda mais versátil o

processo MIG/MAG-DA em corrente alternada, tornando-o apto em variadas situações práticas de soldagem.

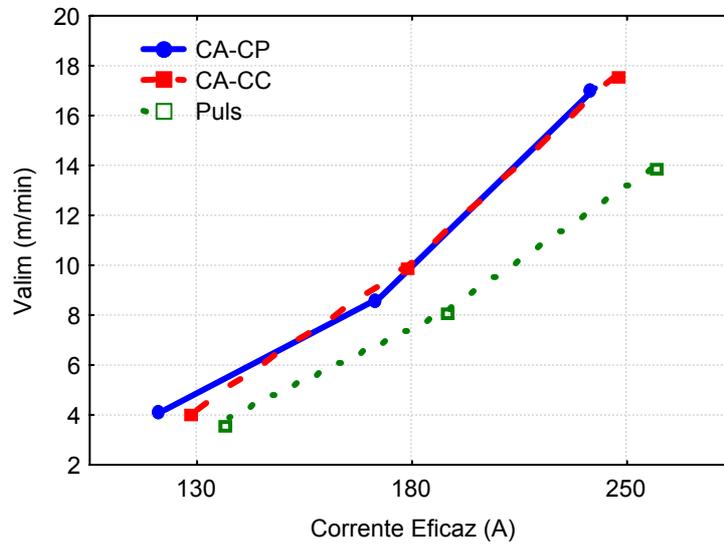


Figura 5.29. Comportamento da velocidade de alimentação do arame com os tipo de onda aplicados.

Com relação aos menores níveis de % CAEN estudados (15 e 35 %) e sua influência na diluição, é possível observar que há um comportamento semelhante ao obtido com 50% CAEN: as soldagens nas condições CA-CP e CA-CC obtiveram menores valores de diluição com o aumento do nível de corrente eficaz (Figura 5.30).

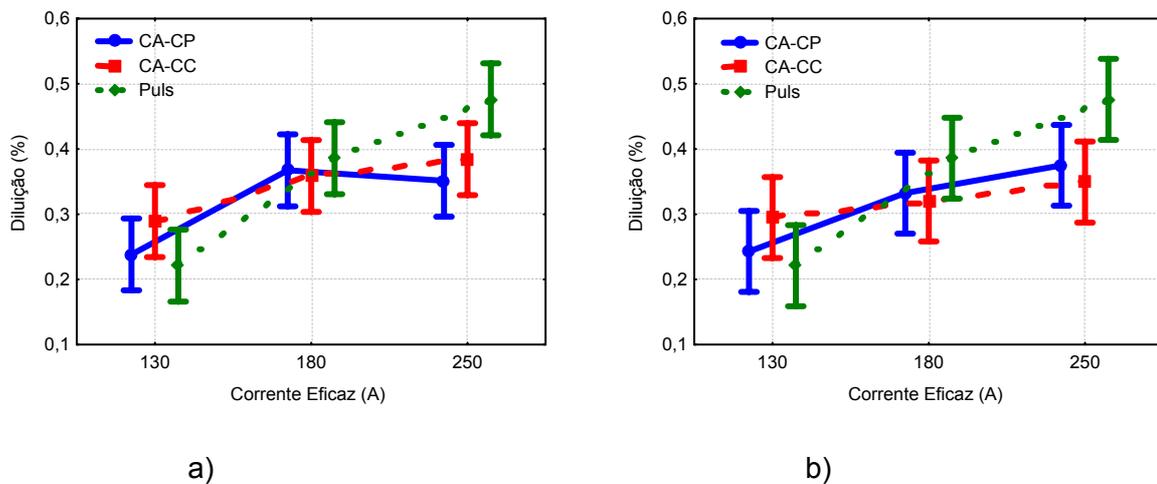


Figura 5.30. Comportamento da diluição para 15 % CAEN (a) e 35 % CAEN (b).

### 5.2.2 Influência do tipo de onda no aspecto superficial do cordão de solda

Comparando os tipos de onda aplicados nas soldagens (CA-CP, CA-CC e CP-CP), foi realizada uma avaliação do aspecto superficial do cordão de solda e seu resultado está mostrado na Tabela 5.12.

Tabela 5.12. Avaliação do aspecto superficial do cordão de solda em relação ao tipo de onda.

| <b>Tipo de onda</b> | <b>Média do aspecto superficial</b> |
|---------------------|-------------------------------------|
| CA-CP               | 7,8                                 |
| CA-CC               | 6,8                                 |
| CP-CP               | 5,8                                 |

Como pode ser visto na Tabela 5.12, a média do aspecto superficial foi melhor para a condição CA-CP, seguida de CA-CC e CP-CP, respectivamente. A menor média obtida para a condição CP-CP foi atribuída a uma provável maior interação eletromagnética entre os arcos, uma vez que na condição CP-CP a possibilidade de os picos de corrente estivessem em fase era maior, contribuindo para a atração mútua dos arcos.

Nas soldagens em corrente alternada (CA-CP e CA-CC) a interação entre os arcos tende a ser menor, pois a cada meio ciclo a corrente inverte seu sentido, contribuindo para o enfraquecimento do campo magnético. A menor média obtida para o caso CA-CC pode estar relacionada com a maior dificuldade operacional da fonte que operava em corrente contínua no nível de corrente eficaz mais baixo (130 A). Entretanto, o arco elétrico na corrente contínua apresentou-se mais estável nos demais níveis de corrente.

### 5.3 Soldagem com os eletrodos dispostos lado a lado

É comum encontrar aplicações da soldagem MIG/MAG-DA com os eletrodos dispostos um atrás do outro (“*tandem*”) e lado a lado. Ueyama et al (2005), explorando a soldagem MIG/MAG-DA com os eletrodos em “*tandem*” obtiveram ganhos de produtividade, alcançando velocidades de soldagem de até 4,5 m/min.

Motta (2002), utilizando o processo MIG/MAG-DA em operações de revestimento, avaliou o posicionamento dos eletrodos nas características da solda. Segundo o autor, a soldagem com os eletrodos posicionados lado a lado resultou em penetrações maiores nas regiões próximas às extremidades da solda e menor no centro do cordão. O aumento da corrente média tende a reduzir essa diferença, tornando o perfil de penetração mais

uniforme. O posicionamento em “*tandem*” dos eletrodos resultou em perfis com penetração maior na região central da solda.

Contudo, nos trabalhos consultados na literatura, as aplicações encontradas no processo MIG/MAG-DA com os eletrodos dispostos lado a lado exploraram o uso de corrente pulsada. No presente trabalho foi feita uma comparação entre as soldagens em corrente pulsada (sem a aplicação de defasagem entre os pulsos) e corrente contínua.

Foram analisadas as características geométricas e o aspecto superficial do cordão de solda. Para tanto, as soldagens foram executadas em duas condições distintas: soldagem com ambos os eletrodos em corrente pulsada e, com ambos os eletrodos em corrente contínua.

Foram aplicados três níveis de corrente (130, 180 e 250 A) em cada eletrodo com velocidades de soldagem de 80, 111 e 154 cm/min, respectivamente. A configuração da tocha foi mantida para a condição lado a lado, ou seja, mesma angulação e distância entre os eletrodos. A Tabela 5.1 mostra o resultados obtidos nas soldagens com os eletrodos posicionados lado a lado.

Tabela 5.13. Resultados obtidos nas soldagens lado a lado.

| Nº | Onda     | I <sub>ef</sub> (A) | Valim (m/min) | Lar. (mm) | Ref. (mm) | Pen. (mm) | Dil. |
|----|----------|---------------------|---------------|-----------|-----------|-----------|------|
| 1  | Pulsada  | 130                 | 4,4           | 9,1       | 1,5       | 0,9       | 0,37 |
| 1a | Pulsada  | 130                 | 4,4           | 8,6       | 1,5       | 0,9       | 0,41 |
| 2  | Pulsada  | 180                 | 9,5           | 8,9       | 1,6       | 0,9       | 0,40 |
| 2a | Pulsada  | 180                 | 9,5           | 8,5       | 1,4       | 1,2       | 0,45 |
| 3  | Pulsada  | 250                 | 16,5          | 10,0      | 2,4       | 2,2       | 0,50 |
| 3a | Pulsada  | 250                 | 16,5          | 10,7      | 1,5       | 1,3       | 0,51 |
| 4  | Contínua | 130                 | 5,7           | 8,1       | 1,8       | 1,6       | 0,46 |
| 4a | Contínua | 130                 | 5,7           | 7,7       | 2,0       | 1,6       | 0,47 |
| 5  | Contínua | 180                 | 8,8           | 8,8       | 1,5       | 1,0       | 0,42 |
| 5a | Contínua | 180                 | 8,8           | 9,7       | 2,2       | 1,1       | 0,40 |
| 6  | Contínua | 250                 | 16,2          | 10,1      | 1,7       | 1,1       | 0,45 |
| 6a | Contínua | 250                 | 16,2          | 9,4       | 1,9       | 1,4       | 0,43 |

### 5.3.1 Influência do tipo de onda com os eletrodos dispostos lado a lado nas características geométricas da solda

Foi realizada uma análise estatística de variância para verificar a Influência do tipo de onda com os eletrodos dispostos lado a lado nas características geométricas da solda. A Tabela 5.14 mostra o resultado da análise estatística.

Tabela 5.14. Influência do tipo de onda com os eletrodos dispostos lado a lado nos parâmetros de controle.

| <b>Fator de Controle</b> | <b>Nível de significância (<math>\alpha</math>)</b> |
|--------------------------|---|
| Penetração               | 0,870   |
| Reforço                  | 0,967   |
| Largura                  | 0,467   |
| Diluição                 | 0,366   |

Como pode ser observado na Tabela 5.14, nenhum dos parâmetros de controle foi influenciado pela variação do tipo de onda (corrente pulsada e corrente contínua) na soldagem com os eletrodos dispostos lado a lado.

### 5.3.2 Avaliação do aspecto superficial do cordão de solda em relação ao tipo de onda na soldagem lado a lado.

Foi realizada a análise do aspecto superficial do cordão de solda e seu resultado está mostrado na Tabela 5.15.

Tabela 5.15. Avaliação do aspecto superficial do cordão de solda em relação ao tipo de onda na soldagem lado a lado.

| <b>Tipo de onda</b> | <b>Média do aspecto superficial</b> |
|---------------------|-------------------------------------|
| CP-CP               | 3,9                                 |
| CC-CC               | 3,3                                 |

A análise do aspecto superficial indica que ambos os tipos de onda utilizados com os eletrodos dispostos lado a lado apresentam cordões de solda com baixa qualidade no acabamento superficial, tendendo a ser um pouco melhor no caso de corrente pulsada.

Problemas como excesso de respingos, porosidade e cordões de solda tortuosos foram encontrados, sobretudo na soldagem em corrente contínua com corrente de 130 A. Foram observados também, em ambos os tipos de onda, que durante as soldagens os arcos apresentavam-se muito instáveis com problemas de sopro magnético.

Este resultado indesejável indica a necessidade de se utilizar a tecnologia de defasagem de pulsos, no caso de corrente pulsada. Motta (2002), utilizando a tecnologia de defasagem entre os pulsos de corrente na soldagem de revestimento, obteve bons resultados em relação ao aspecto superficial do cordão de solda com os eletrodos dispostos lado a lado em relação à direção de soldagem.

#### 5.4 Comparação entre soldagem com os eletrodos posicionados em “*tandem*” e lado a lado

Foi verificada a influência do posicionamento dos eletrodos em relação ao sentido de deslocamento (“*Tandem*” e Lado a Lado). Para realizar a comparação com as soldagens executadas com os eletrodos posicionados em “*tandem*”, foi escolhida a condição pulsada para os eletrodos dispostos lado a lado, pois em corrente contínua o cordão de solda apresentou aspecto superficial inferior. Os resultados obtidos nas soldagens estão mostrados na Tabela 5.16. A Figura 5.31 mostra a fotografia da secção transversal dos corpos de prova soldados com os eletrodos dispostos em “*tandem*” e lado a lado.

Tabela 5.16. Resultados obtidos nas soldagens “*tandem*” e lado a lado.

| Nº | Posicionameto     | I ef (A) | Valim (m/min) | Lar. (mm) | Ref. (mm) | Pen. (mm) | Dil. |
|----|-------------------|----------|---------------|-----------|-----------|-----------|------|
| 1  | “ <i>Tandem</i> ” | 130      | 3,9           | 6,8       | 2,2       | 0,8       | 0,18 |
| 1a | “ <i>Tandem</i> ” | 130      | 3,9           | 5,4       | 1,4       | 1,0       | 0,32 |
| 2  | “ <i>Tandem</i> ” | 180      | 8,1           | 8,2       | 1,4       | 1,3       | 0,43 |
| 2a | “ <i>Tandem</i> ” | 180      | 8,1           | 7,4       | 1,5       | 1,4       | 0,44 |
| 3  | “ <i>Tandem</i> ” | 250      | 14,1          | 10,3      | 1,3       | 1,2       | 0,43 |
| 3a | “ <i>Tandem</i> ” | 250      | 14,1          | 9,5       | 1,3       | 1,7       | 0,53 |
| 4  | Lado a Lado       | 130      | 4,4           | 9,1       | 1,5       | 0,9       | 0,37 |
| 4a | Lado a Lado       | 130      | 4,4           | 8,6       | 1,5       | 0,9       | 0,41 |
| 5  | Lado a Lado       | 180      | 9,5           | 8,9       | 1,6       | 0,9       | 0,40 |
| 5a | Lado a Lado       | 180      | 9,5           | 8,5       | 1,4       | 1,2       | 0,45 |
| 6  | Lado a Lado       | 250      | 16,5          | 10,0      | 2,4       | 2,2       | 0,50 |
| 6a | Lado a Lado       | 250      | 16,5          | 10,7      | 1,5       | 1,3       | 0,51 |

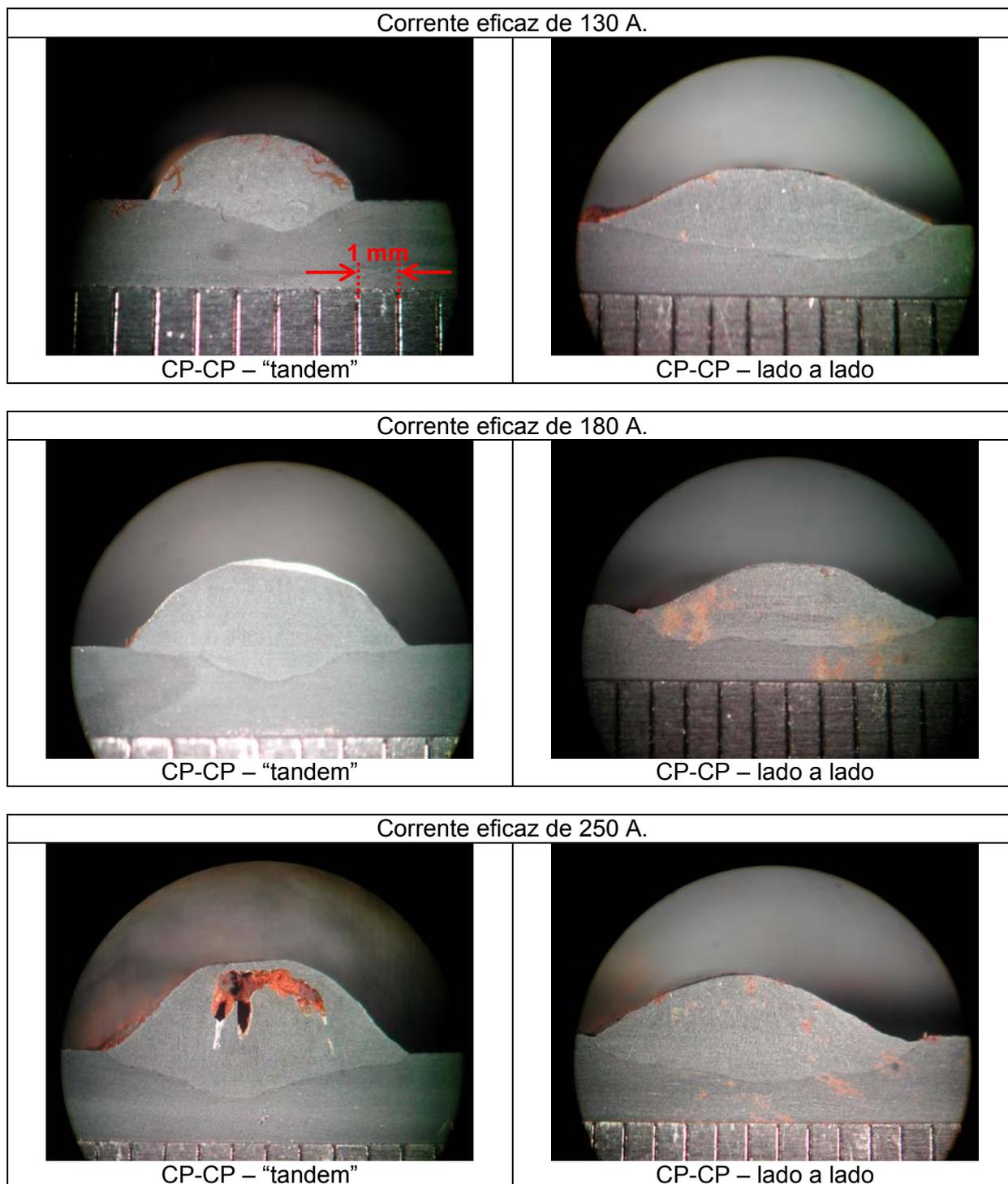


Figura 5.31. Secção transversal dos corpos de prova soldados com os eletrodos dispostos em “tandem” e lado a lado

De posse dos resultados colhidos nas soldagens, analisou-se a influência do posicionamento dos eletrodos em relação à direção de soldagem nas características geométricas da solda. Para realizar a influência da disposição dos eletrodos nas

características da solda, realizou-se uma análise estatística de variância e seu resultado está mostrado na Tabela 5.17.

Tabela 5.17. Influência da disposição dos eletrodos nos parâmetros de controle.

| Fator de Controle | Nível de significância ( $\alpha$ ) |
|-------------------|-------------------------------------|
| Penetração        | 0,879                               |
| Reforço           | 0,138                               |
| Largura           | <b>0,014</b>                        |
| Diluição          | <b>0,004</b>                        |

Como pode ser observado na Tabela 5.17, a penetração e o reforço da solda não foram influenciados (estatisticamente). Entretanto, a largura e a diluição foram influenciadas pela disposição dos eletrodos.

Apesar de não ter apresentado influência estatística na penetração da solda, as soldagens com os eletrodos dispostos lado a lado conferiram um perfil de penetração diferente do que é observado no modo “*tandem*”, como pode ser visto na Figura 5.31. Na disposição lado a lado a penetração obtida é mais uniformemente distribuída na área diluída. Já na disposição em “*tandem*”, verifica-se que o perfil da penetração é mais evidente no centro do cordão. Este resultado está de acordo com o obtido por Motta (2002). Segundo o autor a penetração no centro dos cordões tende a aumentar e, nas laterais, a diminuir, com a mudança no posicionamento dos eletrodos de lado a lado para “*tandem*”.

A Figura 5.32 mostra a influência da disposição dos eletrodos na largura da solda.

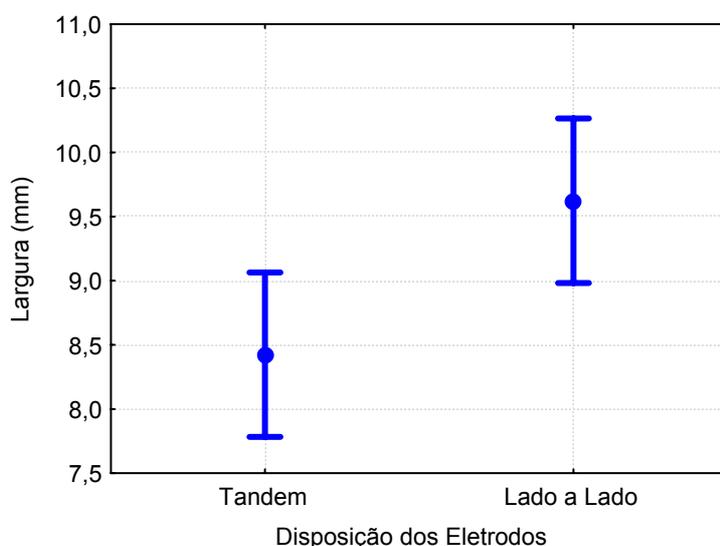


Figura 5.32. Influência da disposição dos eletrodos na largura do cordão de solda.

Como pode ser observado na Figura 5.32, a largura foi maior para as soldagens com os eletrodos dispostos lado a lado. A análise das fotografias das secções transversais na Figura 5.31 já mostra de forma evidente a diferença entre as larguras em “*tandem*” e lado a lado. A diferença na largura entre “*tandem*” e lado a lado é na ordem de 14%. Em operações de revestimento, onde cordões mais largos são preferíveis, a condição lado a lado pode ser preferida. Entretanto, deve-se atentar para o fato de que o acabamento superficial conseguido pela condição lado a lado pode comprometer a qualidade do revestimento (sem a aplicação da tecnologia da defasagem entre os pulsos).

A diluição também sofreu influência estatística da disposição dos eletrodos. A Figura 5.33 mostra Influência da disposição dos eletrodos na diluição da solda.

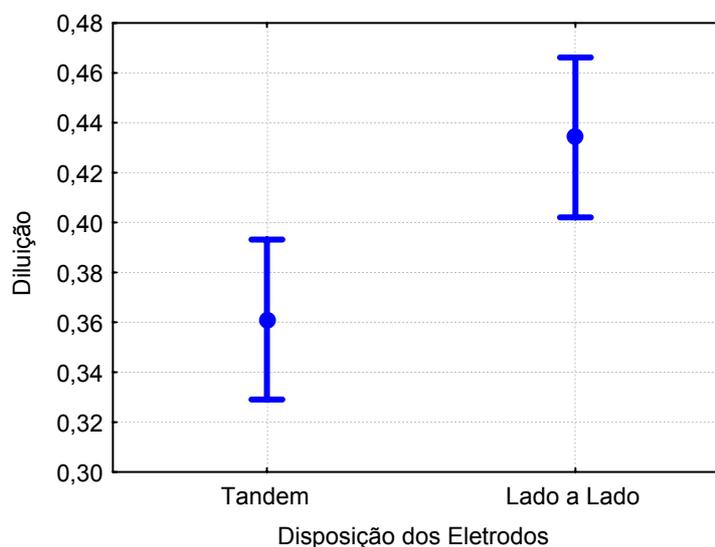


Figura 5.33. Influência da disposição dos eletrodos na diluição da solda.

Como pode ser observado na Figura 5.33, a diluição com os eletrodos dispostos lado a lado foi superior, aproximadamente 22% maior. Como pode também ser confirmado pela análise da Figura 5.31, a área diluída com os eletrodos em “*tandem*” fica mais concentrada na parte central da solda. Com os eletrodos lado a lado, a área diluída é bem maior.

Em princípio, a menor diluição obtida com a configuração “*tandem*”, pode ser uma vantagem operacional nas operações de revestimento por soldagem. Entretanto, deve-se levar em consideração que a menor diluição, acompanhada com uma menor largura é responsável por um cordão de solda mais estreito podendo apresentar risco potencial de ser uma região de concentração de tensão.

Embora a configuração lado a lado seja responsável por conferir maior diluição, o perfil de penetração obtido é mais distribuído, característica importante na união de juntas. De qualquer forma, uma exploração mais detalhada deverá ser realizada para melhor quantificar este efeito.

Na soldagem com os eletrodos dispostos em “*tandem*”, a poça de fusão formada pelo primeiro eletrodo é preenchida pelo segundo, localizado logo atrás. O arco do segundo eletrodo concentra-se na poça fundida e tende a aumentar a penetração da solda no centro do cordão. Com os eletrodos dispostos lado a lado em relação à direção de soldagem, cada eletrodo exerce a pressão do arco em pontos distintos do metal de solda, o que favorece uma área diluída mais amplamente distribuída.

A mudança no posicionamento dos eletrodos em relação à direção de soldagem indica que é possível a modificar o perfil geométrico do cordão de solda, sobretudo a largura e a diluição da solda. Este resultado indica mais uma variável a ser considerada, além das demais tratadas neste estudo, indicando uma maior flexibilidade do processo.

Conforme a aplicação desejada, é possível se obter uma combinação de parâmetros que satisfaçam à necessidade de cada caso, seja em aplicações de revestimento, onde cordões mais largos e com menor diluição são preferidos, ou em aplicações de soldagem de juntas em altas velocidades de soldagem, o processo MIG/MAG-DA com diferentes combinações de onda (CA-CP, CA-CC e CP-CP) mostra-se uma alternativa bem atrativa.

## 5.5 Avaliação da microestrutura

Foi realizada uma avaliação da microestrutura resultante de cada condição soldada. Foram avaliados os seguintes aspectos: o nível de corrente eficaz, a % CAEN, o tipo de onda e a disposição dos eletrodos em relação à direção de soldagem.

A avaliação da microestrutura foi realizada na zona afetada pelo calor na região de grãos grossos (ZAC-GG), uma vez que esta é caracterizada por ser a mais problemática da ZAC de um aço (Marques *et al*, 2005). A caracterização da microestrutura foi realizada através de microscopia ótica utilizando-se um microscópio com câmera digital acoplada e sistema de aquisição de imagem. As fotografias foram captadas com um aumento de 500 X.

Os constituintes da microestrutura foram classificados e indicados nas Figuras 5.34, 5.35, 5.36, 5.37 e 5.38. A classificação dos constituintes seguiu a mesma nomenclatura adotada pelo “*International Institute of Welding*” (IIW). A seguir são listados os constituintes segundo o IIW:

- ferrita de contorno de grão – PF(G).
- ferrita poligonal intragranular – PF(I).
- ferrita com segunda fase alinhada - FS(A).
- ferrita com segunda fase não alinhada – FS(NA).
- ferrita acicular – FA.
- agregado ferrita-carboneto - FC
- martensita – M.

Os aspectos gerais da microestrutura como tipo e tamanho dos constituintes foram avaliados e comparados de acordo com as condições de soldagens exploradas. A análise foi feita com base na avaliação visual das fotografias. As Figuras 5.34, 5.35, 5.36, 5.37 e 5.38 mostram as fotografias das microestruturas com as indicações dos constituintes nas condições de soldagem aplicadas.

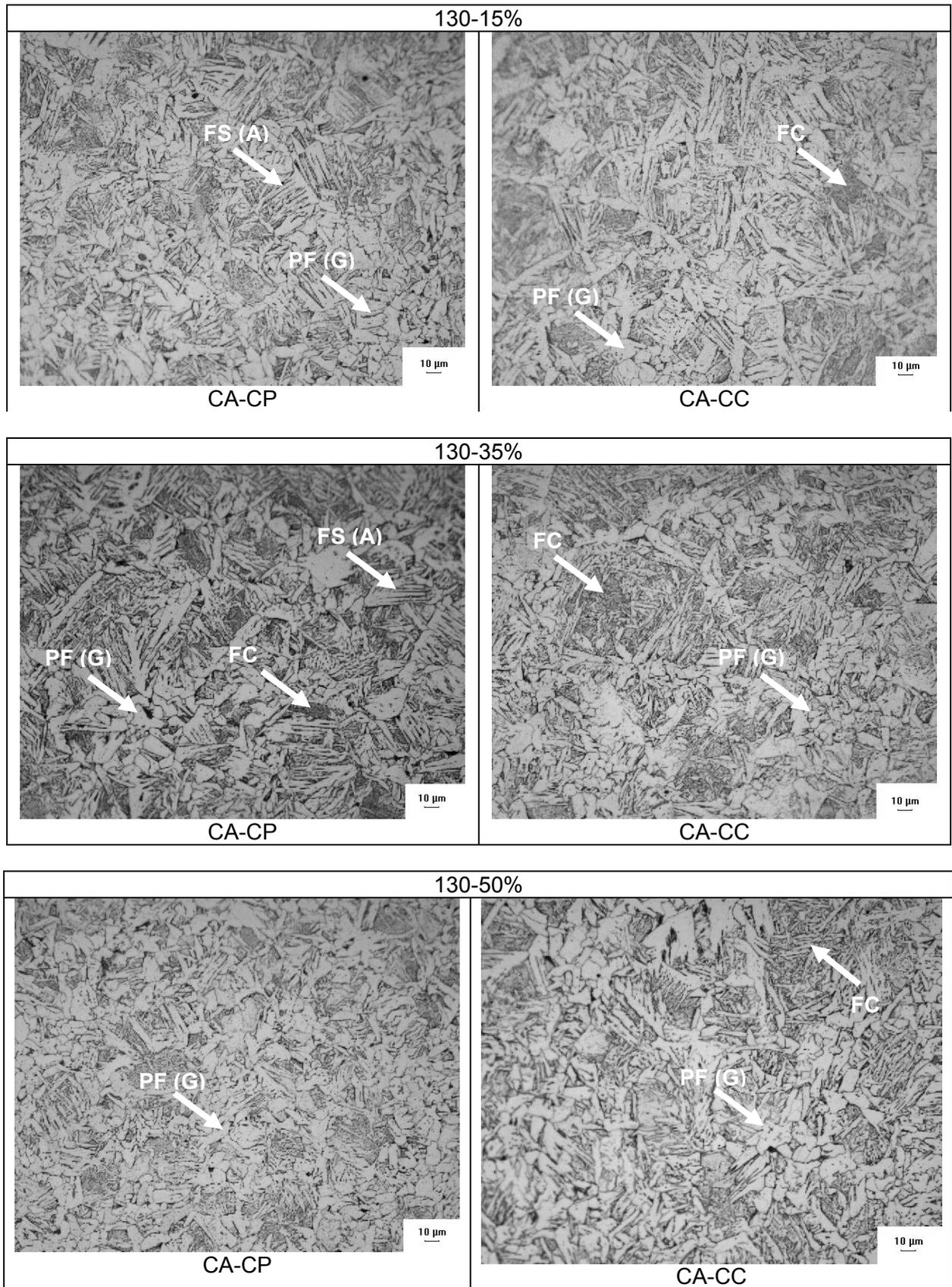


Figura 5.34. Microestrutura dos corpos de prova soldados em corrente alternada (CA-CP e CA-CC) com o nível de corrente de 130 A.

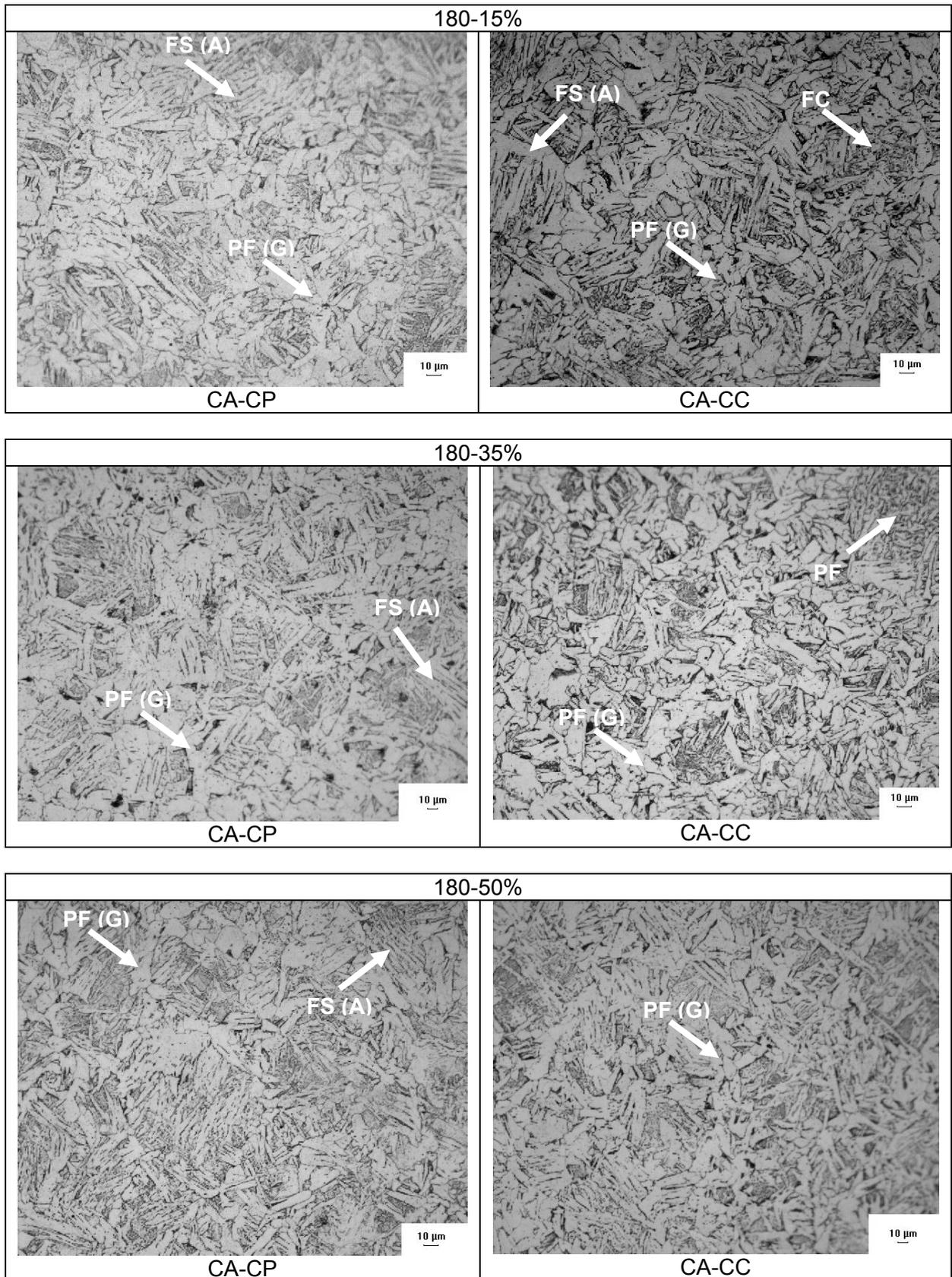


Figura 5.35. Microestrutura dos corpos de prova soldados em corrente alternada (CA-CP e CA-CC) com o nível de corrente de 180 A.

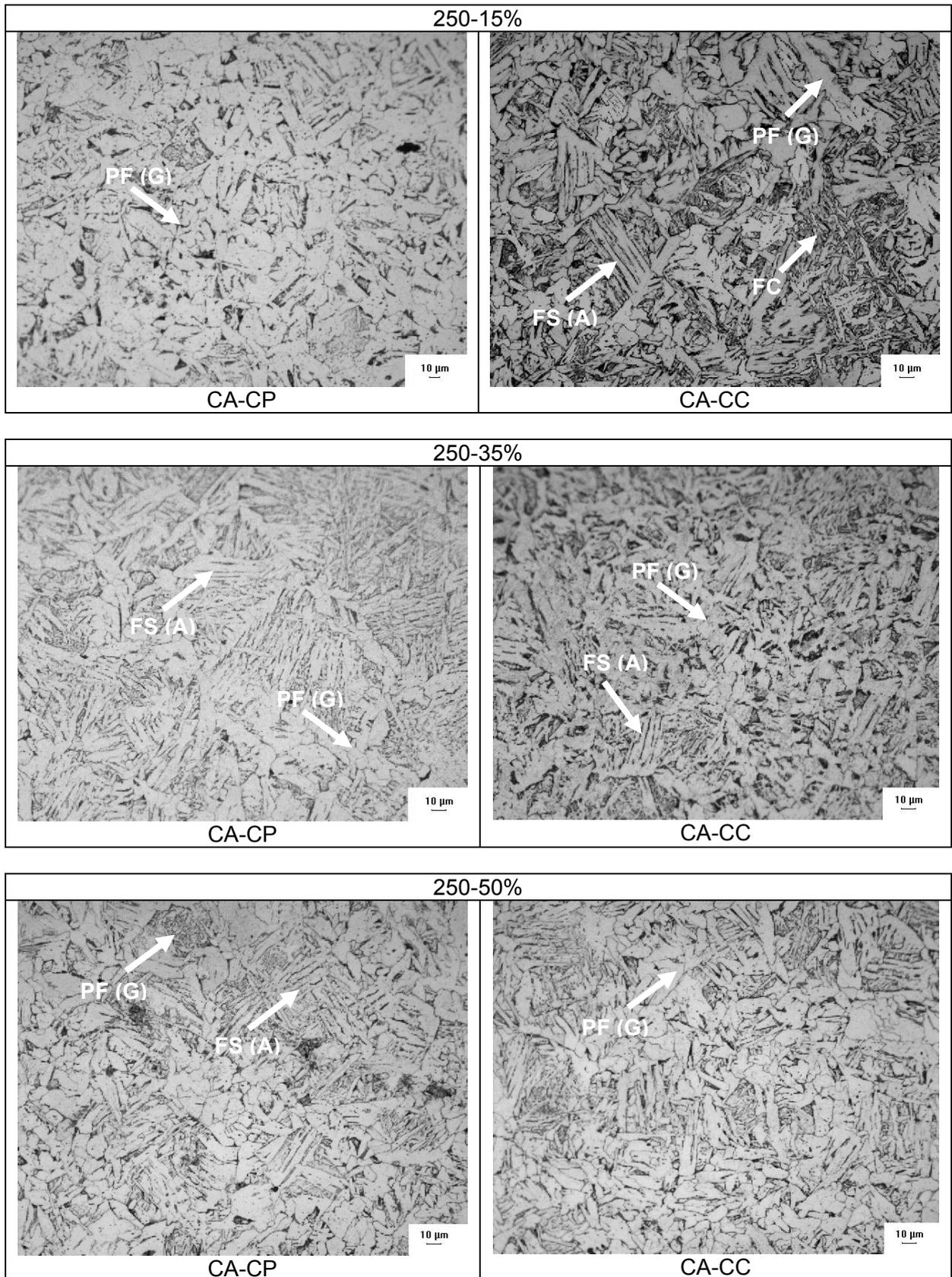
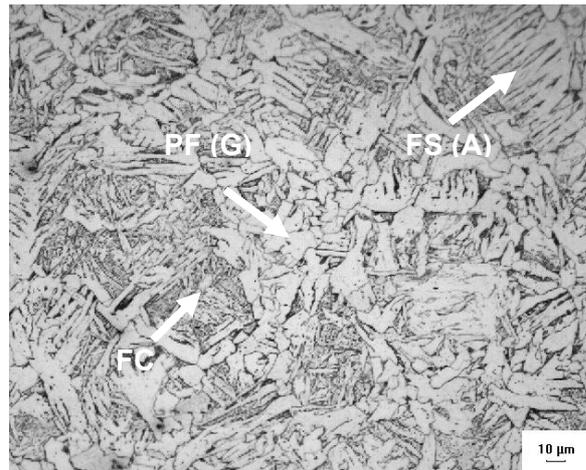
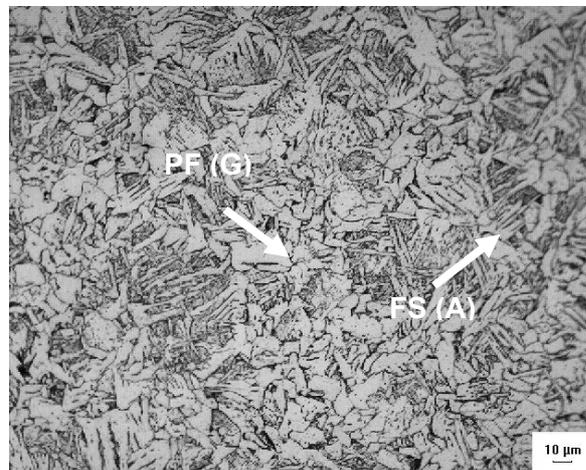


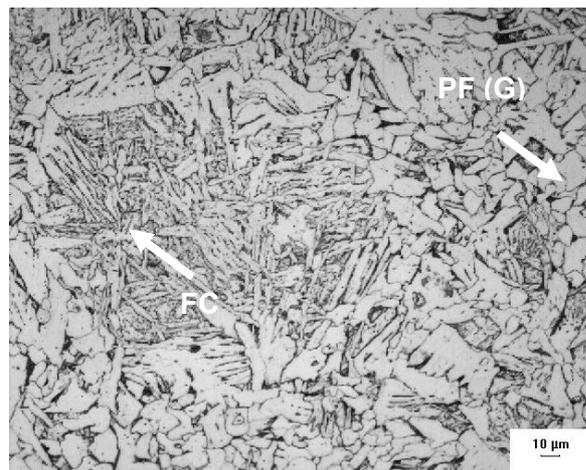
Figura 5.36. Microestrutura dos corpos de prova soldados em corrente alternada (CA-CP e CA-CC) com o nível de corrente de 250 A.



CP-CP-130 A



CP-CP-180 A



CP-CP-250 A

Figura 5.37. Microestrutura dos corpos de prova soldados em corrente pulsada para diferentes níveis de corrente.

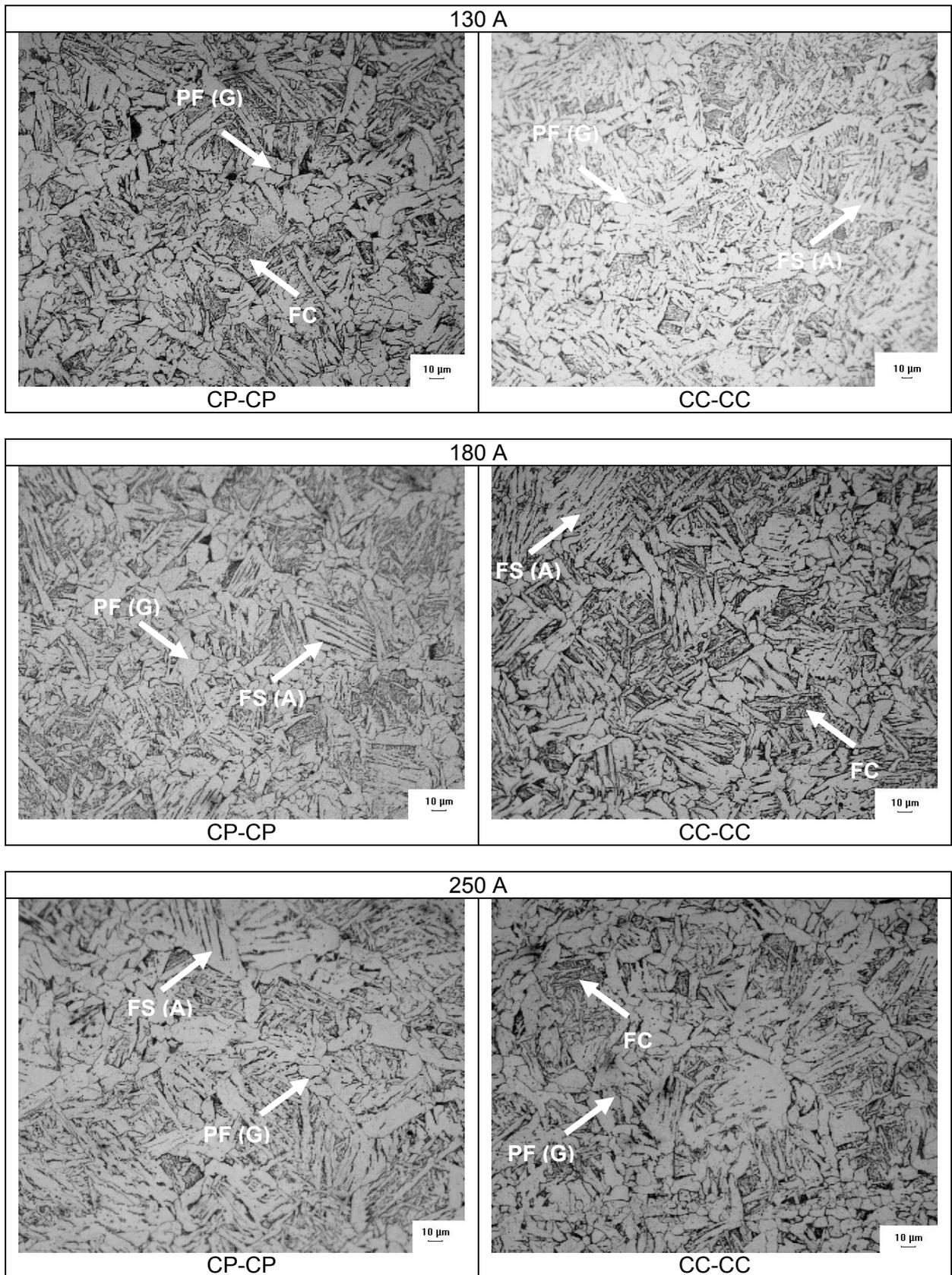


Figura 5.38. Microestrutura dos corpos de prova soldados com os eletrodos dispostos lado a lado para diferentes níveis de corrente.

De um modo geral verifica-se, analisando as Figuras 5.34 à 5.38, que a microestrutura resultante da ZAC-GG das condições soldadas apresentou-se de forma relativamente complexa e composta de vários constituintes, dificultando assim a identificação do tamanho do grão nesta região. Entretanto, observa-se que a microestrutura dos corpos de prova constituiu de ferrita de contorno de grão, ferrita de placas laterais e, em menor proporção, de perlita. A menor ocorrência de perlita se deu provavelmente devido ao baixo percentual de carbono contido tanto do metal de base como do metal de adição.

Em relação aos níveis de corrente utilizados, percebe-se que com o aumento do nível de corrente resulta em uma microestrutura mais grosseira, com os constituintes apresentando um tamanho médio maior (Figuras 5.34, 5.35 e 5.36). Este resultado já era esperado, uma vez que com o aumento do nível de corrente, aumenta-se a energia imposta à solda e com isso obtém-se uma microestrutura mais grosseira.

Analisando as soldagens realizadas em corrente alternada (Figuras 5.34, 5.35 e 5.36), particularmente com a alteração na % CAEN, verifica-se que o aumento da % CAEN resulta em uma microestrutura mais refinada. Este efeito foi mais evidente para os níveis de corrente mais elevados e menos expressivo para a corrente de 130 A. Este resultado indica que é possível se obter microestruturas diferentes para um mesmo nível de corrente eficaz, através da alteração do nível de % CAEN. Uma vez que o aumento da % CAEN está relacionado com a diminuição do aporte térmico, pode-se relacionar o refino da microestrutura com a redução do calor imposto ao metal de base proporcionada pelo aumento da % CAEN.

A microestrutura resultante não mostrou variação significativa ao se variar o tipo de onda utilizado (CA-CP, CA-CC e CP-CP). Entretanto, pode ser observado que as soldagens em CA apresentaram-se mais semelhantes à corrente pulsada na porcentagem de 50 % de corrente na polaridade negativa, com as microestruturas dos níveis 15 e 35 % de CAEN tendendo a ser mais grosseira que a corrente pulsada. Contudo Ghosh *et al* (1998), comparando as características do revestimento utilizando corrente contínua e corrente pulsada pelo processo MIG/MAG com simples arame, concluíram que a utilização de corrente pulsada é responsável por produzir uma microestrutura mais refinada.

Nas soldagens com os eletrodos dispostos lado a lado não se verificou uma modificação aparente na microestrutura ao se variar o tipo de onda de corrente pulsada para corrente contínua. Em comparação com as soldagens realizadas com os eletrodos em “*tandem*” também não se verificou diferenças significativas na microestrutura.

## CAPÍTULO VI

### Análise geral dos resultados

Com base nos resultados dos experimentos realizados, foi possível fazer as seguintes discussões específicas:

- O aumento do nível de corrente eficaz promove o aumento do reforço, da penetração, da largura e da diluição da solda. O melhor aspecto superficial do cordão de solda foi obtido para a corrente eficaz de 180 A.
- Nas soldagens realizadas em corrente alternada, a aplicação de corrente alternada e pulsada (CA-CP) no processo MIG/MAG-DA promove redução da largura da solda e diminuição da diluição, quando comparada à corrente pulsada e corrente contínua (CA-CC).
- A condição CA-CC resulta em uma maior taxa de fusão de arame. Em relação ao aspecto superficial do cordão de solda, ambas as condições resultam em um cordão de solda com bom acabamento superficial, tendendo a ser um pouco melhor para a condição CA-CP.
- Para um mesmo nível de corrente eficaz, o aumento da porcentagem de corrente alternada com o eletrodo na polaridade negativa (% CAEN) promove o aumento do reforço, da taxa de fusão do arame, da redução da largura e da diluição da solda. Dentro da faixa de % CAEN estudada, o aspecto superficial do cordão foi melhor para 35 % CAEN.
- O sentido de deslocamento do eletrodo em relação ao tipo de onda aplicado exerce influencia no reforço e na diluição da solda. A aplicação de corrente alternada no eletrodo anterior (configuração “*tandem*”) promove o aumento do reforço e a redução da diluição. O aspecto superficial do cordão de solda mostrou-se satisfatório para os dois sentidos de deslocamento, entretanto, um melhor acabamento foi obtido para a aplicação de corrente alternada no eletrodo posterior.
- Para um mesmo nível de corrente eficaz, aplicação de corrente alternada no processo MIG/MAG-DA (CA-CP e CA-CC), em comparação com a corrente pulsada (CP-CP), promove o aumento do reforço, da taxa de fusão do arame com a

---

diminuição da largura e da diluição da solda. O aspecto superficial foi melhor para a condição CA-CP.

- Para a configuração dos eletrodos dispostos lado a lado, o tipo de onda aplicado (corrente pulsada e corrente contínua) não mostrou influência nas características geométricas da solda.
- As soldagens realizadas com os eletrodos dispostos lado a lado promovem a formação de um cordão de solda com maior largura e maior diluição da solda quando comparados com os eletrodos dispostos longitudinalmente (em “*tandem*”). O aspecto superficial das soldagens em “*tandem*” mostrou-se muito melhor em relação à condição lado a lado.
- De uma forma geral, a microestrutura na região da ZAC-GG mostrou-se similar em todas as condições de soldagens exploradas, com a formação de ferrita de contorno de grão, ferrita de placas laterais e, em menor quantidade, perlita. Contudo as variáveis analisadas causaram variação na microestrutura final: o aumento do nível de corrente tende a produzir uma microestrutura mais grosseira e o aumento da % CAEN promove o refino da microestrutura.

## **CAPÍTULO VII**

### **Conclusões**

De uma forma geral, é possível concluir que:

- A aplicação de corrente alternada no processo MIG/MAG com duplo arame é viável e pode ser explorada com êxito.
- A aplicação de corrente alternada no processo MIG/MAG com duplo arame acarreta na redução da largura e na diluição, além de aumentar o reforço do cordão de solda e da taxa de fusão do arame.

## **CAPÍTULO VIII**

### **Sugestões para trabalhos futuros**

A seguir são propostas sugestões de trabalhos futuros sobre a soldagem com o processo MIG/MAG-DA em corrente alternada:

- Realizar um estudo comparativo entre as soldagens com e sem a utilização da tecnologia de defasagem entre os pulsos de corrente.
- Construir um programa de computador capaz de realizar o ajuste automático das variáveis do processo, bem como o comando das fontes de soldagem a fim de manter os arcos estáveis.
- Aplicação de corrente alternada nas duas fontes com o objetivo de se estudar a estabilidade dos arcos e de se avaliar o processo em aplicações de soldagem de chapas finas e operações de revestimento.
- Verificar a influência da DBCP e do gás de proteção utilizado na estabilidade dos arcos voltaicos e nas características geométricas da solda.
- Realizar ensaios de revestimento com o MIG/MAG-DA em corrente alternada aplicando arame tubular, verificando as propriedades mecânicas e características metalúrgicas do revestimento.
- Realizar um estudo sobre o nível de tensões residuais na peça soldada, comparando as soldagens realizadas no processo MIG/MAG-DA em corrente alternada, corrente pulsada e corrente contínua.

## CAPÍTULO IX

### Referências

Amin, M. Synergic Pulse MIG Welding. **Metal Construction**, Vol. 13, nº 6, p. 349-353, 1981.

ASM. ASM Handbook Vol. 6. **Welding, Brazing & Soldering**. ASM International, 1993. 1229p.

AWS. American Welding Society. **Welding Handbook**, vol. 1, 8<sup>th</sup> Edition, USA, 1991. 638p.

Bailey, N.; Coe, F. R.; Gooch, T. G.; Hart, P. H. M.; Jenkins, N.; Pargeter, J. **Welding Without Hydrogen Cracking**. 2<sup>nd</sup> Edition. Abington Publishing for TWI, Cambridge, 1993.

Bálsamo, P. S. S.; Vilarinho, L. O.; Scotti, A. Determinação Criteriosa dos Parâmetros de Pulso para Soldagem MIG Pulsada em Alumínio e Aço Inoxidável. **Soldagem & Inspeção**. Vol. 6, p. ST-1 - ST-9. Maio, 2000.

Bunker, T. A. Multi-Electrodes in SAW with Square Wave AC Power. **Welding Journal**. Vol. 61, p. 36 – 40. July, 1982.

Bykosovskii, D. G.; *et al.* Compensation of the Electromagnetic Interaction between Arcs in Twin-Arc Welding. **Svar. Proiz.** Nº 3, p. 11 – 22, 1977.

D'Oliveira, A. S. C. M.; Paredes, R. S. C.; Santos, R. L. C. Pulsed Current Plasma Transferred Arc Hardfacing. **Journal of Materials Processing Technology**. Vol. 171, p. 167 – 174, 2006.

Dilthey, U. & Höcker F. Last Developments and Applications of GMA Brazing. **Proceedings of the IIW Conference: Technical Trends and Futures Prospectives of Welding Technology for Transportation, Land, Sea, Air and Space**. Osaka, Japan, p. 32 – 42. July, 2004.

Dilthey, U. & Stein, L. Technical Trends and Future Prospects of European Automotive Industry. **Proceedings of the IIW Conference: Technical Trends and Futures Prospectives of Welding Technology for Transportation, Land, Sea, Air and Space**. Osaka, Japan, p. 20 – 31. July, 2004.

Dupont, J. N.; Banovic, S. W.; Marder, A. R. Microstructural Evolution and Weldability of Dissimilar Welds between a Super Austenitic Stainless Steel and Nickel-Based Alloys. **Welding Journal**. Vol. 82, nº 6, p. 125-s – 135-s. June, 2003.

Easterling, K. **Introduction to the Physical Metallurgy of Welding**. Butterworth & Heinemann. London, 1983.

Ecer, M. G. Magnetic Deflection of the Pulsed Current Welding Arc. **Welding Journal**. Vol. 59, nº 6, p. 183s - 191s. June, 1980.

Evans, G. M. The Effect of Heat Input on the Microstructure and Properties of C-Mn All-Weld-Metal Deposits. **Welding Journal**. Vol. 61, nº 4, pp. 125-s – 132-s. April, 1982

Farias, J. P. **Influência da Composição do Revestimento na Estabilidade e Transferência de Metal em Eletrodos Básicos**. Tese de Doutorado, UFSC, Florianópolis, SC, 164p, 1985.

Goecke, S.; Hedegård, J.; Lundin, M.; Kaufmann, H. Tandem MIG/MAG Welding. **Svetsaren**. Nº 2-3, 2001.

Gohr, Raul Jr. **Novos Métodos de Controle da Soldagem MIG/MAG**. Tese de Doutorado, UFSC, Florianópolis, SC, 165p, 2002.

González, A. M. R. & Dutra, J. C. Análise e Desenvolvimento do Processo MIG/MAG Duplo Arame com Potencial Único. **Soldagem & Inspeção**. Ano 6, nº 10. Dezembro, 2000.

Gosh, p. K.; Gupta, P. C.; Goyal, V. K. Stainless Steel Cladding of Structural Plate Using the Pulsed Current GMAW Process. **Welding Journal**. Vol. 77, nº 6, p. 307s - 314s. July, 1998.

Groetelaars, P. J.; Morais, C. O.; Scotti, A. Influência do Comprimento do Arco Sobre a Transferência Metálica no Processo MIG/MAG Duplo-Arame com Potencial Único. In: III Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação - COBEF 2005. **Anais...** Joinville, SC. ABCM, v. CD ROM, 2005.

Hackl, H.. Faster with Two Wire Electrodes Metal Inert Gas Welding of Aluminium Materials. **Proceedings, Exploiting Advances in Arc Welding Technology**. TWI. Abington, Cambridge, UK. 1997.

Hackl, H. TIME TWIN – High Speed GMA Welding with Two Wire Electrodes. **Seventh International Welding Symposium**. Kobe, Japan, 2001.

Haidar, J.; Lowke, J. Effect of CO<sub>2</sub> Shielding Gas on Metal Droplet Formation in Arc Welding. **IEEE Transactions on Plasma Science**. Vol. 25, nº 5, p. 931 – 936. October 1997.

Harwing, D. D; Dierksheide, J. E.; Yapp, D.; Blackman, S. Melting Rate Analysis of the VP-GMAW Process. **AWS Professional Program & Poster Session**. 2003. Disponível em <<http://www.aws.org/conferences/abstracts/2003/01a.pdf>>. Acessado em: 10/10/2006.

Harwing, D. D; Dierksheide, J. E.; Yapp, D.; Blackman, S. Arc Behavior and Melting Rate in the VP-GMAW Process. **Welding Journal**, Vol. 85, nº 3, p.52s - 62s. March, 2006.

Hedegård, J.; Tolf, E.; Andersson, J. Improved Quality, Productivity and Versatility for Tandem-MAG Process. **Svetsaren**. Nº 2. 2005.

Jones, L. S. **Dynamic Electrode Forces in Gas Metal Arc Welding**. Phd Thesis. Massachusetts Institute of Technology. USA, 313p. 1995.

Jönsson, P. J. **Arc Parameters and Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding**. Thesis, Massachusetts Institute of Technology. USA, 332p. 1993.

Joseph, A.; Webb, C.; Haramia, C.; Yapp, D. Variable Polarity Improves Welding Brazing of Galvanized Sheet. **Welding Journal**, Vol. 80, nº 20, p. 36 – 40. October, 2001

Kannan, T.; Murugan, N. Effect of Flux Cored Arc Welding Process Parameters on Duplex Stainless Steel Clad Quality. **Journal of Materials Processing Technology**. Vol. 176, p. 230 – 239. 2006

Kashani, H.; Amadeh, A.; Ghasemi, H. M. Room and High Temperature Wear Behaviors of Nickel and Cobalt Base Weld Overlay Coatings on Hot Forging Dies. **Wear**. Vol. 262, p. 800 – 806. March, 2007.

Kim, Y-S. **Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding**. Phd Thesis. Massachusetts Institute of Technology. USA, 294p. 1989.

Kim, Y-S.; Eagar, T. W. Analysis of Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding. **Welding Journal**. Vol. 72, p.269s – 277s. June, 1993.

Kou, S. **Welding Metallurgy**. 2<sup>nd</sup> edition. John Wiley & Sons, Inc. 466p. 2002.

Lai, G. Y.; Blogg, N. Unifuse® Overlay Cladding for Surface Protection against Corrosion and Erosion/Corrosion in Power Boilers and Waste Heat Recovery Systems. **Operation Maintenance and Materials Issues**. Vol. 3, Issue 3. December, 2004.

Lancaster, J. F. **The Physics of Welding**. 2<sup>nd</sup> edition, New York Pergamon Press. 297p. 1986.

Machado, I. G. **Soldagens e Técnicas Conexas: Processos**. Editado pelo autor. Porto Alegre, RS, 477p. 1996.

Mamami, L. G.; Dutra, J. C.; Gohr Júnior, R. Desenvolvimento de um programa Computacional para Controle Sinérgico de Processo de Soldagem MIG/MAG. **Anais... XXII Encontro Nacional de Tecnologia de Soldagem**, Blumenau – SC, p. 401 – 409. 1996.

Marques, P. V.; Modenesi, P. J.; Bracarense, A. Q. **Soldagem: Fundamentos e Tecnologia**. Ed. UFMG, Belo Horizonte, MG, 363p. 2005.

Melton, G. B. Joining of Thin Sheet Aluminium, Stainless and Coated Steels by the AC Pulsed MIG Welding and Brazing Process. TWI proposal PR4945-1. 2001.

Mendez, P. F. & Eagar, T. W. Penetration and Defect Formation in High-Current Arc welding. **Welding Journal**. Vol. 82, nº 10, p. 296-s – 306-s. October, 2003.

Michie, K.; Blackman, S.; Ogunbiyi, T. E. B. Twin Wire GMAW: Process Characteristics and Applications. **Welding Journal**. Nº 5, p. 31 - 34. May, 1999.

Miranda, H. C. **Influência da Indutância na Soldagem MIG/MAG na Posição Sobrecabeça**. Dissertação de Mestrado, UFU, Uberlândia, MG. 1999.

Miranda, H. C. **Reconhecimento e Controle da Transferência Metálica o Processo MIG/MAG Pulsado**. Tese de Doutorado, UFU, Uberlândia, MG. 213p. 2002.

Modenesi, P. J.; Avelar, R. C. The Influence of Small Variations of Wire Characteristics on Gas Metal Arc Welding Process Stability. **Journal of Materials Processing Technology**. Vol. 86, nº 1, p. 226–232. 1997.

Modenesi, P. J. **Soldagem de Ligas Metálicas**. Apostila do Curso de Pós-graduação, Universidade Federal de Minas Gerais, UFMG, 34p. 2001.

Modenesi, P. J. **Introdução à Física do Arco Elétrico e sua Aplicação na Soldagem dos Metais**. Apostila do Curso de Pós-graduação, Universidade Federal de Minas Gerais, UFMG, 145p. 2004.

Morehead, T. Automatic Multiwire GMAW Multiplies Productivity. **Welding Journal**. Vol. 82, nº 6, p. 40 – 43. June, 2003.

Motta, M. F. **Aplicação do Processo MIG/MAG Pulsado com Duplo Arame e Potenciais Isolados em Operações de Revestimento**. Tese de Doutorado, UFSC, Florianópolis, SC. 153p. 2002.

Motta, M. F. & Dutra, J. C. Estudo das Variáveis do Processo MIG/MAG Duplo Arame com Potenciais Isolados na Soldagem de Aço Carbono. In: XXX Congresso Nacional de Soldagem – CONSOLDA. **Anais...** Rio de Janeiro, RJ. Associação Brasileira de Soldagem – ABS. 2004.

Motta, M. F.; Dutra, J. C.; Gohr Jr., R. G. A Study on Out-of-Phase Current Pulses of the Double-Wire MIG/MAG Process with Insulated Potentials on Coating Applications. **Welding and Cutting**. Vol. 4, nº 1, p. 26 – 32. 2005.

Norrish, J. **Advanced Welding Process**. IOP Publishing, Bristol, Philadelphia and New York. 375p. 1992.

Paiva, F. D. Q.; Pessoa E. F.; Farias, J. P.; Miranda, H. C., Motta, M. F. Efeito da Soldagem MIG/MAG em Corrente Alternada sobre a Geometria da Solda. **Soldagem & Inspeção**. Vol. 10, nº 4. Outubro – Dezembro, 2005.

Pessoa, E. F.; Paiva, F. D. Q.; Aquino Jr, A., P.; Farias, J. P.; Miranda, H. C., Motta, M. F. Estudo da Aplicação do Processo GMAW em Corrente Alternada na Soldagem de Alumínio em Juntas Sobrepostas. In: 61º Congresso Anual da ABM. **Anais...** Rio de Janeiro, RJ. Associação Brasileira de Engenharia e Ciência de Materiais - ABCM. 2006.

Pessoa, E. F.; Paiva, F. D. Q.; Farias, J. P.; Miranda, H. C., Motta, M. F. Efeito da Corrente Alternada na Soldagem de Alumínio ABNT 6060 Empregando o Processo MIG/MAG. In: III Congresso Nacional de Engenharia Mecânica – CONEM. Belém, PA. **Anais...** III CONEM. Rio de Janeiro, RJ. Associação Brasileira de Engenharia e Ciência de Materiais - ABCM. 2004.

Pires, I.; Quintino, L.; Miranda, R.M. Analysis of the Influence of Shielding Gas Mixtures on the Gas Metal Arc Welding Metal Transfer Modes and Fume Formation Rate. **Materials & Design**. Vol. 28, Issue 5, p. 623 - 1631. February, 2006.

Praveen, P. & Yarlagadda, P.K.D.V. Meeting Challenges in Welding of Aluminum Alloys Through Pulse Gas Metal Arc Welding. **Journal of Materials Processing Technology**. Vol. 164–165, nº 15, p.1106–1112. May, 2005.

Praveen, P.; Kang, M.J.; Yarlagadda, P.K.D.V. Arc voltage behavior of one drop per pulse mode in GMAW-P. **Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering**. Vol. 17, Issue 1-2, p. 389-392. July-August, 2006.

Quintana, M. A.; Johnson, M. Q. The Effects of Intermixed Weld Metal on Mechanical Properties – Part I. **Welding Journal**. Vol. 78, nº 3, p. 87s – 99s. March, 1999.

Quites, A. M. **Introdução à Soldagem a Arco Voltaico**. Ed. Soldasoft. Florianópolis, SC. 352p. 2002.

Radaj, D. **Heat Effects of Welding - Temperature Field, Residual Stress, Distortion.** Springer-Verlag, 348p. 1992.

Rajasekaran, S.; Kulkarni, S. D.; Mallya, U. D.; Chaturvedi, R. C. Droplet Detachment and Plate Fusion Characteristics in Pulsed Current Gas Metal Arc Welding. **Welding Journal.** Vol. 77, nº 6, p. 254s - 269s. July, 1998.

Savage, W. F.; Nippes, E.F.; Agusa, K. Effect of Force on Defect Formation in GTA Welding. **Welding Journal.** Nº 7, p. 212s - 224s. July, 1979.

Scotti, A.; Morais, C. O.; Vilarinho, L. O. The Effect of Out-of-Phase Pulsing on Metal Transfer in Twin-Wire GMA Welding at High Current Level. **Welding Journal.** Vol. 85, nº 10, p. 222s – 230s. October, 2006.

Subramaniam, S.; White, D. R.; Jones, J. E.; Lyons, D. W. Experimental Approach to Selection of Pulsing Parameters in Pulsed GMAW. **Welding Journal.** Vol. 78, nº 5, pp. 166s - 172s. May, 1999.

Subramaniam, S.; White, D.R.; Jones, J. E. & Lyons, D. W. Droplet Transfer in Pulsed Gas Metal Arc Welding of Aluminium. **Welding Journal.** Vol. 77, nº 11, p. 458s - 464s. November 1998.

Suzuki, R., Yamazaki, K., Ito, T.; Nakano, T. Mag Welding Wires for Thin Steel Sheets in Automotive Industry in Japan. **Proceedings of the IIW Conference: Technical Trends and Futures Prospectives of Welding Technology for Transportation, Land, Sea, Air and Space.** p. 131 – 136. Osaka, Japan. July 2004.

Tae-Jin, K.; Rim, G-H, Kim, C-U. Development of a Power Supply for the Pulse MIG Arc Welding with the Changes of Output Current Polarity. In: 30<sup>th</sup> Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society. p. 953 – 956. Bussan, Korea. November 2 – 6, 2004.

Talkington, J. E. **Variable Polarity Gas Metal Arc Welding.** Dissertação de Mestrado. The Ohio State University, 1998. 113p. 1988.

The Lincoln Electric Co. Prevent Arc Blow when Welding. **MetalForming.** May, 2001. Disponível em <<http://archive.metalfformingmagazine.com/2001/05/Lincoln.pdf>>. Acessado em 04/12/2006.

The Lincoln Electric Co. Tandem MIG – Wave form Control Technology. 2005. Disponível em <<http://content.lincolnelectric.com/pdfs/products/literaturen370.pdf>> Acessado em: 27/12/05.

Tong, H.; Ueyama, S.; Harada, S.; Ushio, M. Quality and Productivity Improvement in Aluminium Alloy Thin Sheet Welding Using Alternating Current Pulsed Metal Inert Gas Welding System. **Science and Technology of Welding & Joining**. Vol. 6, nº 4, p. 203 - 208. August, 2001.

Tong, H.; Ueyama, T.; Nakata, K.; Ushio, M. High Speed Welding of Aluminium Alloy Sheets Using Laser Assisted Alternating Current Pulsed Metal Inert Gas Process. **Science and Technology of Welding and Joining**. Vol. 8, nº 3, p. 229 - 234. June, 2003.

Tong, H.; Ueyama, T.; Ushio, M. Study on Phenomena of Melting and Bead Formation in Pulsed MIG Welding. **Quarterly Journal of Japan Welding Society**, Vol. 22, nº 3, p. 389 - 397. 2004.

Tong, H.; Nakata, K.; Mita, M.; Ushio, M.. Mechanism of Fume Reduction in Welding Al-Mg Alloys Using AC Pulsed MIG Process. **Quarterly Journal of Japan Welding Society**. Vol. 22, nº 3, p. 375 - 388. 2004 b.

Tong, H.; Ueyama, T. Solutions to Problems of Tiny Spatter and Arc Interruption in AC Pulsed MIG Arc Welding. **Quarterly Journal of Japan Welding Society**. Vol. 22, nº 2, p. 240 - 247. 2004 c.

Tušek, J. SAW with Multiple Electrodes Achieves High Production Rates. **Welding Journal**. Vol. 75, nº 8, p. 41 – 43. August, 1996.

Ueyama, T.; Tong, H.; Yazawa, I.; Hiram, M.; Nakata, K.; Ushio, M.. High Speed Welding of Aluminium Sheets Using Laser AC Pulsed MIG Arc Hybrid Welding Process. **Proceedings of the IIW Conference: Technical Trends and Futures Prospectives of Welding Technology for Transportation, Land, Sea, Air and Space**. Osaka, Japan, p. 120 - 130. July, 2004 a.

Ueyama, T.; Ohnawa, T.; Suzuki, R. Influence of Chemical Composition of Welding Wires in Tandem Pulsed GMA Welding. **Proceedings of the IIW Conference: Technical Trends and Futures Prospectives of Welding Technology for Transportation, Land, Sea, Air and Space**. Osaka, Japan, p. 386 - 391. July, 2004 b.

Ueyama, T.; Ohnawa T.; Tanaka, M.; Nakata, K. Effect of Torch Configuration on High Speed Welding Bead Formation in Tandem Pulsed GMA Welding Process. **Quarterly Journal of Japan Welding Society**. Vol. 3, nº23, p. 383 - 391. 2005 a.

Ueyama, T.; Ohnawa T.; Tanaka, M.; Nakata, K. High-Speed Welding of Steel Sheets by the Tandem Pulsed Gas Metal Arc Welding. **Transactions of JWRI**. Vol. 34, nº 1. 2005 b.

Ueyama, T.; Tong, H.; Harada, S.; Passmore, R. Ushio, M. AC Pulsed GMAW Improves Sheet Metal Joining. **Welding Journal**. Vol 84, nº 2, February. 2005 c.

Ueyama, T.; Ohnawa, T.; Uezono T.; Tanaka, M.; Ushio, M.; Nakata, K. Solution to Problem of Arc Interruption and Stable Arc Length Control in Tandem Pulsed GMA Welding – Study of Stability in Tandem Pulsed GMA Welding (Report 2). **Quarterly Journal of Japan Welding Society**. Vol. 23, nº 4, p. 526 - 535. 2005 d.

Ueyama, T.; Ohnawa, T.; Tanaka, M.; Nakata, K. Effect of Welding Current on High Speed Welding Bead Formation in Tandem Pulsed GMA Welding Process. **Quarterly Journal of Japan Welding Society**. Vol. 23, nº 3, p. 392 - 397. 2005 e.

Ueyama, T.; Ohnawa, T.; Tanaka, M.; Nakata, K. Effect of Torch Configuration on High Speed Welding Bead Formation in Tandem Pulsed GMA Welding Process. **Quarterly Journal of Japan Welding Society**. Vol. 23, nº 3, p. 383 - 391. 2005 f.

Unorsson, P.; Person, H. Tandem MIG/MAG Welding with ESAB. **Svetsaren**. nº 2. 2003.

Uttarachi, G. D. Multiple Electrode Systems for Submerged Arc Welding. **Welding Journal**. p. 15 – 22. May 1978.

Vaidia, V. V. Shielding Gas Mixtures for Semiautomatic Welds. **Welding Journal**. Vol. 81, nº 9, p. 43 – 48. September, 2002.

Viano, D. M.; Ahmed, N. U.; Schumann, G. O. Influence of Heat Input and Travel Speed on Microstructure and Mechanical Properties of Double Tandem Submerged Arc High Strength Low Alloy Steel Weldments. **Science and technology of Welding and Joining**. Vol. 5, nº 1, p. 26 – 34. February, 2000.

Weman, K. Equipament for Aluminium Welding. **Svetsaren**. nº 2. 2000.

Wu, C. S.; Chen, M. A.; Lu, Y. F. Effect of Current Waveforms on Metal Transfer in Pulsed Gas Metal Arc Welding. **Measurement Science and Technology**. Vol. 16, p. 2459–2465. October, 2005.

Yapp, D. & Blackman, S. A. Recent Developments in High Productivity Pipeline Welding. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Science**. Vol. XXVI, nº 1, p. 89 – 97. January-March, 2004.