

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais

Introdução à Física do Arco Elétrico
E sua Aplicação na Soldagem dos Metais

Prof. Paulo J. Modenesi

Colaboração: Prof. Alexandre Q. Bracarense
Departamento de Engenharia Mecânica

Belo Horizonte, abril de 2012

SUMÁRIO

Página

1. [Introdução](#)
2. [Fontes de Energia para a Soldagem por Fusão](#)
3. [Descargas Elétricas em Gases](#)
4. [Métodos de Estudo do Arco](#)
5. [Características Estáticas do Arco](#)
6. [Perfil Elétrico](#)
7. [Relação entre as Características do Arco e da Máquina](#)
8. [Região Catódica](#)
 - 8.1. [Aspectos Gerais](#)
 - 8.2. [Estimativa da Espessura da Região Catódica](#)
 - 8.3. [Mecanismos de Emissão de Elétrons](#)
9. [Região Anódica](#)
10. [Coluna de Plasma](#)
 - 10.1. [Características Gerais](#)
 - 10.2. [Condutividade Elétrica da Coluna](#)
 - 10.3. [Temperatura do Arco](#)
 - 10.4. [Fluxo de Massa](#)
11. [Transferência de Metal de Adição](#)
 - 11.1. [Introdução](#)
 - 11.2. [Transferência de Metal no Processo GMAW](#)
 - 11.3. [Outros Processos de Soldagem](#)
 - 11.4. [Teorias para a Transferência de Metal no Processo GMAW](#)
12. [Velocidade de Fusão de Arame](#)
 - 12.1. [Distribuição de Temperatura no Eletrodo](#)
 - 12.2. [Balanço Térmico na Ponta do Eletrodo](#)
 - 12.3. [Aspectos Particulares](#)
13. [Estabilidade do Processo](#)
 - 13.1. [Introdução](#)
 - 13.2. [O Arco em Corrente Alternada](#)
 - 13.3. [O Arco em Corrente Contínua](#)
14. [Variáveis da Soldagem a Arco](#)
 - 14.1. [Introdução](#)

14.2. [Efeito da Corrente e Tensão do Arco - um Modelo](#)

14.3. [Variáveis de Soldagem e seu Efeito](#)

15. [Modelagem do Cordão de Solda](#)

15.1. [Introdução](#)

15.2. [Modelagem Teórica](#)

15.3. [Modelagem Empírica](#)

16. [Bibliografia](#)

LISTA DE SÍMBOLOS E CONSTANTES

(com suas unidades usuais)

| | |
|-----------|---|
| A_0 | Área de contato (m^2) |
| A_d | Área depositada do cordão de solda (mm^2) |
| A_f | Área fundida do cordão de solda (mm^2) |
| A_w | Seção transversal do eletrodo (mm^2) |
| B | Indução magnética ($Wb/m^2 = tesla = N/A.m$) |
| c | Calor específico ($J/^\circ C kg$) |
| | Velocidade da luz no vácuo ($299792 km/s$) |
| e | Carga do elétron ($1,60218 \times 10^{-19} C$) |
| E | Potência gerada no arco (W) |
| | Campo elétrico (V/m) |
| d | Diâmetro do eletrodo (mm) |
| D | Parâmetro de destacamento ($A^2.s$) |
| | Diâmetro da gota de metal líquido (mm) |
| f | Velocidade de alimentação (m/min) |
| F | Força (N) |
| F_C | Fator de curto-circuito |
| FCAW | Soldagem com arame tubular |
| GMAW | Soldagem com eletrodo consumível e proteção gasosa (= MIG/MAG) |
| GTAW | Soldagem com arame não consumível de tungstênio e proteção gasosa (= TIG) |
| g | Aceleração da gravidade ($9,80665 m/s^2$) |
| h | Distância do bico de contato à peça (mm) |
| | Constante de Planck ($6,626068 \times 10^{-34} Js$) |
| I | Corrente elétrica (A) |
| I_b | Corrente de base (A) |
| I_p | Corrente de pico (A) |
| J | Densidade de corrente (J/m^2) |
| k | Constante de Boltzmann ($1,38065 \times 10^{-23} J/K$) |
| | Condutividade térmica ($J/s m ^\circ C$) |
| l | Largura do cordão (mm) |
| L | Calor latente de fusão |
| l_a | Comprimento do arco (mm) |
| m | Inclinação (“slope”) do fonte de energia (V/A) |
| | Massa (kg) |
| m_e | Massa do elétron ($9,10938 \times 10^{-31} kg$) |
| MAG | Soldagem com eletrodo consumível e proteção gasosa ativa (= GMAW) |
| MIG | Soldagem com eletrodo consumível e proteção gasosa inerte (= GMAW) |
| N_0 | Número de Avogadro ($6,02214 \times 10^{24} mol^{-1}$) |
| p | Penetração do cordão (mm) |
| P | Pressão (Pa) |
| P_A | Pressão atmosférica (101.325 Pa) |
| P_{esp} | Potência específica (W/m^2) |
| Q | Calor ou potência dissipada (J ou W) |
| r | Raio (mm) |
| | Reforço do cordão (mm) |
| R | Constante dos gases ($8,31447 J/mol K$) |
| | Raio (mm) |
| s | Extensão do eletrodo ou “Stickout” (mm) |

| | |
|--|--|
| SAW | Soldagem ao arco submerso |
| SMAW | Soldagem com eletrodos revestidos |
| t..... | Tempo (s ou ms) |
| T | Período (ms) |
| | Temperatura (°C) |
| t _b | tempo de base (ms) |
| t _p | tempo de pico (ms) |
| TIG | Soldagem com arame não consumível de tungstênio e proteção gasosa (= GTAW) |
| T _m | Temperatura de fusão (°C) |
| U | Tensão elétrica (V) |
| U ₀ | Tensão de vazio da fonte (V) |
| U _A | Tensão anódica (V) |
| U _C | Tensão catódica (V) |
| | Tensão de reignição (V) |
| U _{CP} | Tensão na coluna de plasma (V) |
| v..... | Velocidade (m/s) |
| V _I , V _{II} | Potencial de ionização (V) |
| x..... | Grau de dissociação |
| w | Velocidade de fusão (m/min ou mm/s) |
| | Vazão (m ³ /s) |
| w _m | Taxa de fusão (kg/h) |
| z _m | Taxa de deposição (kg/h) |
| α | Difusividade térmica (m ² /s) |
| | Grau de ionização |
| | Constante de fusão do arame (mm/sA) |
| β..... | Constante de fusão do arame (1/sA ²) |
| ε ₀ | Permeabilidade do espaço livre (8,85419x10 ⁻¹¹ farad/m) |
| φ..... | Função-trabalho (eV) |
| | Diâmetro do eletrodo (mm) |
| φ | Eficiência de deposição |
| γ | Tensão superficial (N/m ou J/m ²) |
| ρ..... | Resistividade elétrica (ohm.m) |
| | Densidade (kg/m ³) |
| ρ _e | Densidade de carga (C/m ³) |
| σ | Condutividade elétrica (ohm ⁻¹ .m ⁻¹) |
| η | Rendimento térmico |
| | Coeficiente de Viscosidade |
| λ..... | Livre percurso médio (m) |
| μ ₀ | Permeabilidade magnética (4πx10 ⁻⁷ N/A ²) |
| ΔG..... | Variação de Energia Livre (J/mol) |
| ΔH..... | Variação de Entalpia (J/mol) |
| ΔS | Variação de Entropia (J/mol K) |

Introdução à Física do Arco Elétrico

1. Introdução:

O arco elétrico é a fonte de calor mais comumente utilizada na soldagem por fusão de materiais metálicos, apresentando uma combinação ótima de características que incluem uma concentração adequada de energia para a fusão localizada do metal de base, facilidade de controle, baixo custo relativo do equipamento e um nível aceitável de riscos à saúde dos seus operadores. Como consequência, os processos de soldagem a arco possuem atualmente uma grande importância industrial, sendo utilizados na fabricação dos mais variados componentes e estruturas metálicas e na recuperação de um grande número de peças danificadas ou desgastadas.

Este documento apresenta uma descrição geral das características do arco elétrico, em particular, aquelas importantes para a sua aplicação em soldagem. A ênfase aqui será nos fenômenos físicos que controlam a soldagem a arco e não nos seus aspectos tecnológicos, industriais ou metalúrgicos. Esta abordagem mais científica tem como objetivo fornecer subsídios para uma melhor compreensão dos fenômenos que controlam o "comportamento" de um processo de soldagem a arco.

A literatura sobre este assunto é bastante extensa, devido à grande importância da física do arco para a melhor compreensão e para o desenvolvimento dos processos de soldagem a arco e para várias outras aplicações. Ao final deste documento é apresentada uma lista de trabalhos aqui citados. Em particular, deve-se ressaltar os trabalhos de revisão sobre o assunto. Uma das primeiras revisões de física do arco aplicada à soldagem foi feita por Spraragen e Lengyel (1943), seguida pelas revisões de Jackson (1960) e, mais recentemente, Lancaster (1986, 1987a e 1987b). Diversos artigos, como por exemplo os de Gillette e Breymeier (1951) e Quigley (1977), discutem técnicas experimentais para estudo do arco. Inúmeros trabalhos, embora não ligados diretamente à soldagem, são relevantes, por exemplos as revisões de Guile (1971 e 1984) e de Jones e Fang (1980) e o livro de Child (1913).

2. Fontes de Energia para Soldagem por Fusão:

A soldagem por fusão é realizada pela aplicação de energia concentrada em uma parte da junta (região da(s) peça(s) onde a solda será realizada) de forma a conseguir a sua fusão localizada, de preferencia afetando termicamente ao mínimo o restante da(s) peça(s). Este processo é ilustrado na figura 2.1. A fonte transfere energia à junta através da área de contato (A_0) entre a fonte e a peça, causando o aquecimento do material adjacente até a sua fusão. Contudo, em vista da elevada condutividade térmica dos metais e da grande diferença de temperatura entre as regiões próximas e afastadas da região de contato, o calor tende a se difundir rapidamente para o restante da peça, resfriando e dificultando a fusão da região de contato e afetando termicamente regiões mais afastadas desta.

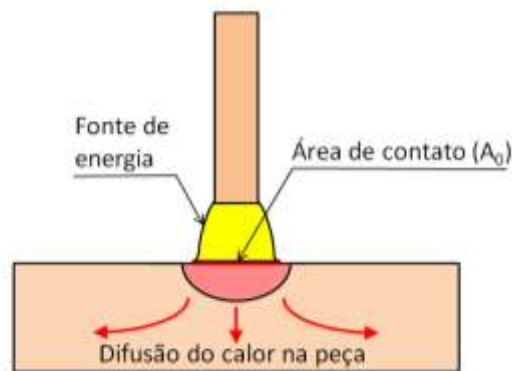


Figura 2.1 - Fluxo geral de calor na soldagem por fusão.

Assim, para ser efetiva na soldagem por fusão, a fonte deve fornecer energia a uma taxa suficientemente elevada e em uma área suficientemente pequena para garantir a fusão localizada do metal de base na região adjacente à área de contato, antes que o calor se difunda em quantidades apreciáveis para o restante da peça. Para caracterizar este processo, define-se a **potência específica** (P_{esp}) ou **Intensidade** de uma fonte de energia como:

$$P_{esp} = \frac{\eta E}{t \cdot A_0} \left[\frac{W}{m^2} \right] \quad (2.1)$$

onde E é a quantidade de energia gerada pela fonte, η é o rendimento térmico da fonte, isto é, a fração da energia que é transferida para a peça e t é o tempo de operação. A energia gerada pela fonte depende fundamentalmente de sua natureza. No caso de fontes elétricas, como o arco elétrico, a energia gerada por unidade de tempo é dada pelo produto da tensão U e a

corrente **I**. Desta forma, para processos de soldagem a arco, a equação de potência específica se torna:

$$P_{esp} = \frac{\eta UI}{A_0} \left[\frac{W}{m^2} \right] \quad (2.2)$$

Por exemplo, seja uma operação de soldagem TIG (**Tungsten Inert Gas**) em que se esteja usando uma corrente de 120A e uma tensão de 10V. Considerando-se que o rendimento térmico deste processo seja cerca de 50% e que o diâmetro do arco junto a peça valha cerca de 3mm, a potência específica nestas condições seria:

$$P_{esp} = \frac{0,50 \times 120 \times 10}{\pi(0,003^2 / 4)} = 8,5 \times 10^7 W / m^2$$

Para a soldagem oxi-acetilênica, a equação da potência específica da chama é dada por:

$$P_{esp} = \frac{\eta Q_{C(C_2H_2)} \cdot V_{(C_2H_2)}}{3600 \cdot A_0} \left[\frac{W}{m^2} \right] \quad (2.3)$$

onde $Q_{C(C_2H_2)}$ é o calor de combustão do acetileno, o qual vale 48kJ por litro de C_2H_2 e $V_{(C_2H_2)}$ é a vazão de acetileno (em litros/hora). A_0 pode ser estimada como $\pi \cdot d^2 / 4$, onde d é o diâmetro do cone interno da chama, onde ocorre a reação primária do acetileno com o oxigênio.

De uma forma geral, para ser útil na soldagem por fusão, uma fonte precisa ter uma potência específica entre cerca de 10^6 e $10^{13} W/m^2$ (figura 2.2). No limite inferior desta faixa, a densidade de energia é insuficiente para aquecer a região próxima da área de contato até a sua fusão antes que o calor se difunda para o restante da peça. Neste caso, a fonte permite apenas o aquecimento de toda a peça sem ser capaz de promover a sua fusão localizada (este é o caso, por exemplo, de um maçarico de aquecimento ou uma manta térmica que, embora possam gerar uma quantidade apreciável de calor, este é transferido para a peça através de uma área de contato relativamente grande).

No limite superior, o calor é fornecido de forma tão concentrada que causa uma vaporização do material na região de contato em poucos microssegundos, antes mesmo da fusão ou de um

aquecimento apreciável de outras partes da peça. Tem-se, neste caso, condições mais favoráveis ao corte do que à soldagem.

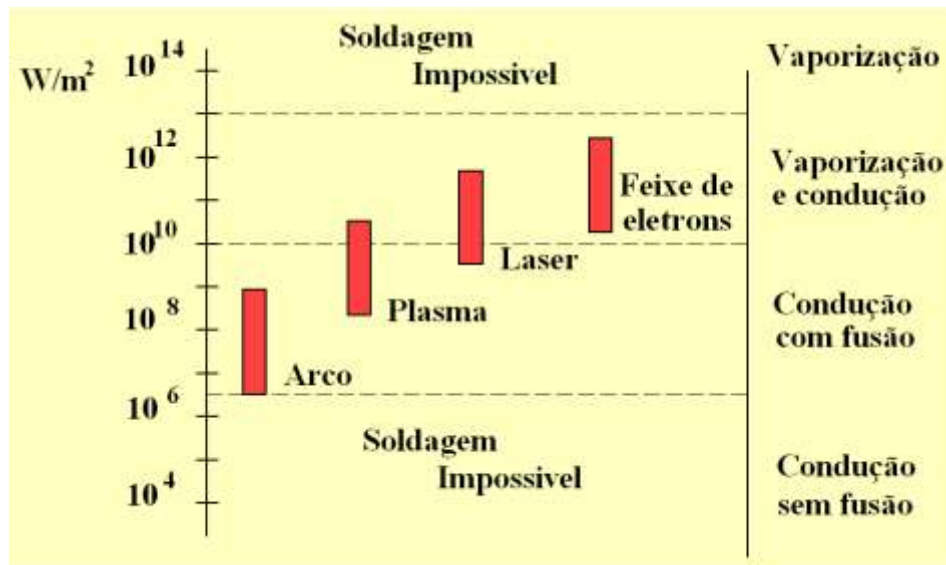


Figura 2.2 - Escala de potências específicas.

Considerando-se uma fonte planar de calor atuando na superfície de uma chapa muito espessa, a distribuição de temperaturas na chapa é dada por:

$$T - T_0 = \frac{P_{esp}}{k} \sqrt{\frac{\alpha t}{\pi}} \left[\exp\left(-\frac{z^2}{4\alpha t}\right) - z \sqrt{\frac{\pi}{4\alpha t}} \operatorname{erfc}\left(\frac{z}{\sqrt{4\alpha t}}\right) \right] \quad (2.4)$$

onde *erfc* é a função de erro complementar, α é a difusividade e k é a condutividade térmica do material, T_0 é a sua temperatura inicial, z é a distância a partir da superfície da peça e t é o tempo de atuação da fonte. A figura 2.3 ilustra as variações de temperatura previstas por esta equação para diferentes tempos de atuação da fonte considerando P_{esp} igual a $2,4 \times 10^7$ W/m² e propriedades físicas de um aço de baixo carbono.

Na equação (2.4), o termo $P_{esp} (\alpha t/\pi)^{1/2}/k$ representa o aumento de temperatura na superfície da chapa ($z = 0$), isto é, $T_{sup} - T_0$. Desta, pode-se obter uma estimativa para o tempo necessário para produzir a fusão na superfície da peça como:

$$t_m = \pi \rho c k \left(\frac{T_f - T_0}{P_{esp}} \right)^2 = \frac{K_a}{P_{esp}^2} \quad (2.5)$$

onde T_f , ρ e c são, respectivamente, a temperatura de fusão, a densidade e o calor específico do material.

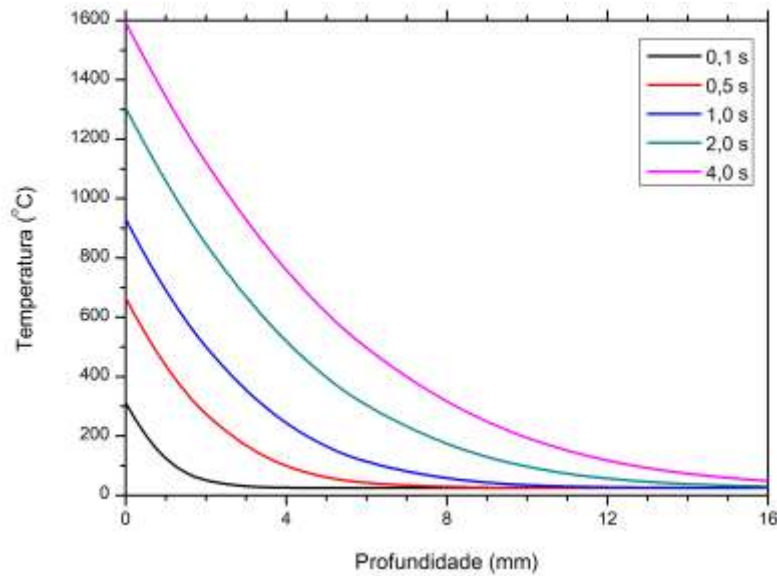


Figura 2.3 – Distribuição de temperatura prevista pela equação (2.4) para diferentes tempos de atuação da fonte de calor ($2,4 \times 10^7 \text{ W/m}^2$) na superfície de uma placa espessa de aço de baixo carbono inicialmente a 25°C .

Se o tempo de atuação da fonte em uma região da junta for inferior a t_m , não será possível se conseguir a sua fusão localizada e, portanto, a soldagem por fusão não será possível. Assim, pode-se definir a velocidade máxima do processo de soldagem (v_{max}) como:

$$v_{max} = \frac{d_0}{t_m} \quad (2.6)$$

onde d_0 é o diâmetro da área de contato (A_0). Substituindo, nesta expressão, os valores de d_0 , t_m e P_{esp} , obtém-se:

$$v_{max} = \frac{2}{K_a \sqrt{\pi}} \cdot \frac{(\eta E / t)^2}{A_o^{3/2}} \quad (2.7)$$

Assim, uma maior potência específica implica em uma velocidade de soldagem máxima maior e, portanto, na possibilidade de uma maior produtividade. Por outro lado, se t_m for associado com o tempo de resposta necessário para controlar um processo de soldagem, pode-se concluir que a soldagem oxiacetilênica ($t_m \approx 10^0\text{-}10^1 \text{ s}$) é facilmente executável pelo ser humano enquanto que a soldagem com feixe de elétron ($t_m \approx 10^{-5} \text{ s}$) precisa ser mecanizada.

De uma forma geral, as diferenças mais significativas de P_{esp} conseguidas entre os vários processos de soldagem são obtidas principalmente por variações na área de contato da fonte de energia com a peça (figura 2.4) e não da potência gerada na fonte (E/t). Isto é feito porque é claramente mais vantajoso (deseja-se, enfim, obter uma **fusão localizada**) e, em geral, é mais fácil reduzir a área de contato da fonte do que aumentar a potência do equipamento de soldagem. Assim, por exemplo, enquanto a potência gerada em um arco elétrico é similar à associada com um feixe de elétrons, a área de contato neste último é duas ou mais ordens de grandeza menor.

Os limites de potência específica definidos acima para a fusão localizada (figura 2.2) são aproximados e dependem de diversos fatores, em particular, do tipo de metal de base, suas dimensões e forma e de sua temperatura inicial. Assim, uma peça de um material de elevada condutividade térmica (cobre ou alumínio, por exemplo) exige uma fonte de maior intensidade específica para sua fusão localizada do que uma peça de aço e a dificuldade para a fusão localizada aumenta com a espessura da peça. Por outro lado, uso de pré-aquecimento reduz a difusão do calor para o restante da peça e facilita a soldagem de materiais de elevada condutividade térmica.

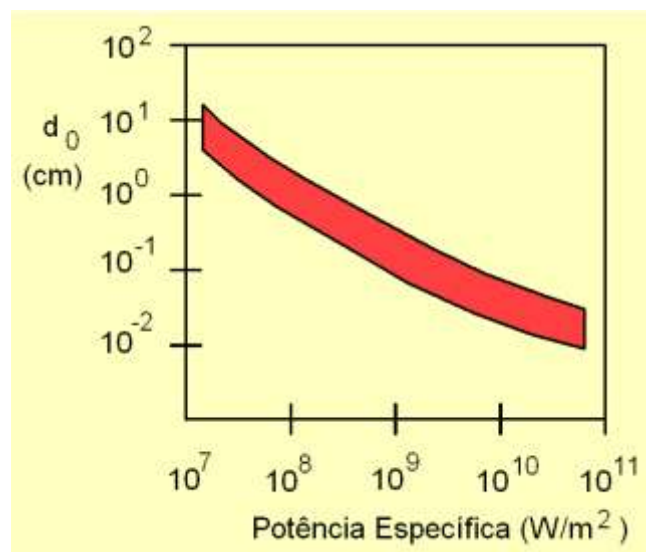


Figura 2.4 - Valores típicos do diâmetro da área de contato com a potência específica da fonte de energia.

3. Descargas Eléctricas em Gases:

Segundo o prof. A. Guile, um conhecido estudioso do arco eléctrico, este é "**uma descarga de electricidade entre electrodos em um gás ou vapor (gerado a partir dos electrodos) que tem uma queda de tensão junto ao cátodo da ordem do potencial de excitação do vapor do electrodo (isto é, da ordem de 10 V) e na qual a corrente pode ter praticamente qualquer valor superior a um valor mínimo que é de cerca de 100 mA**". Atribui-se a primeira observação do arco eléctrico em condições controladas a Sir Humphrey Davy, no início do século XIX. O termo **arco** foi posteriormente aplicado a este fenómeno em função de sua forma característica resultante da convecção dos gases quentes gerados pelo mesmo (figura 3.1).

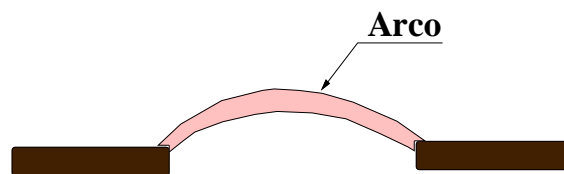


Figura 3.1 - Formato curvo de um arco livre entre eletrodos horizontais.

O limite superior da corrente em um arco eléctrico é difícil de ser definido, podendo atingir dezenas ou centenas de milhares de Amperes em circuitos disjuntores. Na soldagem a arco, correntes acima de 1000 A são utilizadas no processo ao arco submerso, sendo, contudo, mais comuns valores da ordem de 10^1 a 10^2 A. Correntes da ordem de 1 A ou inferiores são encontradas em processos como o TIG e a soldagem com microplasma. Para valores mais baixos de corrente, descargas eléctricas associadas a valores de tensão muito superiores àqueles comuns com o arco podem ocorrer (figura 3.2). As outras formas de descarga eléctrica não apresentam aplicação directa na soldagem, mas possuem importância para diversos outros processos industriais. Por exemplo, a descarga luminescente é utilizada em processos de modificação de superfícies como a nitretação iónica.

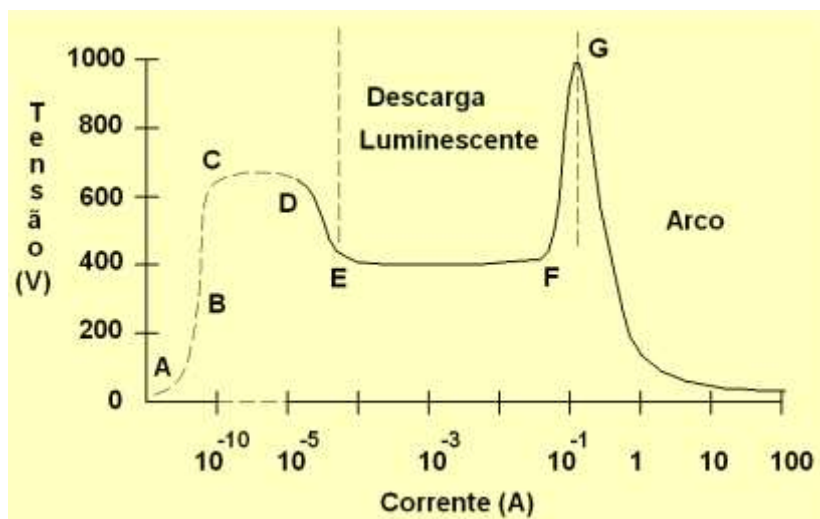


Figura 3.2 - Característica estática Tensão/Corrente de uma descarga elétrica em um gás a baixa pressão (esquemático).

Estas formas de descarga elétrica apresentam diferenças (particularmente em relação aos processos que ocorrem no cátodo e aos seus valores usuais de pressão, corrente e temperatura de operação) e, também, semelhanças com o arco elétrico. Em comum, todas envolvem alguma forma de tornar e manter o meio gasoso como condutor de eletricidade através de sua *ionização*. Esta pode ser conseguida e mantida, por exemplo, por:

- aquecimento do meio a temperaturas elevadas (possibilitando a ocorrência de choques violentos entre os seus componentes; esta é a forma usual de conseguir e manter a ionização no arco de soldagem);
- uso de radiações ionizantes (por exemplo, na forma de raios cósmicos ou a partir de fontes naturais de radiação);
- aplicação de uma diferença de potencial elevada e/ou variável com uma alta frequência; e
- uso de baixa pressão (esta é uma forma de *manter* a ionização pela redução da oportunidade de contato entre as partículas ionizadas e, desta forma, da chance de sua neutralização).

Uma pequena descrição de algumas das diferentes forma de descarga elétrica em gases será apresentada abaixo para possibilitar uma melhor compreensão das mesmas e do próprio arco.

Na região **A** (figura 3.2), na presença de um campo elétrico, parte dos íons e elétrons existentes naturalmente no gás (gerados por interação com a radiação ionizante, por exemplo)

são atraídos e capturados pelos eletrodos antes de se recombinarem. Com um aumento do campo elétrico, a proporção dos íons e elétrons capturados aumenta até se atingir uma condição de saturação (ponto **B**), quando praticamente todos os íons produzidos são capturados.

Na região **C**, o elevado campo elétrico usado acelera os elétrons livres inicialmente presentes no gás até estes terem uma energia cinética suficientemente elevada para causar a ionização de novos átomos (e moléculas), produzindo um efeito de cascata (as novas partículas ionizadas são, também, aceleradas, podendo causar novas ionizações) que aumenta a corrente elétrica. Outros mecanismos que aumentam esta corrente passam a atuar entre os pontos **C** e **D**: emissão de elétrons no cátodo pelo choque de íons positivos acelerados pelo campo elétrico, ionização pelo choque de íons e átomos, foto emissão no cátodo, etc. Até o ponto **D**, a descarga elétrica depende de uma fonte externa de ionização para a sua manutenção e deixará de existir se esta fonte for retirada (isolando o gás do ambiente colocando-o, por exemplo, dentro de uma caixa de chumbo). Além deste ponto, tem-se a **região de transição (D-E)**, quando a descarga torna-se luminosa e capaz de se manter sem estímulos externos. Os diversos mecanismos de criação de elétrons/íons consomem uma maior proporção da energia gerada pela descarga, reduzindo as suas perdas para o ambiente e, assim, causando uma redução na queda de tensão com o aumento da corrente.

A *descarga luminescente* ("**Glow Discharge**" - região **E-F**) é caracterizada por uma diferença de potencial relativamente constante e a sua coluna é caracterizada, em geral, por bandas claras e escuras (figura 3.3). A densidade de corrente na área de emissão do cátodo é constante, assim esta área tende a aumentar quando a corrente é aumentada. Além do ponto **F**, tem-se a *descarga luminescente anormal*. Nesta, a região de emissão de elétrons no cátodo torna-se saturada. Como consequência, a densidade de corrente no cátodo tende a aumentar elevando a tensão da descarga em centenas de volts e o cátodo torna-se progressivamente mais aquecido. No ponto **G**, os efeitos térmicos no cátodo passam a dominar a emissão de elétrons, ocorre uma forte contração (redução de tamanho) da área de emissão de elétrons no cátodo e a tensão se reduz drasticamente. Tem-se, assim, a transição para o *arco*.

O arco, lembrando a definição dada no início desta seção, é caracterizado por correntes elétricas elevadas (em relação às outras formas de descarga discutidas anteriormente) e uma baixa tensão. Esta definição, contudo, é imprecisa e pode gerar confusão uma vez que, na

descarga luminescente, a densidade de corrente no cátodo é aproximadamente constante e, assim, a sua corrente total pode atingir valores elevados em situações em que o cátodo ocupa uma grande área. Uma definição alternativa para estes tipos de descarga pode ser feita considerando os mecanismos de emissão de elétrons associados com cada tipo. Assim, uma diferença fundamental entre o arco e a descarga luminescente é que o primeiro é caracterizado por mecanismos de emissão de elétrons “coletivos” e as segundas por mecanismos “individuais”. Neste último caso, a emissão de elétrons ocorre por eventos individuais, por exemplo, pelo impacto de íons contra o cátodo, sendo cada evento responsável pela emissão de um número limitado de elétrons (Anders, 2005). No arco, elétrons são emitidos em grande número de uma forma coletiva por mecanismos que serão apresentados na [seção 8](#).

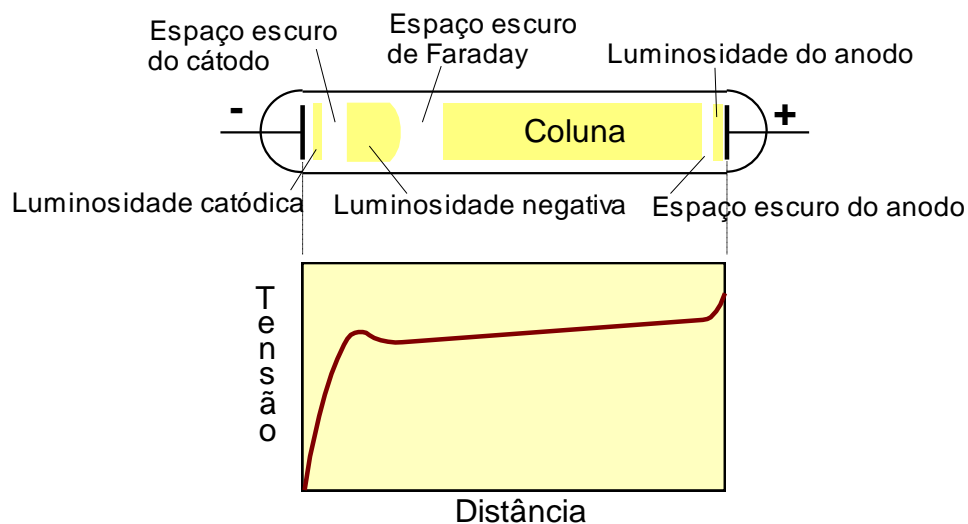


Figura 3.3 - Descarga luminescente a baixa pressão e sua distribuição de tensão.

A forma do arco elétrico depende fortemente da geometria dos eletrodos e da existência de restrições à sua expansão. Em soldagem, o arco é, em geral, não restringido e opera entre um eletrodo aproximadamente plano (a peça) e outro que se localiza na extremidade de um cilindro (o arame, vareta ou eletrodo) e cuja área de interação é muito menor do que a do primeiro. Assim, a maioria dos arcos em soldagem tem um formato aproximado de tronco de cone ou um formato de "sino", com o seu diâmetro junto da peça maior do que o diâmetro próximo do eletrodo (figuras 3.4 e 3.5). Exceções podem ocorrer nos processos de soldagem a plasma e ao arco submerso. No primeiro caso, um bocal de constricção na tocha restringe o arco, tornando-o aproximadamente cilíndrico. Na soldagem ao arco submerso, o arco ocorre dentro de uma câmara cujas paredes são formadas pelo fluxo fundido que se expandem e

contraem periodicamente. Na soldagem com eletrodos revestidos, o arco pode se mover rápida e erráticamente na superfície do eletrodo em associação com o movimento de líquidos na extremidade deste.

No processo TIG, o formato do arco foi mais extensivamente estudado, tendo sido observados diferentes modos de operação associados com as características do eletrodo de tungstênio e as condições de soldagem. No **modo normal**, não existe um ponto catódico bem definido no eletrodo de tungstênio, o arco parece cobrir toda a superfície da ponta do eletrodo e a coluna do arco tem o formato de um cone truncado. O modo de **ponto catódico** ocorre com eletrodos de tungstênio cuja ponta é mantida aguda, na qual um ponto catódico bem definido é formado e o arco tem um formato característico de sino. Existem, na literatura, descrições de modos adicionais de operação que não serão tratados aqui.



Figura 3.4 - Imagem do arco elétrico no processo TIG obtido sobre um anodo de cobre.

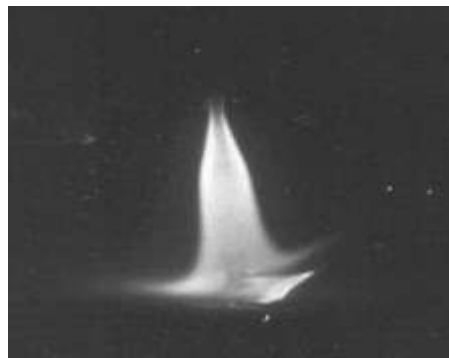


Figura 3.5 - Imagem do arco elétrico no processo MIG/MAG.

4. Métodos de Estudo do Arco:

O arco elétrico de soldagem compreende uma região relativamente pequena do espaço caracterizada por temperaturas elevadas (similares ou mesmo superiores à da superfície do sol), forte geração de radiação luminosa e ultravioleta, fluxo intenso de matéria e grandes gradientes de propriedades físicas. Assim, o estudo tanto experimental como teórico do arco é, em geral, bastante complicado e, apesar do grande volume de literatura gerado nesta área, muitos aspectos ainda permanecem pouco compreendidos. O estudo do arco é de especial interesse da soldagem e, também, de outras áreas como, por exemplo, a astrofísica, a indústria elétrica e a nuclear.

O estudo experimental do arco elétrico é realizado principalmente de forma indireta, uma vez que as condições no arco são extremamente agressivas e métodos diretos tendem a perturbar de forma significativa as condições do arco. Como métodos diretos pode-se citar, por exemplo, a utilização de sondas para medir o campo elétrico no interior do arco ou de pequenas partículas para a observação do fluxo de gases pelo arraste das mesmas.

Existe um número enorme de técnicas indiretas que podem ser utilizadas para o estudo do arco. Apresenta-se, a seguir, de forma muito resumida, algumas das técnicas comumente utilizadas, em particular, em estudos envolvendo o arco elétrico em soldagem. Uma discussão mais detalhada e específica de parte destas técnicas será apresentada na [seção 11](#).

1. Espectroscopia ótica:

Consiste na análise da variação da intensidade da radiação eletromagnética emitida pelo arco em função do comprimento de onda (figura 4.1). Esta técnica de análise é muito usada em vários da ciência e da tecnologia, por exemplo, na astronomia para o levantamento de diversos dados químicos e físicos de objetos no espaço. Ela permite levantar dados relativos à composição química do arco, grau de ionização, temperatura, etc. O instrumental necessário para a espectrografia é, em geral, caro (embora, recentemente, o seu custo tenha caído significativamente) e complexo e a análise dos dados obtidos pode ser complicada e sujeita a muitas incertezas.

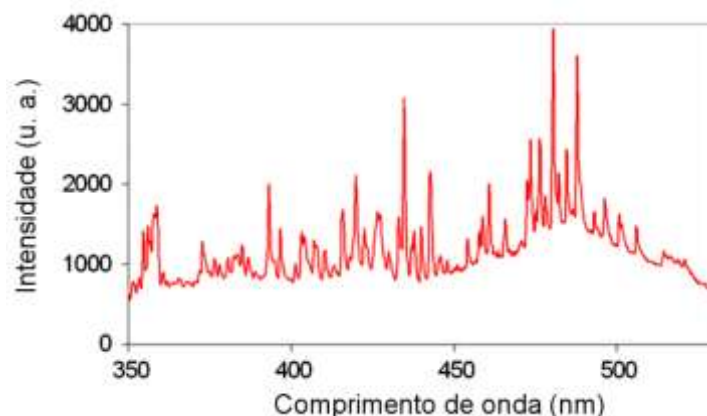


Figura 4.1 – Espectro da radiação emitida pelo arco no processo TIG (adaptado de Mirapeix et al., 2008).

2. Análise de Sinais do Arco:

Consiste na aquisição e análise de diferentes sinais gerados pelo arco com destaque para os seus parâmetros elétricos (tensão e corrente). Esta é uma técnica relativamente simples e comumente utilizada, inclusive, em operações de produção para controle de qualidade. Por outro lado, uma análise mais elaborada da variação dinâmica dos sinais elétricos e outros (luz, som, etc) pode fornecer dados importantes sobre os processos no arco elétrico. Para isto, contudo, dispositivos de medição com tempos de resposta extremamente rápidos são utilizados. Sondas finas o suficiente para não perturbar o arco e movimentadas com uma velocidade rápida o suficiente para prevenir a sua destruição permitem determinar, por exemplo, a distribuição de potenciais na coluna do arco.

Atualmente, a aquisição destes sinais é feita principalmente através de dispositivos digitais. Existem diferentes tipos destes sistemas incluindo osciloscópios digitais, sistemas embutidos em um dado equipamento, dispositivos que se comunicam com computadores por “portas” e cartões (placas) A/D (analógico/digital) que colocados dentro de computadores e controlados por um programa (“software”) específico. Estes dispositivos competem favoravelmente com sistemas analógicos em termos de custo e desempenho e têm a grande vantagem de permitir a análise e manipulação direta dos dados gerados por programas. Estes sistemas são formados, em geral, pelos seguintes elementos: (a) transdutores (sensores), (b) dispositivos para a condicionamento dos sinais gerados pelos sensores, (c) um dispositivo (“hardware”) para aquisição digital de dados, (d) um sistema de processamento de dados (por exemplo, um microcomputador) e (e) programas para o controle da aquisição e análise dos dados.

Apesar de suas vantagens, os sinais digitalizados apresentam características particulares que precisam ser consideradas para a sua adequada utilização. Em particular, o próprio processo de digitalização impõe importantes limitações no sinal que está sendo medido. Este processo basicamente converte o sinal de uma dada variável do processo (em geral, um valor real que varia com o tempo de forma contínua) em um conjunto de números inteiros medidos em intervalos de tempo, em geral, constantes. A transformação do valor medido em um número inteiro permite o seu armazenamento na memória do dispositivo de aquisição de dados, mas causa uma certa perda de informação deste valor. O número de posições (bits) de memória usados para armazenar o valor medido determina a variação máxima que este pode ter e, desta forma, a sua resolução. Esta (Δy) pode ser estimada por:

$$\Delta y = \frac{y_{MAX} - y_{MIN}}{2^{BITS} - 1} \quad (4.1a)$$

onde ($y_{MAX} - y_{MIN}$) é o intervalo em que o sinal y está sendo medido. Por exemplo, supondo que a tensão de soldagem está sendo coletada em um sistema de 10 bits com uma faixa de 0 a 100 V. A resolução máxima será:

$$\Delta y = \frac{[100 - 0]V}{2^{10} - 1} = 0,098 \text{ V ou } \approx 0,1\% \quad (4.1b)$$

A taxa de aquisição de dados (número de medidas feitas por segundo) é também fundamental para a reprodução adequada do sinal. Uma aquisição muito rápida implica no uso de equipamentos de aquisição de melhor desempenho (em geral, mais de maior custo) e na geração de um volume maior de dados (processamento mais lento). Por outro lado, baixas taxas de aquisição podem levar à perda de informação ou, mesmo, à distorção das informações contidas no sinal. A figura 4.2 ilustra este efeito para o sinal de tensão de testes de soldagem com o processo GMAW com transferência por curto-circuito (ver [seção 11](#)).

3. **Fotografia/Cinematografia:**

Diferentes técnicas envolvendo, por exemplo, fotografia com tempos de exposição extremamente curtos ou cinematografia de alta velocidade (10^3 - 10^4 quadros/s) têm sido utilizadas para o estudo da formação de pontos de emissão de elétrons no cátodo, do transporte de massa através do arco, etc. Em soldagem, o uso de iluminação de alta intensidade ou de sombreamento com laser (ver, por exemplo, Allemand et al., 1985 e Bálamo et al., 2000) em conjunto com a filmagem ou fotografia é muito útil para reduzir

o ofuscamento causado pelo arco e facilitar a observação de fenômenos relacionados com os eletrodos.

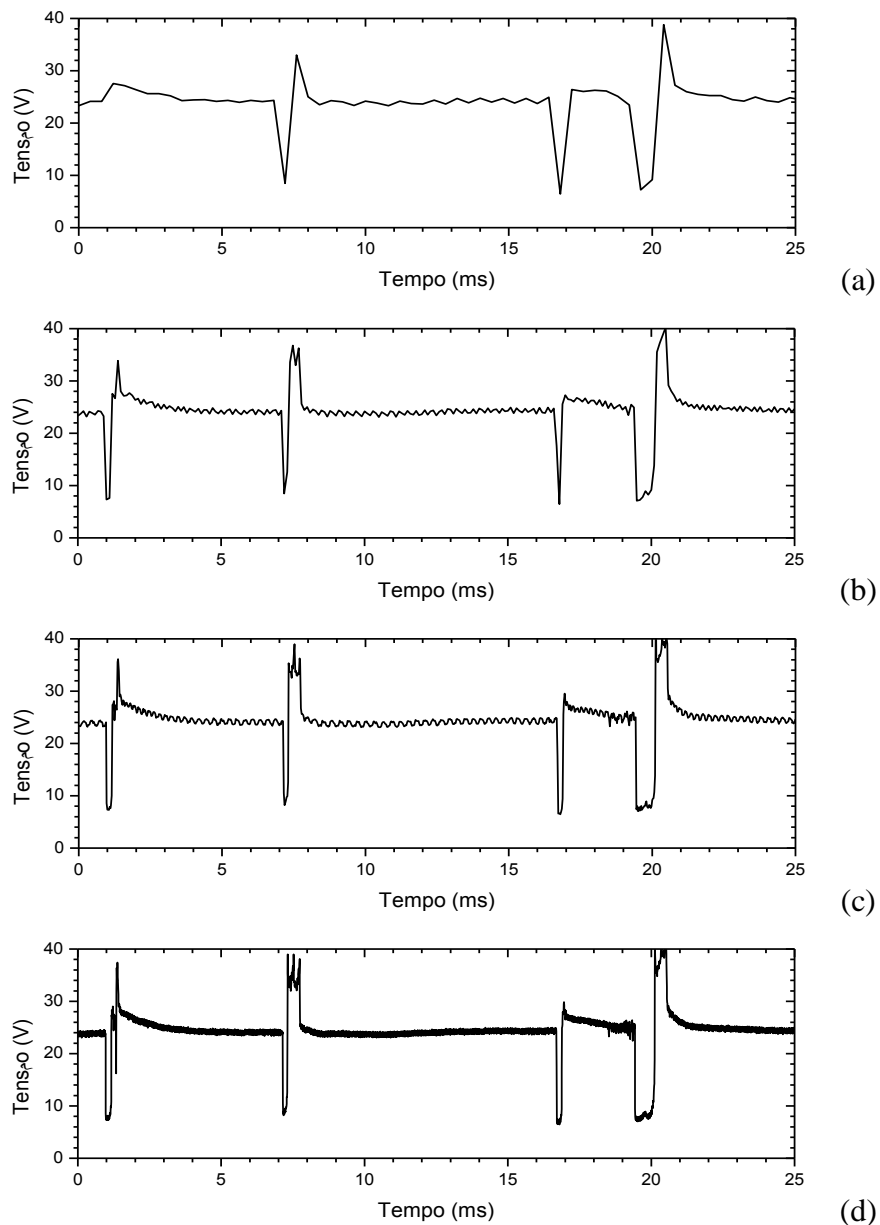


Figura 4.2 – Variação da tensão de soldagem durante um teste de soldagem GMAW com transferência por curto-circuito. Taxas de aquisição de dados: (a) 2,5k, (b) 10k, (c) 40k e (d) 160k medidas por segundo.

4. Outros Métodos Óticos:

Diversas técnicas adicionais podem ser usadas. Por exemplo, interferometria pode ser usada para detectar pequenas deformações no metal base durante a soldagem. A técnica conhecida como fotografia Schlieren pode ser usada para revelar o fluxo de gás na região

da solda (Cunningham e Cook, 1953). Iluminação estroboscópica por laser ou uma fonte intensa de luz permite observar o fluxo de metal na poça de fusão.

5. **Calorimetria:**

Permite, avaliar as quantidades de calor transferido do arco para a peça ou para o eletrodo. Métodos calorimétricos têm sido utilizados, por exemplo, para determinar o rendimento térmico do arco (η). Um dos métodos mais utilizados para medir o rendimento de processos a arco é o calorímetro “molhado” (wet calorimeter). Nesta técnica, figura 4.3, o arco é estabelecido entre o eletrodo e um tubo de cobre por onde passa água com uma vazão conhecida (w). A temperatura da água é monitorada na entrada (T_{IN}) e na saída (T_{OUT}) do tubo. O rendimento térmico pode ser determinado por um simples balanço térmico da forma:

$$\eta IU t_{SOL} = \int_0^B wc(T_{OUT} - T_{IN}) dt \quad (4.2)$$

onde c é o calor específico da água, t_{SOL} é o tempo de soldagem e o intervalo de integração (B) é determinado conforme a figura 4.4.

6. **Análise de Diferentes Efeitos sobre os Eletrodos:**

O arco elétrico exerce diferentes efeitos sobre os eletrodos (por exemplo, erosão, pressão ou contaminação por gases) que podem ser utilizados para a obtenção de dados do arco (mecanismos de emissão de elétrons, fluxo de massa, etc).

Neste documento, diversos dos métodos acima serão citados durante a discussão de diferentes aspectos do arco elétrico. A grande maioria dos estudos do arco elétrico em soldagem foi desenvolvida para o arco TIG, devido às condições mais favoráveis que este possibilita para estudo. Consequentemente, o maior volume de informações disponíveis se refere a este processo. Este fato deve se refletir neste texto; contudo uma parte apreciável dos dados referentes ao arco TIG pode ser extrapolada para processos com eletrodo consumível, tomando-se o cuidado de se considerar as diferenças entre os processos, particularmente a maior dificuldade de controle e definição do comprimento do arco, a geometria variável do eletrodo e as perturbações criadas pela passagem do metal de adição através do arco (figura 4.5).

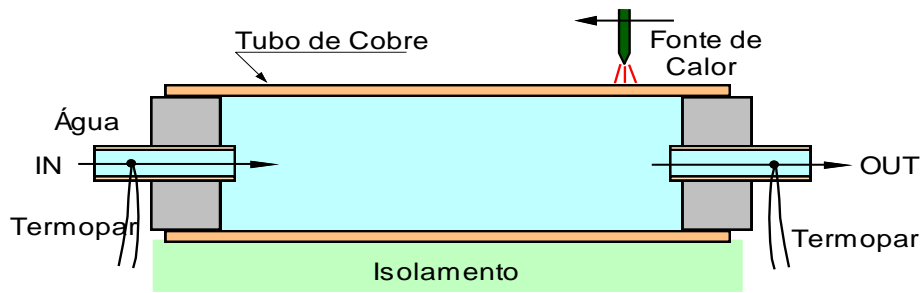


Figura 4.3 - Diagrama de um calorímetro úmido para a determinação do rendimento térmico de um processo de soldagem.

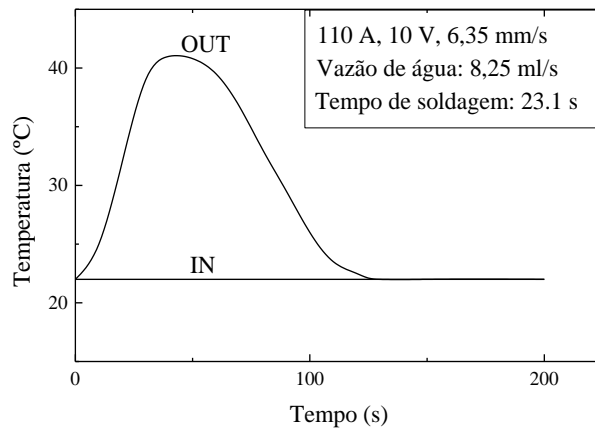


Figura 4.4 - Variação esquemática de temperatura na entrada e na saída do calorímetro durante um ensaio para determinação do rendimento térmico (Kou, 1984).

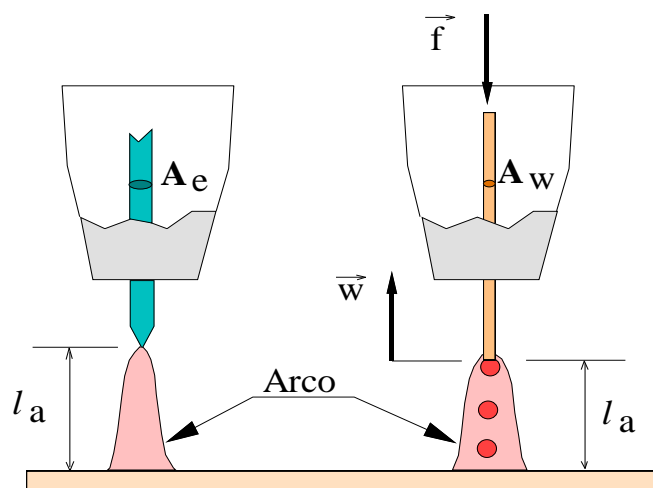


Figura 4.5 - Diferenças entre um processo de soldagem com eletrodo não consumível (esquerda) e eletrodo consumível (direita). l_a - comprimento do arco, f - taxa de alimentação do arame (eletrodo), w - taxa de fusão, A_e - área do eletrodo de tungstênio e A_w - área do arame (eletrodo)..

5. Características Estáticas do Arco:

Exemplos obtidos em laboratório da relação tensão-corrente (curva característica) para o arco TIG (eletrodo negativo ou CC-) são mostrados na figura 5.1. Esta relação corresponde à curva à direita da letra G na figura 3.2 e é chamada de estática por não incorporar variações dinâmicas de corrente ou tensão associadas, por exemplo, com a transferência de metal de adição através do arco. A curva característica apresenta uma queda de tensão com a corrente até um valor mínimo entre cerca de 50 e 300 A, acima do qual a tensão cresce com a corrente. A posição da curva característica e o seu formato dependem do tamanho, geometria e material e temperatura do cátodo e do ânodo, da composição e da pressão do gás de proteção e do comprimento do arco (l_a).

Um aumento no comprimento do arco tende a aumentar a tensão para qualquer valor de corrente (figura 5.1) quando l_a for superior a cerca de 1 mm. Nestas condições, a relação entre l_a e U , para uma dada corrente, é aproximadamente linear (figura 5.2). Para valores muito pequenos de l_a existem indicações de que a relação entre a tensão e o comprimento do arco pode se inverter.

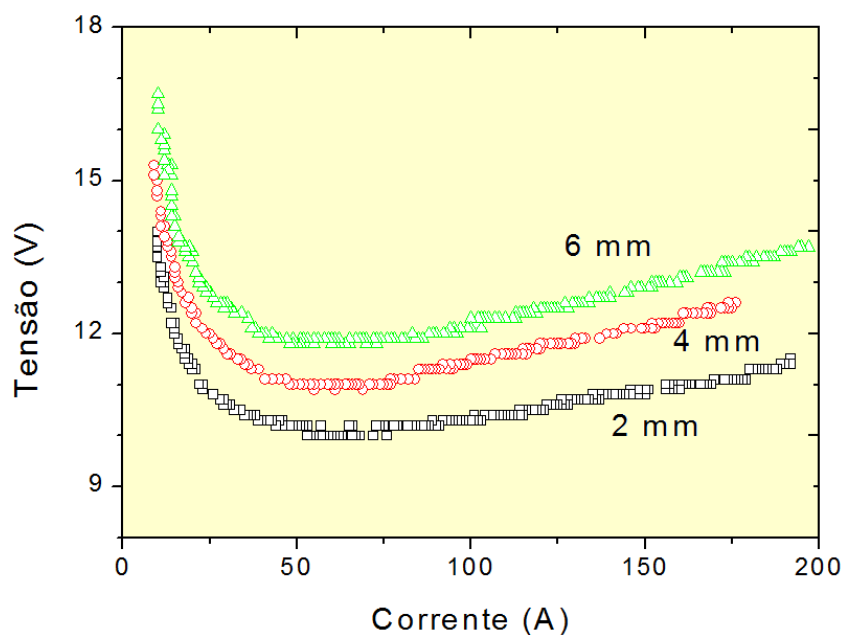


Figura 5.1 - Curvas características do arco TIG para comprimentos de arco de 2, 4 e 6 mm.

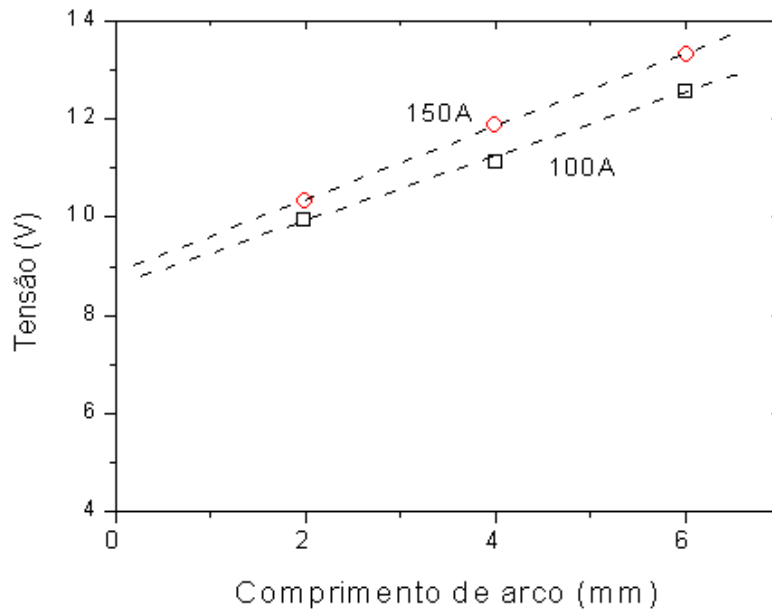


Figura 5.2 - Relação entre tensão e comprimento de arco (dados da figura 5.1)..

O material do cátodo tem uma grande importância sobre a curva característica. No caso de cátodos de tungstênio, a adição de pequenas quantidades de óxidos de diferentes metais (em particular, de tório, cério ou tântalo), modificam as condições de emissão de elétrons e abaixam a tensão do arco por cerca de 1 a 2 V. Em geral, arcos cujo cátodo é um material não refratário (aço, alumínio, etc) tendem a operar em tensões bem superiores (em torno de 10 V) às do arco TIG. Neste processo, a forma do eletrodo de tungstênio afeta o formato da curva característica (figura 5.3).

Da forma como foi definida a curva característica, os seus valores de corrente e tensão devem ser obtidos após o processo atingir condições estacionárias e não devem ser afetados por flutuações dinâmicas do processo (isto é, devem ser valores médios calculados em intervalos de tempo suficientemente longos). Quando estas condições não são obedecidas, as curvas obtidas podem depender de aspectos dinâmicos do processo como, por exemplo, da direção da variação da corrente e a sua taxa de variação. A figura 5.4 ilustra este aspecto em um teste de soldagem TIG que foi iniciado e terminado com uma variação controlada da corrente de 100 A/s. Pode-se observar que, tanto no início como no término do processo, a relação entre a corrente e tensão de soldagem tem um formato similar a uma curva característica, porém, embora o comprimento de arco seja o mesmo, elas apresentam diferenças de tensão de vários Volts. Além disto, durante a soldagem, quando a corrente foi mantida em aproximadamente

200 A, pode-se observar uma redução da tensão (de aproximadamente 2 V). Estas mudanças podem estar associadas com alterações nas condições de operação tanto no cátodo (eletrodo de tungstênio) como no anodo (peça) à medida que são aquecidos e afetados pelo arco.

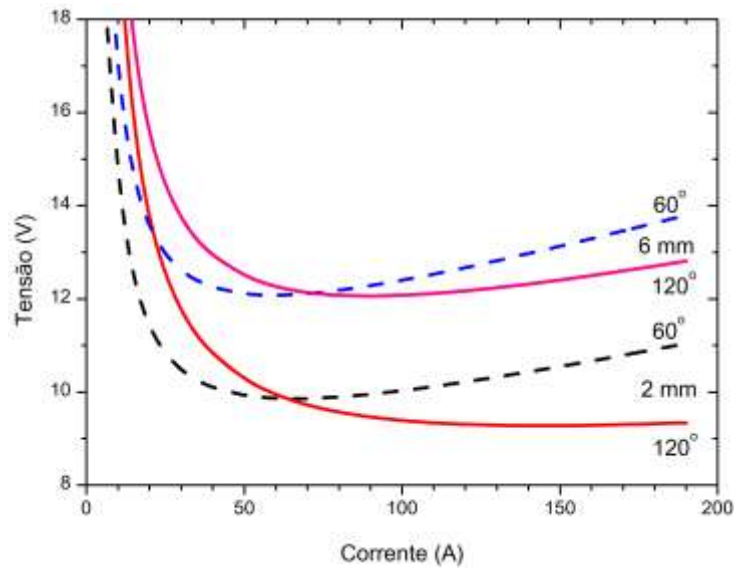


Figura 5.3 – Curvas características de arcos com comprimentos de 2 e 6 mm e eletrodo de tungstênio de 3,2 mm com ponta de 60° e 120°. Dados experimentais ajustados à equação de Goldman (eq. 5.2) por regressão. Proteção: Ar puro.

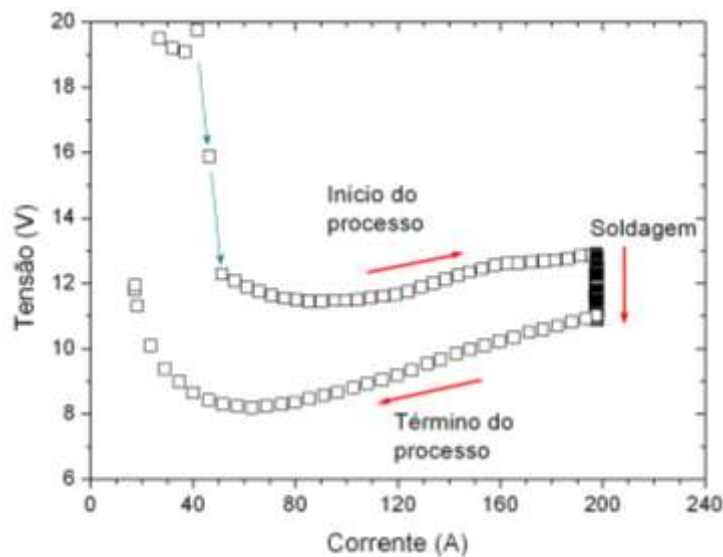


Figura 5.4 - Relação entre a tensão e a corrente de soldagem durante um teste mecanizado de soldagem TIG em aço inoxidável. Na abertura e no fechamento do arco, a corrente variou uma taxa constante de 100 A/s. Durante a soldagem, a corrente foi mantida constante em 200 A. Proteção: Argônio puro.

A curva característica do arco pode ser representada por diferentes expressões empíricas, destacando-se a devida à Mme. Ayrton obtida para arcos entre eletrodos de carvão:

$$U = A + B.l_a + (C + D.l_a) / I \quad (5.1)$$

onde A , B , C e D são constantes empíricas que dependem das condições operacionais. Uma outra expressão mais simples, que não considera de forma explícita o comprimento do arco e devida a Goldman (1966), é:

$$U = A + B \cdot I + C / I \quad (5.2)$$

A tabela I mostra valores dos coeficientes de Goldman, calculados por regressão múltipla, para as curvas da figura 5.1.

Tabela I - Valores dos coeficientes da equação de Goldman (dados da figura 5.1).

| l_a (mm) | A (V) | B (V/A) | C (V.A) |
|------------|-------|---------|---------|
| 2 | 7,36 | 0,0163 | 75,3 |
| 4 | 8,89 | 0,0158 | 78,8 |
| 6 | 10,25 | 0,0179 | 61,4 |

Finalmente, tem-se a equação simplificada:

$$U = (U_A + U_C) + E \cdot l_a \quad (5.3)$$

onde U_A e U_C são as quedas de potencial no ânodo e no cátodo respectivamente e E é o campo elétrico na coluna do arco. Uma explicação para estes termos é dada na [seção 6](#). Esta equação não considera o efeito da corrente e é uma aproximação adequada da curva característica próximo do seu ponto de mínimo.

Em arcos com eletrodo consumível, a determinação da curva característica é mais complicada e tende a apresentar uma maior dispersão. Diversos fatores contribuem para esta maior dificuldade:

- (a) l_a é variável, resultando do balanço entre as taxas de alimentação e fusão do eletrodo (figura 4.3),
- (b) a determinação de l_a é complicada pois o formato da ponta do eletrodo e o posicionamento do arco nesta são variáveis,
- (c) os valores de corrente e tensão de soldagem são afetados pelo modo de transferência de metal e as variações que este causa no processo,

(d) o metal de adição depositado sobre a peça de trabalho tende a influenciar a separação entre o bico de contato e a peça, e

(e) a diferença de potencial no eletrodo é, em geral, mais relevante na soldagem com eletrodos consumíveis, devido às maiores densidades de corrente e/ou resistência elétrica nestes processos.

Resultados disponíveis, contudo, indicam que o formato da curva característica do arco destes processos é similar ao da curva obtida com eletrodos não consumíveis, embora o valor da tensão nos primeiros tenda a ser maior. A figura 5.5 ilustra curvas características obtidas na soldagem GMAW de aço carbono com três diferentes misturas de proteção.

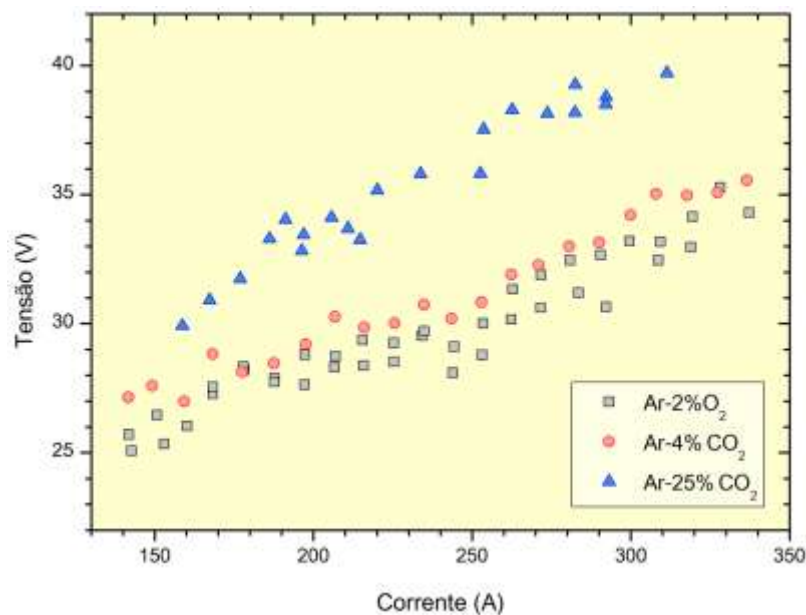


Figura 5.5 – Curvas características (incluindo a queda de potencial no eletrodo) obtidas na soldagem GMAW com eletrodo de aço carbono de 1,2 mm de diâmetro e três diferentes gases de proteção. Distância entre o bico de contato e a peça: 20 mm. Comprimento de arco: 7 mm.

6. Perfil Elétrico:

A queda de tensão ao longo de um arco elétrico não é uniforme, existindo quedas abruptas de tensão junto aos eletrodos (ânodo e cátodo) que, para metais podem atingir entre cerca de 1 e 15 V (figura 6.1).

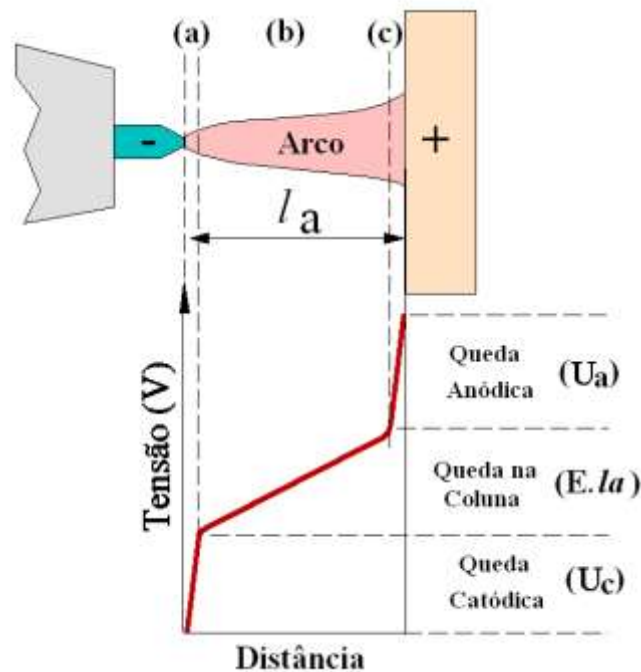


Figura 6.1 - Distribuição de potencial em um arco e suas regiões: (a) Zona de Queda Catódica, (b) Coluna do Arco e (c) Zona de Queda Anódica (esquemático).

Com base nesta figura e para os fins deste texto, pode-se considerar que o arco é dividido em três regiões:

- Zona de Queda Catódica,
- Coluna de Plasma, e
- Zona de Queda Anódica.

Na verdade não existe uma transição bem definida entre estas regiões e, em alguns trabalhos mais aprofundados sobre este assunto, as zonas de queda são frequentemente subdivididas em várias sub-regiões (por exemplo, região de contração, região luminosa, etc). Em termos de volume, o arco é constituído quase que exclusivamente pela coluna de plasma. Esta pode ter vários milímetros de comprimento, enquanto que as zonas de queda, ou zonas dos eletrodos,

correspondem apenas a diminutas regiões junto aos eletrodos, com espessuras da ordem de 10^{-6} m! No arco de soldagem, a queda de tensão na região anódica vale entre 1 a 10 V e a queda catódica, entre 1 e 15 V (os valores menores correspondem ao cátodo no arco TIG com eletrodo negativo; processos com eletrodo consumível, MIG/MAG por exemplo, têm, em geral, uma queda de tensão no cátodo maior). Em uma descarga luminescente, a queda catódica é muito maior, valendo algumas centenas de volts. As quedas de tensão nos eletrodos são aproximadamente independentes do comprimento do arco e variam pouco com a corrente.

O valor da queda de tensão na coluna de plasma é aproximadamente proporcional a l_a , isto é, $U_{CP} = E.l_a$, onde E é o campo elétrico na coluna. E depende de vários fatores, em particular da composição do gás do plasma. Por exemplo, no arco TIG, E vale entre cerca de 800 e 1000 V/m para o argônio e de 1500 a 2000 V/m para o hélio. Estes valores aumentam quando o arco perde mais energia para o ambiente (por exemplo, para um mesmo gás, E é maior para um arco restringido).

As principais características destas regiões (que serão melhor discutidas nas seções seguintes) são:

- Regiões de Queda:

- (a) Elevado gradiente (campo) elétrico:

$$\text{Cátodo} \approx 10^8 \text{ V/m}$$

$$\text{Ânodo} \approx 10^6\text{-}10^7 \text{ V/m.}$$

- (b) Elevado gradiente térmico $\approx 10^5 - 10^6$ K/m

- (c) Contração (aumento da densidade de corrente em relação à coluna de plasma):

$$\text{Cátodo} \approx 10^6 - 10^{14} \text{ A/m}^2$$

$$\text{Ânodo} \approx 10^6 - 10^9 \text{ A/m}^2$$

- Coluna de Plasma:

- Altas temperaturas (suficiente para ionizar o gás que irá formar o plasma),

- Equilíbrio térmico (ou quasi-equilíbrio térmico),

- Equilíbrio elétrico e

- Fluxo de matéria (em soldagem, este é, geralmente, do eletrodo para a peça).

A tabela II (Jackson, 1960) ilustra valores comuns para as quedas de potencial das diferentes regiões do arco TIG.

Tabela II - Valores de tensão típicos no processo GTAW (eletrodo negativo).

| Corrente (A) | l_a (mm) | $U_A + U_C$ (V) | U_{CP} (V) |
|--------------|------------|-----------------|--------------|
| 200 | 1,3 | 6,9 | 0,8 |
| 200 | 2,5 | 6,9 | 1,6 |
| 200 | 5,0 | 6,9 | 3,2 |
| 400 | 5,0 | 6,9 | 3,2 |

OBS: U_A - Tensão na queda anódica
 U_C - Tensão na queda catódica
 U_{CP} - Tensão na coluna de plasma

7. Relação entre as Características do Arco e da Máquina:

As máquinas (ou fontes) utilizadas na soldagem a arco podem ser de diferentes tipos e apresentar diversos modos de operação. Comumente, as fontes são classificadas de acordo com a sua curva característica em fontes de (a) corrente constante (CI) ou de (b) tensão constante (CV), figura 7.1.

Em uma primeira aproximação, estas curvas podem ser descritas, na sua faixa de operação, pela equação (figura 7.1c):

$$U = U_0 - m.I \quad (7.1)$$

Na realidade, tanto as fontes CI, e principalmente, as CV não são, em geral, de corrente ou tensão realmente constante. Nas fontes de CI, tem-se usualmente uma inclinação de cerca de 1 a 10 V/A e, em fontes CV, de cerca de 0,02 V/A.

Quando as curvas características do arco e da fonte são consideradas juntas, dois pontos operacionais possíveis (figura 7.2, pontos 1 e 2) são observados. Pode-se mostrar, contudo, que o ponto 1 é de equilíbrio instável, isto é, pequenas perturbações tanto de V como de I em torno deste ponto causam ou a extinção do arco ou uma mudança para o ponto 2. Assim, na prática, somente este último ponto é observado em soldagem.

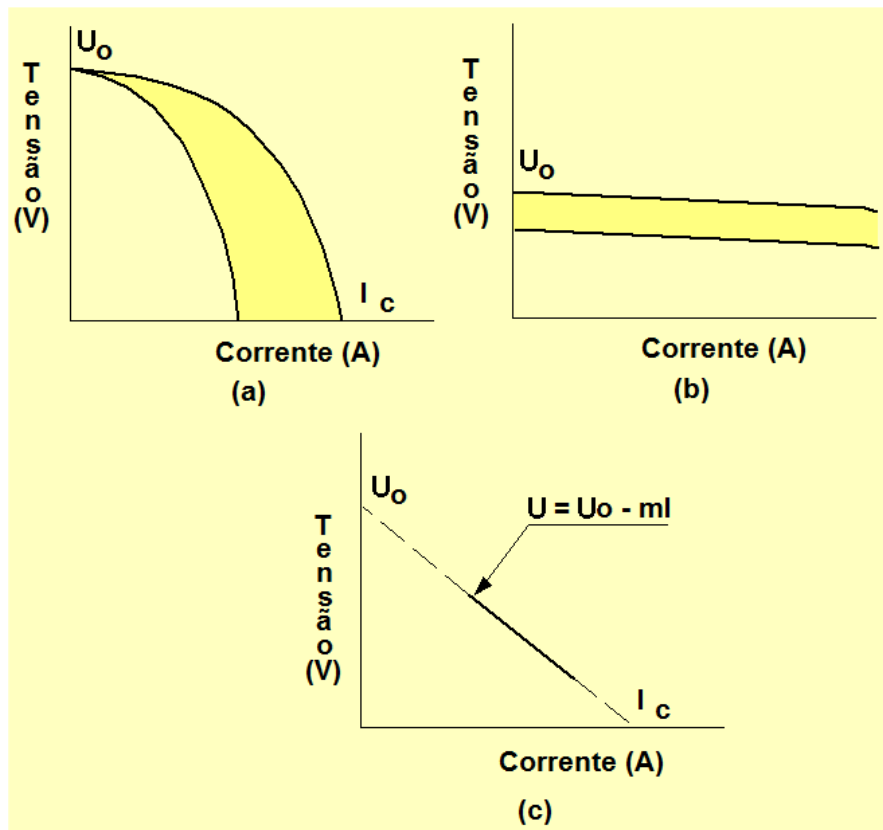


Figura 7.1 - Curvas características de fontes de (a) corrente constante e (b) tensão constante. (c) Representação idealizada da curva característica da fonte. U_0 - tensão em vazio, I_c - corrente de curto-circuito e m - inclinação ("slope") da fonte.

Na soldagem com eletrodos consumíveis, um requisito adicional para a sua operação é a manutenção de um equilíbrio entre as taxas de alimentação (f) e de fusão (w) de forma a se manter o comprimento do arco (l_a) aproximadamente constante. Em processos de soldagem onde a velocidade de alimentação do eletrodo é pequena ou nula (SMAW e GTAW), os tempos de resposta para compensar eventuais mudanças em l_a são relativamente longos e o controle de l_a pode ser executado manualmente. Em processos que utilizam elevada densidade de corrente no eletrodo, f pode ser muito grande para um controle manual satisfatório de l_a . Também o uso de mecanização pode limitar a possibilidade de um controle manual. Nestes casos, é desejável que o sistema forneça alguma forma de controle intrínseco de l_a . A discussão abaixo estabelece as condições para este tipo de controle com base nas **características estáticas** do sistema. Considerações envolvendo a resposta dinâmica do sistema serão apresentadas em outras seções.

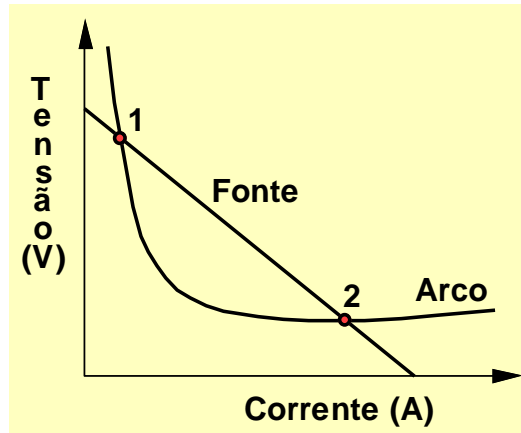


Figura 7.2 - Possíveis pontos operacionais (1 e 2) para a soldagem a arco.

A velocidade de variação de l_a é dada por (figura 4.3):

$$\frac{d l_a}{d t} = -(f - w) = -(f - \alpha' \cdot I) \quad (7.2)$$

onde se assumiu, por simplicidade, uma relação linear entre w e I (na [seção 12](#), um modelo mais elaborado para w será desenvolvido). Esta equação mostra, como já discutido, que, para uma fonte CI, que impõe ao processo um valor de corrente, o controle de l_a deve ser feito por variações da velocidade de alimentação do eletrodo (f). Esta situação é a mais conveniente para os processos como o SMAW e o GTAW. No primeiro caso, α' é pequeno e o soldador pode controlar manualmente a alimentação do eletrodo. No segundo caso f e α' são nulos (o eletrodo não é consumível), e o comprimento do arco não depende da corrente de soldagem, mas apenas do posicionamento da tocha em relação à junta. Em processos em que o próprio equipamento alimenta o eletrodo (GMAW, por exemplo), o uso de uma fonte CV tende, em geral, a ser a opção mais simples. Neste caso, como a corrente varia livremente, esta pode controlar o comprimento do arco com f mantido fixo durante a soldagem.

Supondo que um sistema com f constante esteja operando em estado estacionário com uma corrente I_0 , isto é com $d l_a / d t = 0$, pode-se tomar f como igual a $\alpha' \cdot I_0$. Substituindo-se este valor de f na expressão acima, tem-se:

$$\frac{d l_a}{d t} = -\alpha' \cdot (I_0 - I) \quad (7.3)$$

O valor da corrente de soldagem é dado pela interseção das curvas características do arco e da fonte (figura 7.2, ponto 2). Usando-se a expressão dada acima para a curva da fonte e a equação simplificada do arco ([seção 5](#)), pode-se mostrar que este valor é:

$$I = \frac{U_0 - (U_a + U_c + E \cdot l_a)}{m} \quad (7.4)$$

Dado um processo operando inicialmente no estado estacionário ($I = I_0$), deseja-se analisar a sua tendência para retornar a este estado após o sistema sofrer uma pequena perturbação em l_a . Para isto, define-se o parâmetro **R** como:

$$R = \frac{\partial}{\partial l_a} \left(\frac{dl_a}{dt} \right) \quad (7.5)$$

O parâmetro **R** mede a variação da velocidade de mudança do comprimento do arco (dl_a/dt) para uma pequena perturbação δl_a . Um valor negativo de **R** indica uma tendência do sistema voltar à condição inicial, enquanto que um valor positivo indica que, após δl_a , o sistema tenderá a afastar-se continuamente do estado inicial, pois dl_a/dt terá o mesmo sentido de δl_a . No caso de **R** negativo, a velocidade com que o sistema tende a retornar ao estado inicial é proporcional à magnitude de **R**, em valor absoluto. Idealmente, **|R|** deve ser grande para assegurar uma capacidade de resposta rápida do sistema. Contudo, se o seu valor for excessivamente elevado o sistema tenderá a reagir a perturbações de forma violenta e terá dificuldade de retornar ao estado estacionário (figura 7.3).

Substituindo-se os valores de dl_a/dt e de I na definição de **R**, tem-se:

$$R = \alpha' \cdot \frac{\partial I}{\partial l_a} = -\alpha' \cdot \frac{E}{m} \quad (7.6)$$

Esta relação mostra que **R** depende tanto de características do arco (E) como da fonte (m) e, portanto, condições ótimas de um processo de soldagem, em termos de sua estabilidade, dependem de uma adequada conjunção das características do processo e do equipamento. Na soldagem GMAW, que utiliza um eletrodo consumível contínuo alimentado pelo equipamento a uma velocidade, em geral, constante e relativamente elevada, o valor de **R** deve ser elevado (em módulo) para garantir ao sistema uma capacidade adequada de responder a eventuais perturbações no comprimento do arco. Para tanto, é usual utilizar, para este processo, fontes de tensão constante (pequeno valor de m). Nos processos de soldagem com eletrodo revestido e GTAW, para os quais a velocidade de fusão do eletrodo é pequena

ou nula, perturbações no comprimento do arco ocorrem, em geral, de forma lenta e podem ser compensadas pelo próprio soldador ou por um sistema mecânico, no caso de soldagem mecanizada. Estes processos usam, portanto, fontes de soldagem de corrente constante.

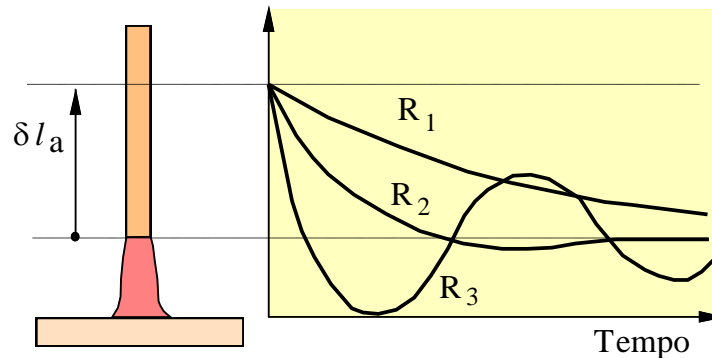


Figura 7.3 - Representação esquemática da resposta de um processo de soldagem a uma pequena perturbação instantânea de l_a em função do valor absoluto do parâmetro R (negativo). $|R_1| < |R_2| < |R_3|$. R_2 representa o comportamento mais adequado.

8. Região Catódica:

8.1. Aspectos Gerais:

Embora tenha um volume desprezível em comparação com a coluna de plasma, a região catódica é extremamente importante para a existência do arco pois é nesta região que é gerada a maioria dos elétrons responsáveis pela condução da corrente elétrica no arco (ver [seção 10.1](#)). Na soldagem com corrente alternada (AC), os processos ocorrendo no cátodo são também importantes para a reignição do arco. Assim, as condições de operação desta região afetam de forma importante o comportamento do arco elétrico.

O pequeno volume da região catódica e os elevados gradientes térmico e elétrico aí existentes tornam muito difícil o seu estudo. Esta região é caracterizada por um estado muito afastado do equilíbrio, sendo uma transição entre a coluna do arco e o eletrodo, não ocorrendo condições para o estabelecimento de equilíbrio tanto térmico (mesma energia cinética média de seus diversos constituintes) como elétrico (balanço de cargas elétricas), ao contrário do que parece ocorrer na coluna do plasma a uma atmosfera de pressão.

Pode-se considerar que a região catódica é formada por três regiões distintas (figura 8.1) denominadas como Zona de Carga, Zona de Luminescência e Zona de Contração.

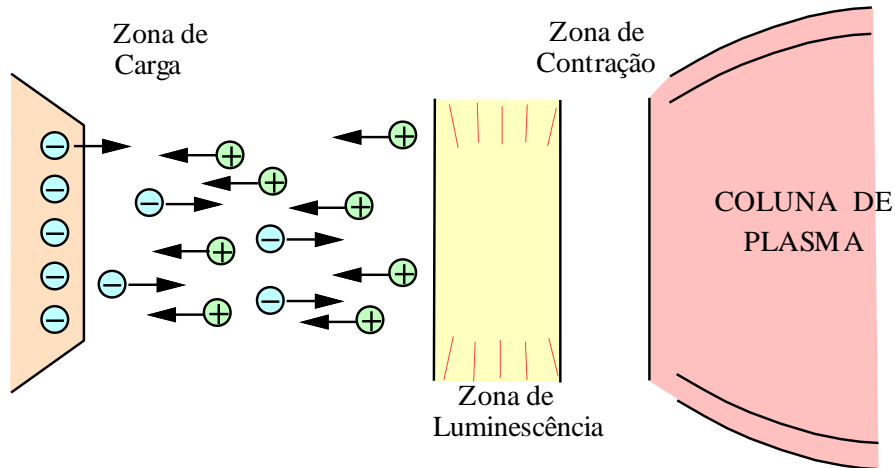


Figura 8.1 - Estrutura da região catódica (esquemático).

Na zona de carga, ocorre um elevado gradiente de potencial o qual acelera os elétrons saindo do cátodo e, por outro lado, atrai os íons positivos para o cátodo. Apesar de ser uma zona com grande atividade de cargas, nesta praticamente não ocorrem colisões entre os diversos portadores de carga e entre átomos neutros. Pode-se supor, assim, que um elétron, deixando o cátodo, atravessa toda a zona de carga somente sofrendo colisões no limite exterior desta zona, o mesmo ocorrendo, em sentido contrário, com os íons positivos. Em função da ausência de choques, os elétrons, de menor massa, adquirem uma velocidade muito maior que os outros constituintes do arco, existindo um maior número de portadores de carga positiva na zona de carga, o que explica, pelo menos em parte, a queda de potencial da região catódica.

Na zona de luminescência ocorre uma desaceleração dos elétrons. A transformação da energia cinética dos elétrons em radiação eletromagnética é tão intensa que requer a utilização de equipamentos de segurança adequados pelos soldadores.

Na zona de contração, a qual serve de interface entre a região catódica e a coluna do arco, a densidade de corrente passa dos altos valores característicos da região catódica para os valores bem menores da coluna.

8.2. Estimativa da Espessura da Região Catódica:

Uma estimativa da espessura da região catódica, em particular da zona de carga, pode ser obtida a partir da hipótese de que, na ausência de choques entre os constituintes do plasma nesta região, a energia potencial de um íon localizado no limite externo da região catódica ($e U_x$) será toda convertida em energia cinética ($1/2 m_i v_i^2$) ao final de sua passagem pela zona de carga até a superfície do cátodo. Assim:

$$eV_x = \frac{1}{2} m_i v_i^2 \quad \text{e, portanto, } v_i = \sqrt{\frac{2e U_x}{m_i}}$$

Pela lei de Gauss, tem-se que:

$$\phi = \int_S \vec{E} \cdot \vec{n} ds = \frac{\sum q}{\epsilon_0} \quad (8.1)$$

onde ϕ é o fluxo de campo elétrico (E) através de uma superfície fechada (S), \vec{n} é o unitário vetor normal a esta superfície, $\sum q$ é a carga total limitada por esta superfície e ϵ_0 é a permeabilidade do ar ($8,854 \times 10^{-12}$ F/m). O teorema da divergência permite transformar a integral de superfície acima em uma integral de volume:

$$\int_S \vec{E} \cdot \vec{n} ds = \int_V \vec{\nabla} \cdot \vec{E} dV, \quad \text{então:} \quad (8.2)$$

$$\sum q = \int_V \epsilon_0 \vec{\nabla} \cdot \vec{E} dV \quad (8.3)$$

Assim, $\epsilon_0 \vec{\nabla} \cdot \vec{E}$ representa a densidade de carga por unidade de volume ou:

$$\rho_i = \epsilon_0 \vec{\nabla} \cdot \vec{E} \quad (8.4)$$

Por sua vez, o campo elétrico é dado por:

$$\vec{E} = -\vec{\nabla} U = -\text{GRAD}(U) \quad (8.5)$$

Substituindo na equação anterior, tem-se (Eq. de Poisson):

$$\nabla^2 U = \frac{\rho_i}{\epsilon_0} \quad (8.6)$$

Assumindo o problema em uma dimensão:

$$\frac{d^2 U}{dx^2} = \frac{\rho_i}{\epsilon_0} \quad (8.7)$$

onde ρ_i é dado por:

$$\rho_i = \frac{J_i}{v_i} \quad (8.8)$$

onde, J_i é a densidade de corrente iônica. Substituindo, nesta equação, o valor de v_i obtido no início desta seção e levando na equação anterior:

$$\frac{d^2U}{dx^2} = \frac{J_i}{\varepsilon_0} \sqrt{\frac{m_i}{2eV_x}} \quad (8.9)$$

Integrando esta equação duas vezes, tem-se (Eq. de Langmuir-Child):

$$J_i x^2 = \frac{4}{9} \varepsilon_0 \left(\frac{2e}{m_i} \right)^{1/2} U_C^{3/2} \quad (8.10)$$

ou

$$x = \lambda_C = \left(\frac{K}{J_i} \right)^{1/2} U_C^{3/4} \quad (8.11)$$

onde λ_C é a espessura da região catódica, U_C é o potencial elétrico na região catódica e K é uma constante dada por:

$$K = \frac{4}{9} \varepsilon_0 \left(\frac{2e}{m_i} \right)^{1/2} \quad (8.12)$$

8.3. Mecanismos de Emissão de Elétrons:

Para a existência do arco, elétrons devem ser emitidos em quantidade suficiente para a manutenção da corrente no arco. De fato, como será mostrado mais à frente, os elétrons respondem pela condução de mais de 90% da corrente no arco. Diversos mecanismos podem operar e ser responsáveis pela emissão de elétrons no cátodo. Na descarga luminescente, íons positivos são acelerados pela elevada tensão na região do cátodo (10^2 V), chocando-se com este com elevada energia cinética de forma a causar a emissão de elétrons pelo material do cátodo. Outros mecanismos (choque de átomos neutros e de fótons no cátodo) parecem auxiliar a emissão de elétrons neste tipo de descarga. No arco elétrico, outros mecanismos de emissão são mais importantes, destacando-se a emissão termiônica, em cátodos de material refratário, e os mecanismos de emissão a frio, possivelmente associados com a presença de filmes de óxidos na superfície do cátodo, em materiais de pontos de fusão e ebulição mais baixos.

a. Emissão Termiônica:

A emissão termiônica é um fenômeno comum em válvulas eletrônicas e tubos de raios catódicos com eletrodos de tungstênio e, basicamente, resulta do aquecimento do material a uma temperatura suficientemente alta para causar a ejeção ("vaporização") de elétrons de sua superfície. A densidade de corrente (J) resultante do efeito termiônico pode ser estimada pela **equação empírica de Richardson-Dushman**:

$$J = AT^2 \exp\left(-\frac{e\phi}{kT}\right) \quad (8.13)$$

onde A é uma constante, T é a temperatura (K), e é a carga do elétron ($1,6 \times 10^{-19}$ C), ϕ é a função-trabalho termiônica do material (V) e k é a constante de Boltzmann ($1,38 \times 10^{-23}$ J/K). A equação de Richardson-Dushman pode também ser obtida por considerações teóricas e, neste caso, o valor de A é dado por:

$$A = \frac{4\pi m e k^2}{h^3} = 1,2 \times 10^6 \text{ Am}^{-2} \text{ K}^{-2} \quad (8.14)$$

onde m é a massa do elétron ($9,1 \times 10^{-31}$ kg) e h é a constante de Planck ($6,63 \times 10^{-34}$ Js). Por outro lado, pelo ajuste de dados experimentais, o valor encontrado para A fica, em geral, entre 6 e $7 \times 10^5 \text{ A m}^{-2} \text{ K}^{-2}$ para a maioria dos metais.

A função-trabalho pode ser considerada como a energia requerida para um elétron escapar da superfície do sólido (tabela III).

Tabela III – Função-trabalho termiônica para diferentes elementos.

| Elemento | ϕ (eV) | Elemento | ϕ (eV) |
|----------|-------------|------------|-------------|
| Alumínio | 3,8-4,3 | Magnésio | 3,1-3,7 |
| Cério | 1,7-2,6 | Molibdênio | 4,0-4,8 |
| Césio | 1,0-1,6 | Níquel | 2,9-3,5 |
| Cobalto | 3,9-4,7 | Platina | 4,9-5,7 |
| Cobre | 3,1-3,7 | Titânio | 3,8-4,5 |
| Ferro | 3,5-4,0 | Tungstênio | 4,1-4,4 |
| Ouro | 4,2-4,7 | Zircônio | 3,9-4,2 |

A análise desta equação mostra que a emissão termiônica pode ocorrer em materiais refratários, como o tungstênio e o carbono, mas que este mecanismo não deve ter uma participação importante na emissão de elétrons em cátodos dos metais mais utilizados em componentes soldados como o ferro e o alumínio. Por exemplo, considerando-se os valores de ϕ e de \mathbf{A} como, respectivamente, 4 V e $7 \times 10^5 \text{ Am}^{-2}\text{K}^{-2}$ tanto para o ferro como o tungstênio, obtém-se, pela equação de Richardson-Dushman, nas temperaturas de ebulição destes elementos:

$$J_{Fe} = 3 \times 10^6 \text{ A/m}^2, T = 3160 \text{ K}$$

$$J_W = 8 \times 10^9 \text{ A/m}^2, T = 5800 \text{ K}$$

No caso, por exemplo, de um arco operando com 250 A, a área da região do cátodo, para manter este nível de corrente, deveria ter cerca de 83 mm^2 e $0,031 \text{ mm}^2$ (ou 10 e 0,2 mm de diâmetro) para o Fe e o W, respectivamente. A dimensão estimada do cátodo para o eletrodo de tungstênio corresponde bem ao observado no arco TIG com eletrodo negativo (CC-). Contudo, para um processo com eletrodo consumível, ou para a soldagem TIG com eletrodo positivo, o valor estimado da área catódica é muito grande, indicando que mecanismos alternativos para a emissão de elétrons devem atuar neste caso.

Na soldagem TIG, é comum a utilização de eletrodos de tungstênio contendo pequenas quantidades de óxidos de outros elementos, particularmente de tório ou de cério. Estes óxidos reduzem a função-trabalho efetiva do eletrodo, facilitando a emissão termiônica de elétrons no eletrodo. Assim, eletrodos dopados com óxidos de tório operam a uma menor temperatura que eletrodos de tungstênio puro, não sofrendo nenhuma fusão em sua extremidade, a qual tende a manter a sua forma original durante a soldagem (eletrodos de tungstênio puro tendem a ter a sua ponta fundida, a qual assume um formato hemisférico durante a soldagem). Adicionalmente, a queda de tensão catódica tende a ser 1 a 2 volts menor em eletrodos dopados.

b. Outros Mecanismos de Emissão:

Na soldagem com eletrodos consumíveis ou na soldagem TIG com o eletrodo de W ligado ao pólo positivo, mecanismos alternativos de emissão de elétrons, além da emissão termiônica, devem operar para explicar as densidades de corrente observadas experimentalmente no arco de soldagem. Contudo, os fenômenos relacionados com este cátodo "frio" são bem menos compreendidos do que a emissão termiônica. O baixo valor da tensão no cátodo do arco indica que mecanismos que operam em descarga luminescente (emissão de elétrons por bombardeamento do cátodo por íons e multiplicação dos elétrons emitidos através de choques destes com átomos na região de queda catódica) não podem explicar a emissão de elétrons no arco. Diversos outros mecanismos foram propostos para explicar a emissão "a frio" de elétrons no cátodo (Guile, 1971), existindo ainda dúvidas sobre qual ou quais mecanismos operam em uma dada situação:

- Efeito de campo
- Efeito conjunto de campo e termiônico
- Emissão eletrônica por captura Auger de íons positivos
- Emissão eletrônica por fótons
- Emissão por átomos excitados ou metaestáveis
- Liberação de elétrons através de filmes de óxidos carregados com íons positivos
- Condução metálica em vapores formados na superfície do cátodo
- Liberação de íons positivos em vapores formados no cátodo

Estudos experimentais, tanto de cátodos termiônicos como cátodos "frios", indicam diferenças significativas nos comportamentos destes. O uso de cinematografia de alta velocidade e a observação, por microscopia eletrônica de varredura, de marcas do arco na superfície do cátodo (Jütner, 1987) indicam que cátodos não termiônicos são caracterizados pela formação e decaimento muito rápido (durações da ordem de 1 a 10^2 ns) de inúmeros pontos microscópicos de emissão. A densidade de corrente nestes sítios é estimada entre 2×10^{11} e 10^{14} A/m², muito superior aos valores associados com a emissão termiônica (10^6 a 10^8 A/m²). Os pontos de emissão tendem a se agrupar em manchas móveis e brilhantes na superfície do cátodo (figura 8.2). Camadas superficiais de óxido tendem a ser destruídas (ou removidas) pela ação das manchas catódicas. Este efeito é bem conhecido em soldagem e de importância tecnológica, por exemplo, na soldagem com proteção gasosa do alumínio.

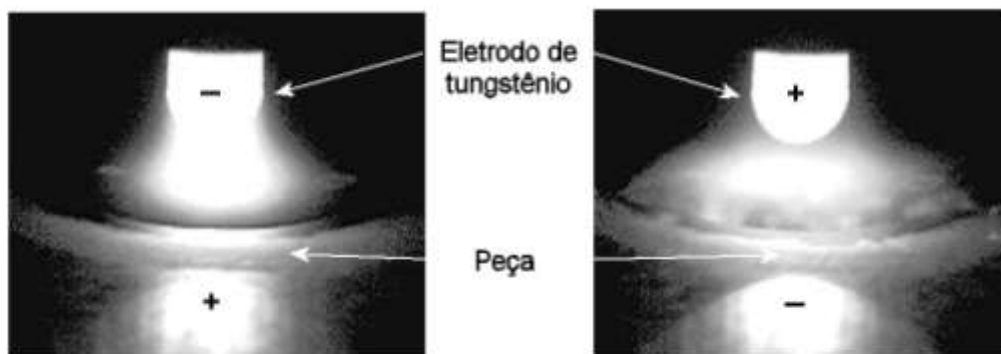
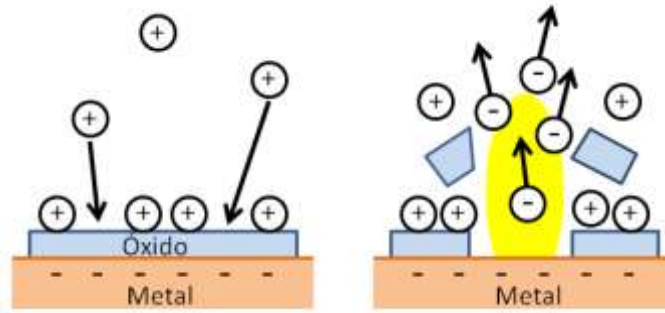


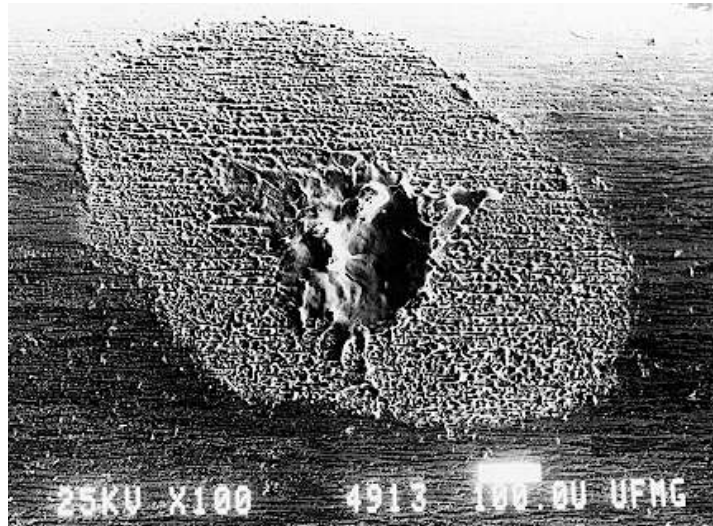
Figura 8.2 – Aspecto do arco na soldagem de alumínio pelo processo TIG com polaridade variável durante os períodos em que o eletrodo de tungstênio (puro) está negativo (esquerda) e positivo (direita). No último caso, notar a existência de manchas catódicas luminosas na superfície da peça. Imagens obtidas de filmagem realizada pelo Laprosolda/UFU.

Existem fortes evidências de que, na soldagem a arco com proteção gasosa e, possivelmente, com proteção de fluxo, a presença de filmes de óxidos de espessura microscópica na superfície do cátodo desempenha um papel fundamental na emissão a "frio" de elétrons. Embora o mecanismo desta emissão não seja completamente conhecido, este, aparentemente, envolve a formação de campos elétricos extremamente intensos na camada de óxido, pela adsorção de íons positivos, o que leva à formação de filetes condutores no óxido, à emissão de elétrons, à destruição da camada neste local e, conseqüentemente, do ponto de emissão (figura 8.3). Tem sido sugerido que dois diferentes mecanismos de emissão de elétrons e erosão do cátodo podem ocorrer: (a) para filmes de óxido com espessura inferior a 10 nm, ocorre o mecanismo de tunelamento ("tunneling") e evaporação e, (b) para filmes mais espessos, o chaveamento ("switching") de canais condutores através do óxido (Guile & Jüttner, 1980).

Em ambientes onde a camada de óxido não pode ser regenerada (por, exemplo, em vácuo) mecanismos alternativos de emissão não termiônica de elétrons podem operar após a destruição da camada de óxidos. Existem evidências de que, também na soldagem, mecanismos diferentes de emissão de elétrons podem operar, ou competir entre si, e resultar em perturbações no comportamento do arco (Modenesi, 1990). A tabela IV resume algumas das diferenças entre cátodos termiônicos e não termiônicos.



(a)



(b)

Figura 8.3 - (a) Representação esquemática do mecanismo de emissão de elétrons a frio assistido por camadas de óxido na superfície do cátodo. (b) Dano catódico ocasionado por um arco produzido por descarga de capacitor sobre um arame de aço.

Tabela IV - Características de cátodos termiônicos e não termiônicos

| Cátodo Termiônico | Cátodo "Frio" |
|--|---|
| Opera a alta temperatura, em geral, superior a 3500K | Opera em um amplo intervalo de temperaturas, em geral, inferior a 3500K |
| Densidade de corrente menor: 10^6 - 10^8 A/m ² | Densidade de corrente elevada: $> 10^{11}$ A/m ² |
| Ponto catódico único que é fixo ou se move lentamente | Múltiplos pontos catódicos que se movem rapidamente. |
| Não existem evidências de excesso de pressão no ponto catódico | Pressão acima da ambiente no ponto catódico |
| $U_C \approx 5V$ | $U_C = 10 - 20V$ |

9. Região Anódica:

A região anódica, embora essencial para a continuidade do arco, não é tão importante para a manutenção do arco como a zona catódica e, conseqüentemente, foi muito menos estudada do que esta. O ânodo não emite íons positivos (estes são criados principalmente por ionização térmica na coluna do arco). Assim, na fina região de queda anódica, há uma maior concentração de elétrons (cargas negativas) que é responsável pelo aparecimento de uma queda de tensão nesta região.

Resultados indicam um valor entre 1 e 10 V para a tensão de queda anódica, com valores entre 1 e 4 V sendo mais comuns para condições de soldagem. Valores típicos são 2 e 4 V para o arco TIG com proteção de argônio e de hélio, respectivamente. A queda anódica depende de vários fatores, tendendo a se reduzir com a temperatura do ânodo e a aumentar com a sua condutividade térmica

Para valores suficientemente altos de corrente, no arco TIG, o ânodo formado na peça é difuso e ocupa uma área relativamente grande (em comparação com a área ocupada pelo cátodo no eletrodo de tungstênio). Quando a corrente é reduzida pode ocorrer uma transição com a formação de um ou mais ânodos pontuais e, conseqüentemente, de jatos de plasma direcionados a partir da peça. A formação de ânodos pontuais é favorecida pela presença de irregularidades na superfície da peça (inclusões, riscos, etc), não ocorrendo, em geral, na mesma linha do eletrodo (isto é, o arco sofre uma deflexão). Uma vez formado um ânodo pontual, o arco tende a ficar ancorado neste, criando, assim, dificuldades operacionais (figura 9.1).

A densidade de corrente ou de energia transportada na seção transversal do arco e, em particular, na região anódica é comumente suposta constante em toda a seção ou, mesmo, infinita (isto é, toda concentrada em um ponto) em modelos desenvolvidos para estudar, por exemplo, aspectos térmicos no arco ou na peça. Estas suposições são, na realidade, simplificações muitas vezes inadequadas. A distribuição de corrente e de energia no ânodo do arco TIG tem sido estudada por diferentes pesquisadores utilizando, por exemplo, sondas e pela técnica conhecida como "*slip-anode technique*", que consiste na abertura do arco sobre um ânodo duplo cujas metades são separadas por uma pequena distância. Resultados desta

técnica indicam uma distribuição de densidade de potência e de corrente similar a uma curva gaussiana, isto é:

$$J = \frac{3I}{\pi R^2} \exp\left(-\frac{3r^2}{R^2}\right) \quad (9.1)$$

onde \mathbf{R} é um raio efetivo do arco e \mathbf{r} é a distância do centro do arco (figura 9.2).

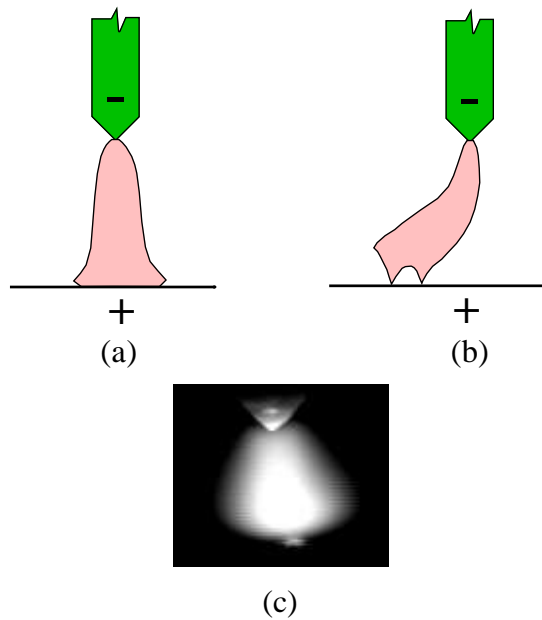


Figura 9.1 - Representação esquemática de um arco TIG com (a) ânodo difuso e com (b) ânodos pontuais. (c) Formação de ânodo pontual em um arco TIG com proteção de Ar-10% H_2 .

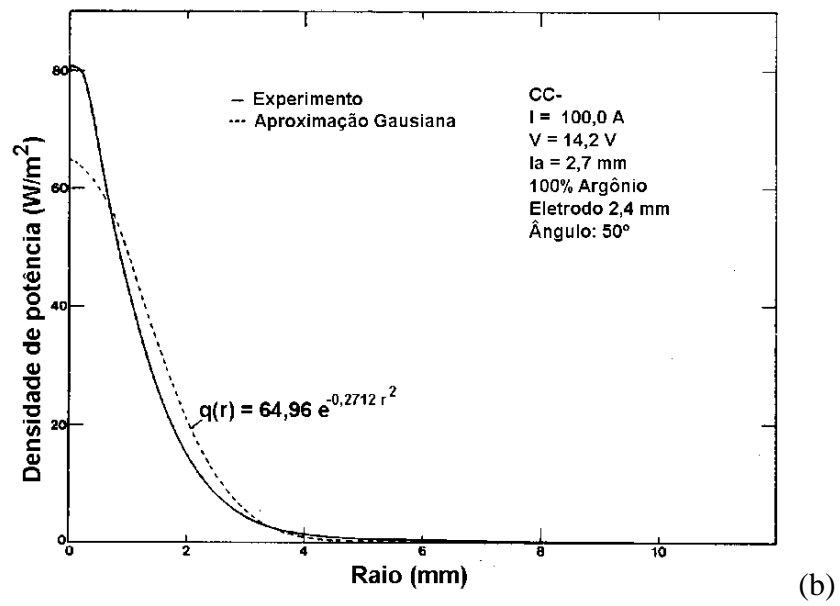
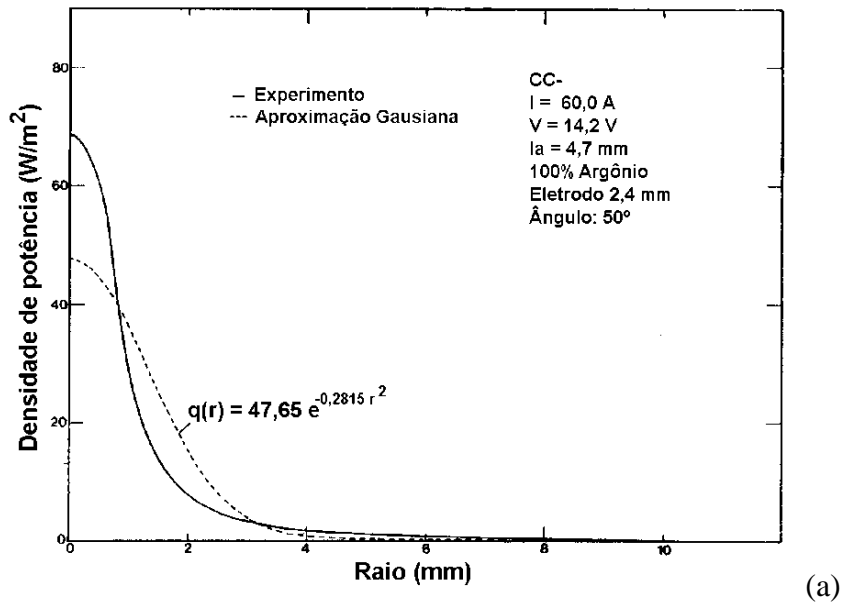


Figura 9.2 - Distribuição de potência no ânodo de um arco TIG (Lu & Kou, 1988).

10. Coluna de Plasma:

10.1. Características Gerais:

A coluna do arco compreende praticamente todo o volume do arco, sendo constituída por partículas neutras (moléculas e átomos), íons e elétrons livres, estes sendo responsáveis pela passagem da corrente elétrica entre os eletrodos. Para a sua ionização, o gás do arco é aquecido até temperaturas elevadas. Assim, como resultado de sua grande agitação térmica, choques ocorrem entre os constituintes do gás o que leva a uma ionização parcial do mesmo e à formação do plasma.

Quando um gás é aquecido, suas moléculas adquirem mais energia. A temperaturas relativamente baixas, esta energia é principalmente de translação (ligada à velocidade de deslocamento das moléculas). A temperaturas mais elevadas, a energia vibracional de moléculas poliatômicas aumenta e pode tornar-se suficiente para causar a sua ruptura ou **dissociação**. A temperaturas ainda mais elevadas, um elétron nas camadas mais externas dos átomos pode ser expulso, isto é, ocorre a **ionização**. A temperaturas ainda maiores, mais elétrons podem ser expulsos, tendo-se a ionização múltipla. Tanto a dissociação como a ionização podem ser tratadas como reações químicas, isto é:



Uma relação entre o grau de dissociação de um gás poliatômico e a temperatura pode ser obtida diretamente de considerações termodinâmicas. Para um gás diatômico, assumindo-se que existiam n moléculas no começo da reação, tem-se, para um grau de dissociação igual a x , $[(1-x)n]$ moléculas não dissociadas e $[2xn]$ átomos. A quantidade total de partículas será, então, $[(1+x)n]$. Considerando o gás como ideal, pode-se escrever:

$$pV = nkT \quad \text{ou} \quad p = NkT \quad (10.3)$$

onde p é a pressão, N é o número de partículas por volume e k é a constante de Boltzmann. Considerando-se, então, a concentração de partículas resultante da dissociação:

$$p = (1+x)nkT \quad (10.4)$$

A constante de equilíbrio para a dissociação é dada por:

$$K_D = \frac{[p_G]^2}{p_{G_2}}, \quad (10.5)$$

sendo as pressões parciais dos átomos (p_G) e das moléculas não dissociadas (p_{G_2}) dadas por:

$$p_G = \frac{2xnkT}{p_0} \quad e \quad p_{G_2} = \frac{(1-x)nkT}{p_0} \quad (10.6)$$

onde p_0 é a pressão atmosférica. Substituindo as pressões parciais na expressão de K_D :

$$K_D = \frac{4x^2nkT}{p_0(1-x)} = \frac{4x^2}{(1-x^2)} \cdot \frac{p}{p_0} \quad (10.7)$$

Considerando, ainda, a variação da constante de equilíbrio com a temperatura, a expressão acima pode ser colocada como:

$$\frac{4x^2}{1-x^2} \cdot \frac{p}{p_0} = -\exp\left(-\frac{\Delta G_0}{RT}\right) \quad (10.8)$$

onde ΔG_0 é a energia livre de dissociação, R é a constante dos gases e T é a temperatura.

Valores de ΔG_0 para a dissociação podem ser encontrados em diferentes fontes.

Uma equação similar pode ser desenvolvida para a ionização, α (deduza, como um exercício, esta equação), isto é:

$$K_I = \frac{4\alpha^2}{(1-\alpha^2)} \frac{p}{p_0} \quad (10.9)$$

Dados termodinâmicos para a ionização são, contudo, mais difíceis de ser obtidos. Uma estimativa da variação do grau de ionização com a temperatura pode ser feita pela **equação de Saha**, que é deduzida abaixo de uma forma simplificada. Para cada átomo ionizado, a variação de energia livre é:

$$\Delta G_0 = -kT \ln K = \Delta H_0 - T\Delta S_0 \quad (10.10)$$

onde

$$\Delta H_0 = eV_I \quad e \quad \Delta S_0 = \int \frac{dq}{T} = \int c_p \frac{dT}{T}$$

onde e é a carga do elétron, V_I é o primeiro potencial de ionização do gás, c_p é o calor específico por átomo a pressão constante e k é a constante de Boltzman. Integrando a equação da entropia supondo que c_p é independente da temperatura:

$$\Delta S_0 = c_p \ln(T) + A ,$$

então:

$$\Delta G_0 = eV_I - T (c_p \ln(T) + A) \quad (10.11)$$

Desta forma:

$$-RT \ln K = eV_I - T (c_p \ln(T) + A)$$

ou

$$\begin{aligned} \ln K &= -\frac{eV_I}{kT} + \frac{c_p \cdot \ln T}{k} + \frac{A}{k} \\ \ln K - \ln T^{c_p/k} &= -\frac{eV_I}{kT} + A^* \\ K &= T^{c_p/k} \cdot \exp\left[-\frac{eV_I}{kT} + A^*\right] \\ K &= \exp(A^*) \cdot T^{c_p/k} \cdot \exp\left[-\frac{eV_I}{kT}\right] \end{aligned} \quad (10.12)$$

Considerando que c_p/k é igual a $5/2$ e substituindo o valor da constante de equilíbrio (K), a **equação de Saha** fica:

$$\frac{\alpha^2}{1 - \alpha^2} \frac{p}{p_0} = CT^{5/2} \exp\left(-\frac{eV_I}{kT}\right) \quad (10.13)$$

o valor da constante **C** pode ser derivado a partir da termodinâmica estatística.

As duas equações acima relacionando x e α com a temperatura indicam uma forte influência, tanto para a dissociação como para a ionização, da temperatura e da "força motriz" (ΔG_0 ou eV_I). A tabela V mostra o valor do potencial de ionização para alguns elementos.

A figura 10.1 mostra a composição de equilíbrio de plasmas de nitrogênio e de argônio e a figura 10.2 mostra o grau de ionização de alguns vapores metálicos e gases em função da temperatura.

Um menor V_I resulta em um maior grau de ionização a uma dada temperatura. Como o número de portadores de carga é proporcional a α , plasmas contendo elementos de baixo V_I , como por exemplo vapores metálicos, podem, em princípio, manter um grau de ionização suficiente para manter a corrente de soldagem a temperaturas mais baixas. Isto se traduz, em geral, em uma melhor estabilidade, maior facilidade de abertura do arco e em menores tensões de operação para um dado comprimento do arco. Deve-se enfatizar, contudo, que o

comportamento global do arco depende de diversos outros fatores além do potencial de ionização, como, por exemplo, as condições de dissipação de energia no arco e as características das regiões de queda. Assim, a adição de um elemento de menor potencial de ionização (por exemplo, o hidrogênio) nem sempre resulta em uma maior estabilidade ou menor tensão de operação (figura 10.3).

Tabela V - Primeiro (V_I) e segundo (V_{II}) potenciais de ionização de alguns elementos comuns no arco (V).

| Elemento | V_I | V_{II} |
|------------|-------|----------|
| Alumínio | 5,98 | 18,82 |
| Argônio | 15,75 | 27,62 |
| Cálcio | 6,11 | 11,87 |
| Carbono | 11,26 | 24,38 |
| Césio | 3,89 | 25,10 |
| Ferro | 7,90 | 16,18 |
| Hélio | 24,58 | 54,40 |
| Hidrogênio | 13,60 | |
| Nitrogênio | 14,54 | 29,61 |
| Oxigênio | 13,61 | 35,15 |
| Potássio | 4,34 | 31,81 |
| Sódio | 5,14 | 47,29 |
| Titânio | 6,83 | 13,63 |
| Tungstênio | 7,94 | |

A tensão na coluna do arco, com um comprimento de arco fixo, depende basicamente do valor do campo elétrico na coluna, isto é:

$$U_{CP} = E \cdot l_a \quad (10.14)$$

Considerando a coluna como um condutor cilíndrico, que só apresenta perdas por condução de calor na sua direção radial, e igualando o calor gerado pela passagem de corrente com as suas perdas por condução, radiação e convecção, tem-se:

$$E^2 \sigma = -\frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(\kappa r \frac{dT}{dr} \right) + R(T) + H(T) \quad (10.15)$$

onde $R(T)$ e $H(T)$ são, respectivamente, as perdas de calor por radiação e convecção, r é a distância radial ao eixo da coluna e σ e κ são as condutividades elétrica e térmica do plasma.

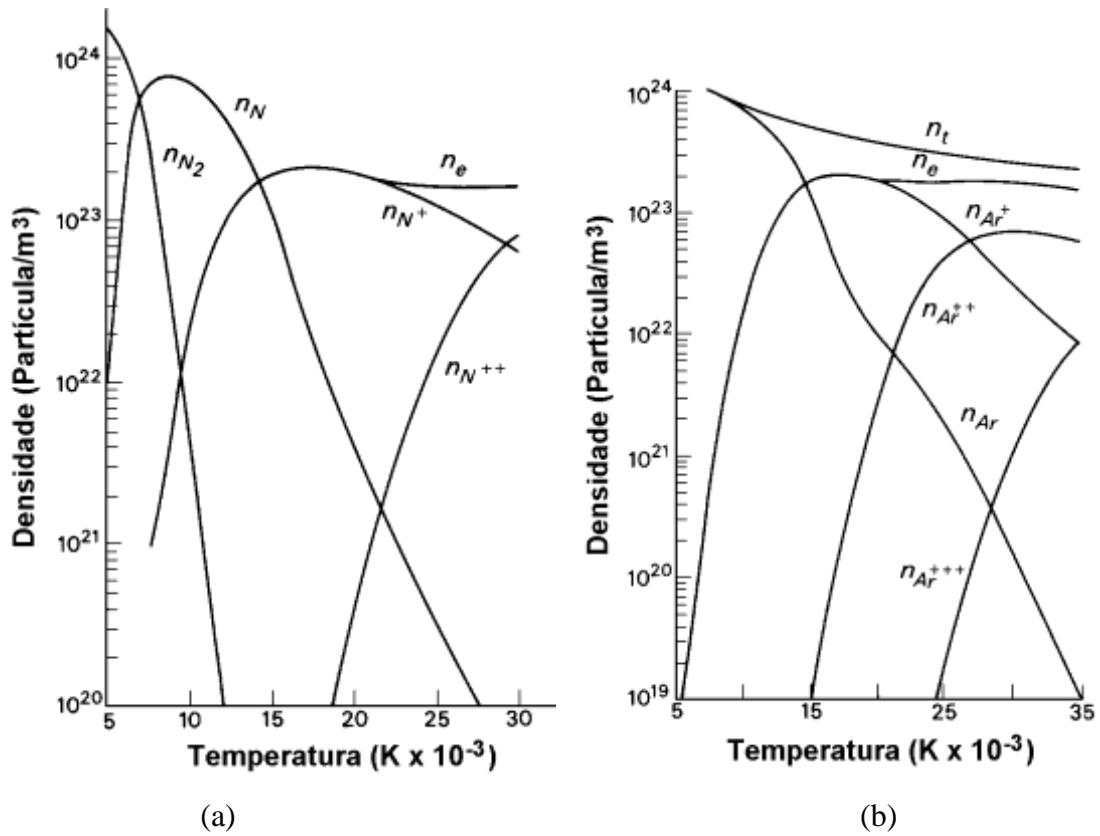


Figura 10.1 - Composição do plasma de nitrogênio (a) e de argônio (b) em função da temperatura (Lancaster, 1986).

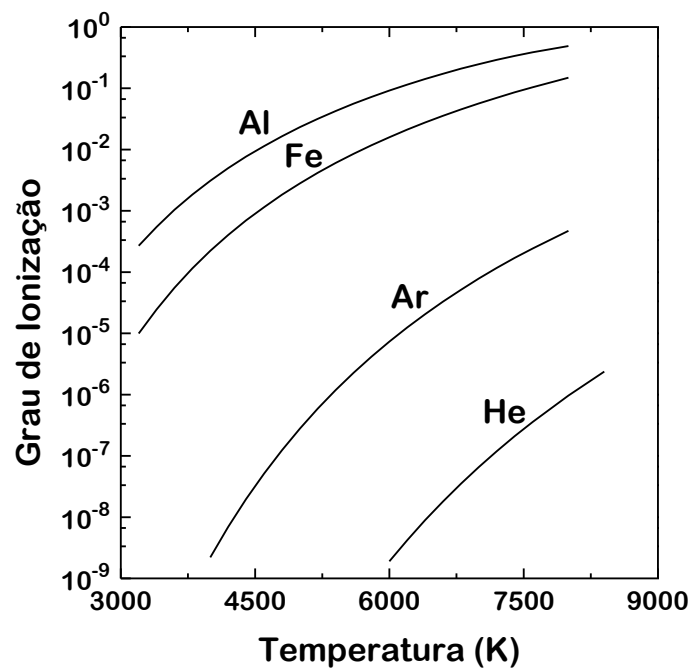
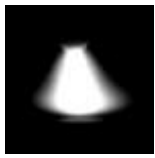
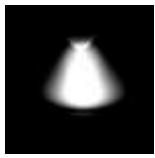
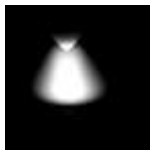
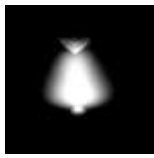
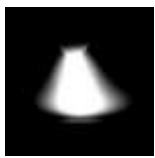
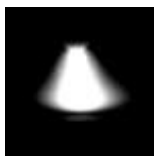
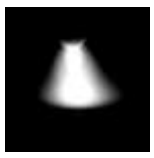
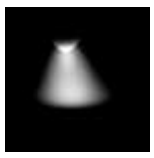
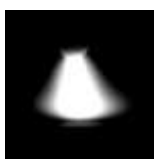
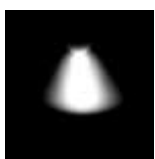
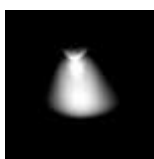
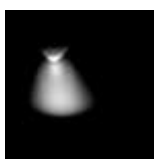
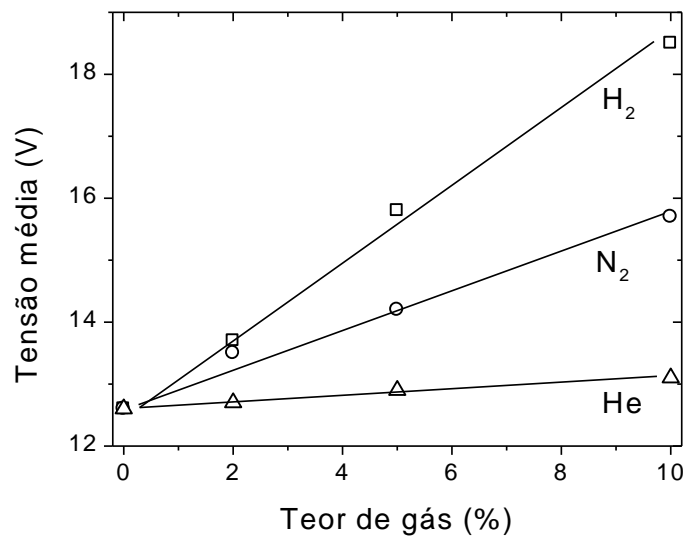


Figura 10.2 - Variação do grau de ionização para alguns vapores metálicos e gases.

| % → Gás | 0 | 2 | 5 | 10 |
|----------------|---|---|--|---|
| H ₂ |  |  |  |  |
| He |  |  |  |  |
| N ₂ |  |  |  |  |

(a)



(b)

Figura 10.3 - Influência da adição de diferentes gases ao argônio no (a) formato e na (b) tensão do arco TIG (150 A).

Diversos dos termos da equação acima dependem, de forma complexa, da temperatura e da composição do arco e, no caso da convecção, das condições de fluxo do plasma na coluna do arco. Assim, a solução analítica completa desta equação é basicamente impossível, existindo algumas soluções analíticas muito simplificadas e soluções numéricas parciais. Aqui será feita apenas uma avaliação qualitativa desta equação para ajudar no entendimento do efeito das propriedades do material do arco nas suas características. Denominando, na equação (10.15),

as perdas por condução de $C(T)$, esta equação pode ser arranjada, de um modo qualitativo, como:

$$E = \sqrt{\frac{C(T) + R(T) + H(T)}{\sigma}} \quad (10.16)$$

A radiação ($R(T)$) emitida pelo arco é constituída por dois componentes, radiação característica, a qual depende fortemente da composição do gás e da temperatura, e radiação contínua, fortemente dependente da temperatura. Richardson (1989), através de um cálculo simplificado, estima perdas por radiação na coluna do arco TIG com 100 A de corrente de cerca de 10%.

As perdas por convecção ($H(T)$) estão associadas com a absorção do gás frio pelo plasma e seu aquecimento (ver [seção 10.4](#)), dependendo, assim, do valor do calor específico do gás do plasma (ou de sua variação de entalpia). Ainda segundo Richardson (1989), as perdas por convecção podem atingir cerca de 30-40% da potência gerada na coluna.

As perdas por condução seriam responsáveis pelo restante das perdas de energia no arco, isto é, cerca de 50-60% e dependeriam da condutividade térmica do plasma e dos gradientes de temperatura existentes.

Assim, o campo elétrico na coluna do arco deve, em geral, aumentar para atmosferas contendo gases de maior condutividade térmica, maior calor específico e de menor condutividade elétrica. Dados de diversas fontes sugerem que, para as temperaturas existentes no arco, a condutividade térmica do argônio é menor do que a de gases como o nitrogênio, o hélio e o hidrogênio. A entalpia de aquecimento (conteúdo calorífico, em J/mol) do argônio e do hélio são próximas e bem inferiores a dos gases diatômicos, como o nitrogênio e o hidrogênio. As condutividades elétricas do argônio e do nitrogênio são muito similares entre cerca de 10.000 e 20.000 K. Por outro lado, o hélio tende a apresentar uma condutividade cerca de 10 vezes menor que o argônio na mesma faixa de temperaturas, ver [seção 10.2](#). Esta diferença torna-se, contudo, muito menor, cerca da metade, quando se considera misturas Ar-He com até 70% de hélio. Assim, de uma forma geral, pode-se esperar um aumento de E e, portanto, da tensão do arco, quando gases como o nitrogênio, o hidrogênio e o hélio são adicionados a uma atmosfera de proteção de argônio (figura 10.3b).

Tanto a dissociação (gases moleculares) como a ionização de um gás são reações endotérmicas, isto é, elas ocorrem com absorção de energia no seu sentido direto e com liberação de energia no sentido inverso (neutralização ou associação). A figura 10.4 ilustra este efeito para um gás diatômico. Na faixa de temperatura em que um gás se dissocia ou ioniza, a sua condutividade térmica pode ser grandemente aumentada resultando em uma maior perda de energia no arco e, portanto, uma tendência a uma redução de sua temperatura. Como resultado, a condutividade elétrica do plasma é reduzida, aumentando-se o seu campo elétrico e a quantidade de calor gerado por efeito Joule. Assim, a presença no arco de gases que podem se dissociar ou que apresentem uma elevada condutividade térmica (hélio e hidrogênio, por exemplo) causa um aumento da tensão do arco devido a um maior E na coluna do arco e da quantidade de calor perdida pelo arco.

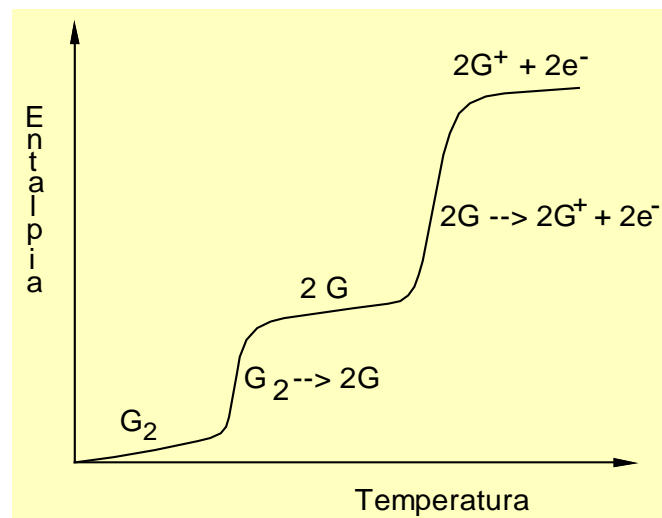


Figura 10.4 - Variação esquemática da entalpia de um gás diatômico em função da temperatura.

Uma característica importante do arco elétrico, operando a pressões próximas ou superiores à ambiente, é a sua neutralidade elétrica. Isto é, dado um volume do arco suficientemente grande, a carga elétrica resultante neste volume é **nula**. Como consequência da neutralidade elétrica, supondo-se que a coluna do arco é aproximadamente cilíndrica e tomando-se a equação de Poisson:

$$\nabla \cdot \vec{E} = \frac{\rho_e}{\epsilon_0} , \quad (10.17)$$

onde ρ_e é a densidade de cargas elétricas (nula, no presente caso) e ϵ_0 é a permissividade elétrica do espaço livre ($8,85 \times 10^{-11}$ farad/m), pode-se mostrar que o campo elétrico E ao longo da coluna do arco é basicamente constante. A figura 10.5 mostra valores do campo elétrico na coluna do arco TIG medidos experimentalmente para atmosferas de argônio e hélio.

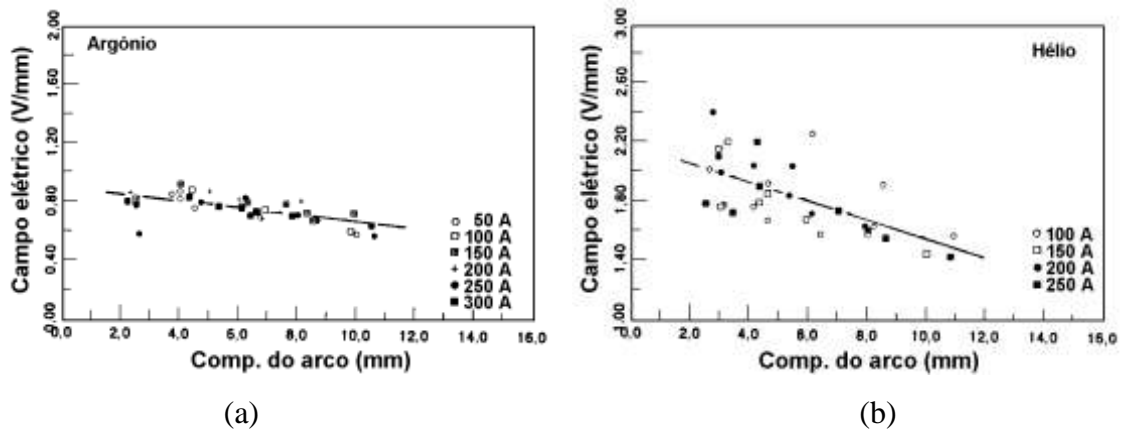


Figura 10.5 - Campo elétrico médio medido em arcos TIG de argônio (a) e (b) hélio (Katsaounis, 1993).

Uma outra característica importante do arco, para pressões próximas ou superiores a 1 atm, é o seu equilíbrio térmico. Aqui, equilíbrio não significa uma temperatura constante em diferentes pontos do arco, mas sim que, em um dado ponto, a temperatura (isto é, a energia cinética média) dos diversos constituintes do arco (átomos neutros, íons e elétrons) é praticamente a mesma. Este fato resulta de que, para uma pressão suficientemente alta, o número de choques entre os diversos constituintes do arco é suficiente para promover uma equalização da energia dos diversos constituintes do arco (figura 10.6). Em função das elevadas temperaturas da coluna do arco (10.3), os elétrons, íons e partículas neutras apresentam elevada energia cinética, isto é, se movem com velocidades elevadas.

A velocidade quadrática média ($\overline{v^2}$) de um grupo de partículas depende de sua temperatura (T) de acordo com a relação:

$$\frac{1}{2} m \left(\overline{v^2} \right) = \frac{3}{2} k T \quad (10.18)$$

onde m é a massa das partículas. Considerando-se o equilíbrio térmico entre as partículas carregadas do plasma e supondo que a raiz quadrada da velocidade quadrática média seja igual à velocidade média, mostra-se facilmente que:

$$\frac{v_e}{v_{G+}} = \sqrt{\frac{m_{G+}}{m_-}} \quad (10.19)$$

onde e refere-se aos elétrons e $G+$ aos íons positivos. Como $m_{G+} / m_- \approx 7 \times 10^4$, tem-se que a velocidade dos elétrons é, em média, muito superior à dos íons. Assim, no plasma, quase toda a corrente elétrica deve ser transportada por elétrons (devido ao equilíbrio térmico), embora o número de cargas positivas e negativas seja o mesmo (equilíbrio elétrico). Adicionalmente, os íons, átomos e moléculas se apresentam, para os elétrons, como obstáculos essencialmente estáticos. Os choques destes com os primeiros dificultam a passagem da corrente elétrica no arco.

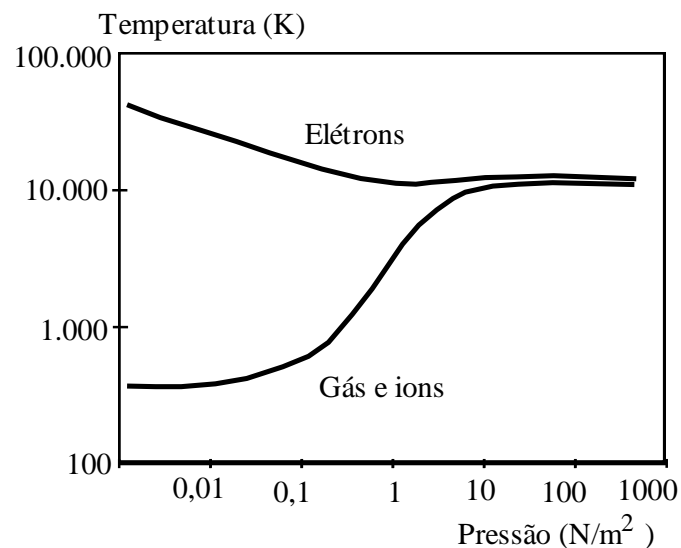


Figura 10.6 - Temperatura dos elétrons e do gás em um plasma (esquemático).

A figura 10.7 ilustra uma colisão típica entre um elétron e um íon positivo. Entre duas colisões, um elétron percorre a distância λ (cujo valor médio é denominado como o “livre percurso médio”) em um tempo (λ/v_e) . Ao mesmo tempo, o elétron é arrastado em direção ao eletrodo positivo, sendo este movimento responsável pela corrente elétrica no arco. A velocidade de arraste (“drift velocity”) é dada por:

$$v_D = \frac{\overline{BC}}{(\lambda / v_e)} \quad (10.20)$$

onde \overline{BC} é o arraste médio do elétron entre duas colisões.

Considerando que, após um choque com um átomo ou íon, v_D de um elétron seja aproximadamente nula, no instante do choque seguinte, esta velocidade será $\mathbf{a} \cdot (\lambda / v_e)$, onde \mathbf{a} é a aceleração devido ao campo elétrico, isto é:

$$v_D = \left(\frac{eE}{m_-} \right) \left(\frac{\lambda}{v_e} \right) \quad (10.21)$$

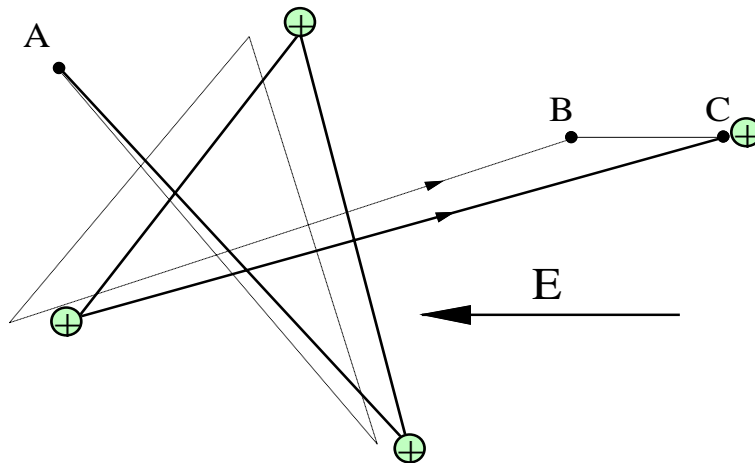


Figura 10.7 - Desenho esquemático da trajetória de um elétron no plasma na ausência (linha tracejada) e na presença (linha cheia) de um campo elétrico (**E**) indicando o arraste (BC) idealizado entre cinco colisões.

onde e é a carga do elétron e m_- é a sua massa. Rearranjando os termos e, novamente, supondo que $\overline{v^2} = \bar{v}^2$, obtém-se:

$$\left(\frac{v_D}{v_e} \right) = \frac{0,5 e E \lambda}{\left(\frac{1}{2} m_- \bar{v}_e^2 \right)} = \frac{e E \lambda}{3 k T} \quad (10.22)$$

Considerando-se $T = 10^4$ K, $E = 10^3$ V/m e $\lambda = 10^{-6}$ m (Cranfield, 1986):

$$\left(\frac{v_D}{v_e}\right) \approx 10^{-4} \quad (10.23)$$

indicando que a velocidade de arraste é muito menor que a velocidade de translação dos elétrons.

10.2. Condutividade elétrica da coluna:

Apesar de se assumir que a coluna de arco seja eletricamente neutra, ela é formada por partículas neutras e carregadas em movimento contínuo que transferem energia umas às outras por colisão. Com base no exposto acima, a densidade de corrente (J) pode ser expressa por:

$$J = N_- e v_D \quad (10.24)$$

onde N_- é o número de elétrons por unidade de volume. Substituindo v_D na expressão acima, obtém-se:

$$J = \left(\frac{N_- e^2 E}{m_-}\right) \left(\frac{\lambda}{v_e}\right) \quad (10.25)$$

Comparando a expressão acima com $\mathbf{J} = \sigma \mathbf{E}$, obtém-se, para a condutividade elétrica (σ):

$$\sigma = \left(\frac{N_- e^2}{m_-}\right) \left(\frac{\lambda}{v_e}\right) \quad (10.26)$$

O livre percurso médio pode ser expresso como:

$$\lambda = \frac{1}{\sum_K N_K Q_K} \quad (10.27)$$

onde N_K é o número de partículas tipo “K” com que os elétrons se chocam e Q_K é a sua seção de choque. Para um plasma pouco ionizado, pode-se considerar que apenas átomos neutros são obstáculos ao movimento dos elétrons e a sua seção de choque seria, em uma primeira aproximação, $\pi d^2/4$. Assim:

$$\lambda = \frac{1}{N_{G+} Q_{G+}} \quad (10.28)$$

A velocidade média de translação dos elétrons pode ser estimada, a partir da teoria cinética dos gases, como (Castelan, 1973):

$$v_e = \sqrt{\frac{8kT}{\pi m_e}} \quad (10.29)$$

O número de elétrons pode ser estimado a partir da equação de Saha:

$$\frac{N_e N_+}{N_G} = \frac{N_e^2}{N_G} = CT^{5/2} \exp\left(-\frac{eV_I}{kT}\right) \quad (10.30)$$

Substituindo os valores de λ , v_e e N_e na expressão da condutividade elétrica, obtém-se:

$$\sigma = K^I \frac{T^{3/4}}{N_G^{1/2}} \exp\left(-\frac{eV_I}{2kT}\right) \quad (10.31)$$

Mas $p = N_G kT$ (gás ideal). Assim:

$$\sigma = K^{II} \frac{T^{5/4}}{p^{1/2}} \exp\left(-\frac{eV_I}{2kT}\right) \quad (10.32)$$

Esta expressão mostra o papel importante da temperatura e do potencial de ionização na condução de eletricidade no arco. A figura 10.8 ilustra a variação da resistividade ($1/\sigma$) com a temperatura para o Ar, He misturas destes gases (Lancaster, 1986)

10.3. Temperaturas no arco:

A coluna do arco de soldagem é caracterizada por temperaturas extremamente elevadas, da ordem das encontradas na superfícies das estrelas. Estas temperaturas são usualmente determinadas por métodos espectroscópicos baseados, por exemplo, na intensidade relativa de diferentes raias espectrais. A maioria dos resultados disponíveis se referem ao arco TIG com uma atmosfera de argônio. Resultados indicam temperaturas em torno de 6.300 K para um arco com eletrodos revestidos e maiores temperaturas (10.000-20.000 K) para o arco TIG, embora possa existir uma considerável dispersão entre resultados de diferentes trabalhos. A figura 10.9 (Jackson, 1960) ilustra alguns resultados.

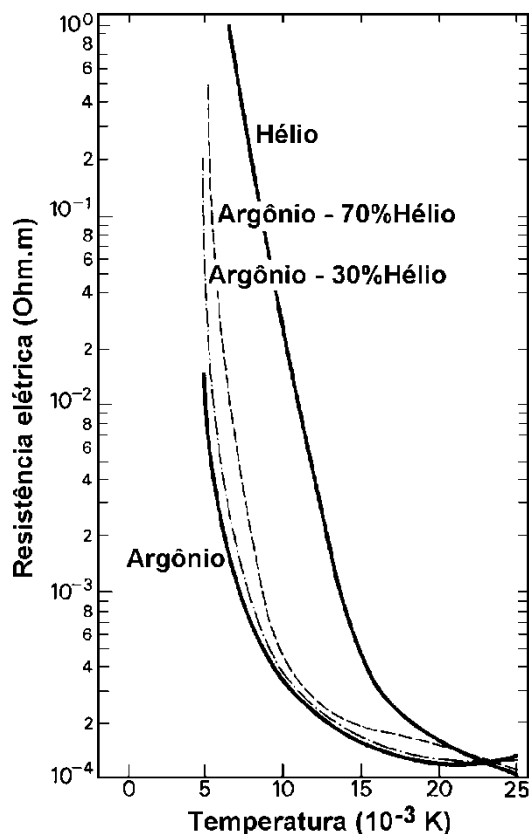


Figura 10.8 - Resistividade elétrica de gases a 1 atm de pressão (Lancaster, 1986).

Na soldagem com proteção gasosa, a presença de vapores metálicos de ferro parece abaixar a temperatura do arco para valores próximos daqueles citados para o processo com eletrodos revestidos. Por outro lado, na soldagem do alumínio, a presença de vapores deste elemento, parece não abaixar a temperatura do arco. Estudos comparando o arco TIG de misturas de argônio e hélio parecem indicar que, em atmosfera rica em hélio, os gradientes radiais de temperatura são reduzidos, embora a temperatura no centro do arco seja aproximadamente a mesma em ambos os casos (Lancaster, 1987a). A distribuição de temperatura no arco TIG parece ser influenciada por diversos fatores incluindo o diâmetro do eletrodo e o ângulo de sua ponta.

Diversos autores têm calculado a distribuição de temperaturas no arco com base em diferentes modelos (ver, por exemplo, Ushio & Matsuda, 1982 e Kovitia & Locke, 1985).

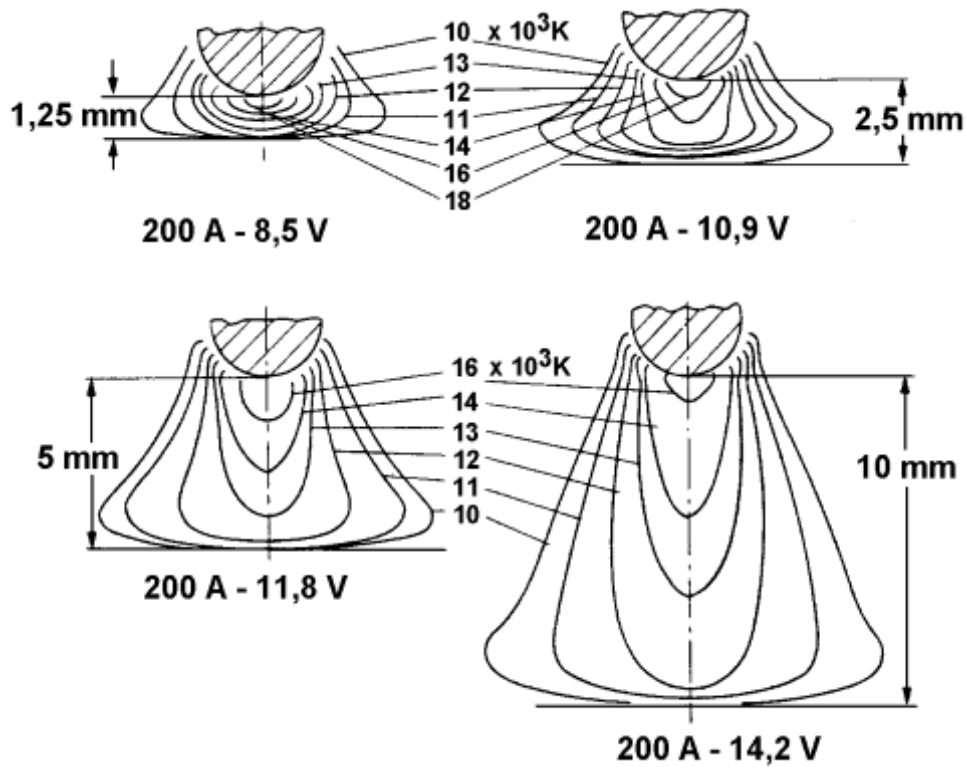


Figura 10.9 - Isotermas em arcos TIG em argônio (Lancaster, 1986).

10.4. Fluxo de Massa:

O arco de soldagem é caracterizado por complexos processos de transferência de massa entre os eletrodos. Estes incluem, na soldagem com eletrodos consumíveis, a passagem de material de adição fundido do arame-eletrodo para a peça e, tanto em processos com eletrodos consumíveis como não consumíveis, o "bombeamento" de gases no arco, em geral, no sentido do eletrodo para a peça. Estes fenômenos são muito importantes e determinam diversas características básicas do processos de soldagem, como, por exemplo, a possibilidade de soldagem fora da posição plana, o formato do cordão, o nível de respingos e a estabilidade do processo, a rigidez do arco, a absorção de gases na poça de fusão, etc.

Nesta seção, o fluxo de gases no arco (figura 10.10) será discutido, um modelo simplificado baseado no mecanismo mais aceito para a sua origem (forças de origem magnética) será desenvolvido para o processo TIG, e alguns resultados experimentais serão apresentados. A transferência de metal de adição será discutida na [seção 11](#).

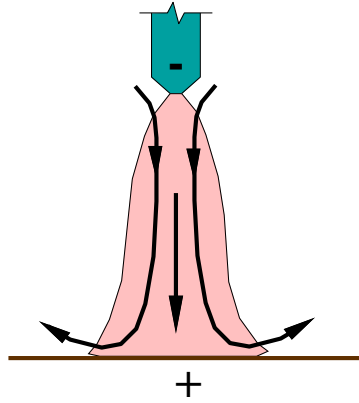


Figura 10.10 - Representação esquemática do fluxo de gases em um arco TIG.

a. Aspectos Teóricos:

a.1 Introdução:

A observação experimental indica que, em um arco de soldagem TIG, gases são absorvidos junto ao eletrodo de tungstênio, aquecidos e impulsionados com alta velocidade (da ordem de 10^2 m/s) em direção à peça independentemente da polaridade usada (**Jato de Plasma**)! Este efeito tem sido associado à existência de gradientes de pressão no arco elétrico resultante de forças de origem magnética. Em princípio, uma solução matemática para este fluxo envolveria resolver, em conjunto, as equações diferenciais de conservação de massa, momentum e energia, juntamente com as equações de fluxo elétrico (lei de Ohm generalizada) e as equações de Maxwell (magnetismo), considerando, ainda, as variações das diversas propriedades físicas com a temperatura, pressão, etc. Tal solução não existe, pelo menos ainda. Soluções simplificadas, contudo, têm sido desenvolvidas por diferentes autores (Allum, 1983 e Kovitya & Lowke, 1969, por exemplo). Neste documento, um modelo bastante simplificado, baseado no desenvolvimento de forças magnéticas em um condutor cônico percorrido por uma corrente de densidade uniforme ao longo de sua seção será apresentado para uma discussão dos aspectos básicos do fluxo de gases no arco. A viscosidade do meio não será também considerada.

a.2 Força Magnética Agindo sobre um Condutor Cilíndrico:

O arco é um condutor no qual a corrente de soldagem passa de forma similar aos cabos que ligam o arco à máquina de soldagem. Diferentemente destes, contudo, o arco é um condutor

gasoso, sendo, portanto, muito mais sensível a forças geradas, por exemplo, por campos magnéticos. A figura 10.11 mostra um condutor cilíndrico por onde passa uma corrente (\mathbf{I}) de densidade ($\mathbf{J} = \mathbf{I}/\pi R^2$) uniforme na sua seção transversal. Nesta figura $\delta \mathbf{F}$ é a força atuando em um elemento de espessura δr (figura A1) e resultante do efeito sobre a corrente elétrica que passa por este elemento (δi) do campo magnético induzido pela corrente (i_1) fluindo no elemento interno de raio r :

$$\delta \vec{F} = \delta i (\vec{l} \times \vec{B}) \quad (10.33)$$

A indução magnética (\mathbf{B}) devido a i_1 atua na direção tangencial e é dada por:

$$B = \frac{\mu_0 i_1}{2\pi r} \quad (10.34)$$

onde μ_0 , $4\pi \cdot 10^{-7}$ Henry/m, é a permeabilidade magnética do vácuo.

Como a densidade de corrente é uniforme na seção transversal do condutor:

$$i_1 = J \cdot (\pi r^2) \quad (10.35)$$

$$\delta i = J \cdot (2\pi r \delta r) \quad (10.36)$$

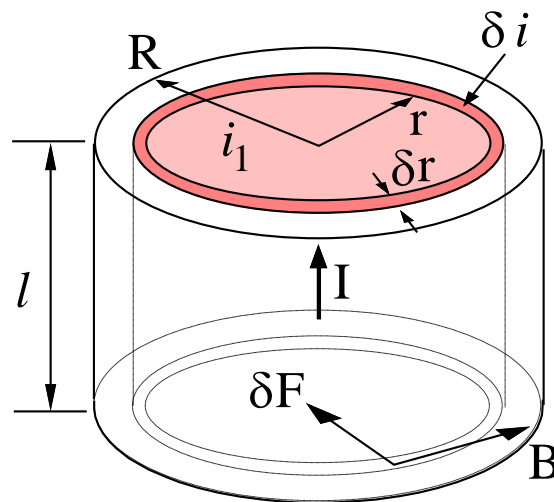


Figura 10.11 - Força magnética agindo em um condutor cilíndrico.

Substituindo 10.35 em 10.34:

$$B = \frac{\mu_0}{2} J r \quad (10.37)$$

e substituindo 10.36 e 10.37 em 10.33:

$$\delta F = \pi \mu_0 l J^2 r^2 \delta r \quad (10.38)$$

Considerando a pressão atuando no condutor resultante desta força tem-se:

$$\delta p = -\frac{\delta F}{2\pi r l} = -\frac{\mu_0}{2} J^2 r \delta r \quad (10.39)$$

e

$$p = \int \delta p = -\frac{\mu_0}{4} J^2 r^2 + const \quad (10.40)$$

Para $r = 0 \rightarrow p = p_0$ (pressão máxima), e para $r = R \rightarrow p = p_A$ (pressão atmosférica).

Substituindo estes valores em 10.40:

$$p_0 = p_A + \frac{\mu_0 J^2 R^2}{4} \quad (10.41)$$

e

$$p = p_A + \frac{\mu_0}{4} J^2 (R^2 - r^2) \quad (10.42)$$

ou (usando $J = I / \pi R^2$):

$$p = p_A + \frac{\mu_0 I^2}{4\pi^2 R^2} \left[1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right] \quad (10.43)$$

Por exemplo, para um arco TIG com uma corrente de 100 A e supondo-se que, na zona de queda anódica, $R \approx 2\text{mm}$, no centro do arco, o aumento de pressão ($\Delta P = P_0 - P_A$) seria:

$$\Delta P = \frac{4\pi \cdot 10^{-7} \cdot (100\text{A})^2}{4\pi^2 \cdot (2 \cdot 10^{-3}\text{m})^2} \approx 80\text{N} / \text{m}^2$$

ou $\Delta P = 0,8 \times 10^{-4} \text{MPa} = 0,8 \times 10^{-3} \text{atm}$. Para um condutor sólido, esta pressão é muito baixa, cerca de 0,0001% do limite de escoamento do cobre! Assim, esta compressão não deve exercer nenhum efeito importante sobre um condutor sólido. Por outro lado, esta pressão é igual a cerca de 1,1 mmHg ou 2 mmFe. Este valor é da mesma ordem de grandeza da penetração observada na soldagem TIG com este nível de corrente!

a.3. Força magnética em um condutor cônico:

Em soldagem, o arco elétrico não tem um formato cilíndrico, sendo melhor representado por um tronco de cone com a seção menor junto ao eletrodo e a maior junto da peça (figura 10.12).

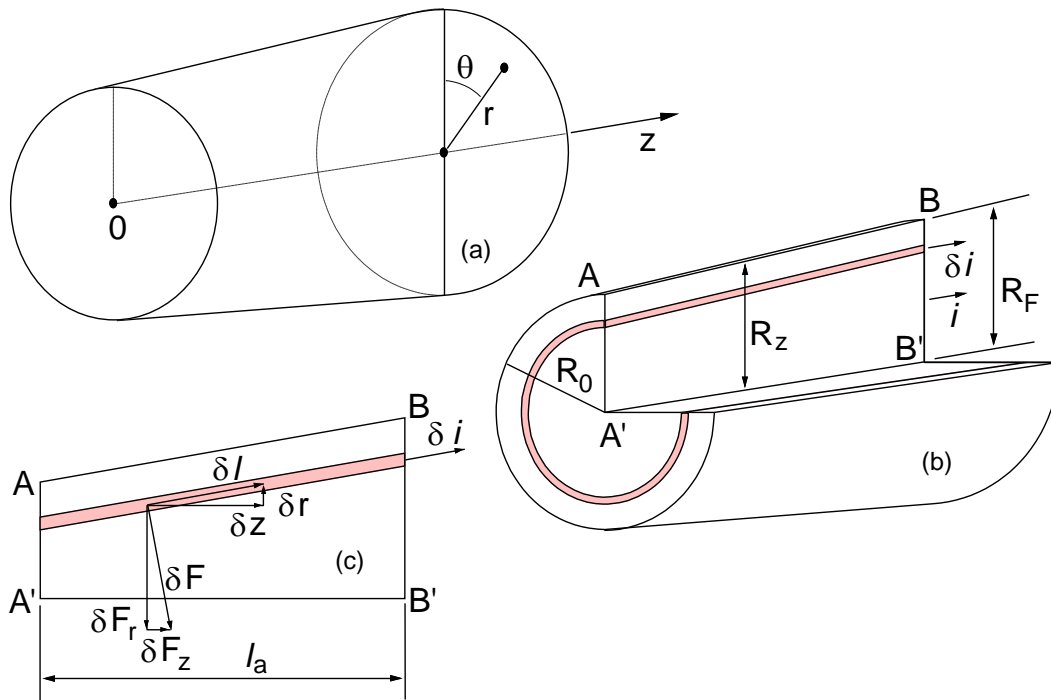


Figura 10.12 - Força magnética agindo em um condutor cônico. (a) Sistema de coordenadas usado. (b) Vista geral. (c) Corte AA'BB'.

Usando-se coordenadas polares (z,r,θ) com o eixo z coincidente com $A'B'$, a força magnética pode ser expressa como:

$$\delta \vec{F} = \delta i (\vec{l} \times \vec{B}) = \delta i \begin{vmatrix} \vec{r} & \vec{\theta} & \vec{z} \\ \delta r & 0 & \delta z \\ 0 & B & 0 \end{vmatrix} \quad (10.44)$$

ou:

$$\delta F_r = -\delta i B \delta z = \frac{\mu_0 i_1 \delta i \delta z}{2\pi r} \quad (10.45)$$

e

$$\delta F_z = \delta i B \delta r = \frac{\mu_0 i_1 \delta i \delta r}{2\pi r} \quad (10.46)$$

Isto é, a força magnética apresenta neste caso uma componente radial (δF_r) e uma axial (δF_z).

Para o presente caso, a densidade de corrente varia ao longo do condutor pois o seu raio (r_z) varia de R_0 a R_F ($J = I / \pi R_z^2$). Pode-se mostrar, neste caso, que a corrente (i_1) fluindo no elemento interno de raio r é:

$$i_1 = I \cdot \left(\frac{r}{R_z} \right)^2 \quad (10.47)$$

e, portanto:

$$\delta i = \frac{2 I r}{R_z^2} \delta r \quad (10.48)$$

Pode-se mostrar, ainda, que:

$$R_z = R_0 + \frac{R_F - R_0}{l_a} z \quad (10.49)$$

e

$$\delta z = \frac{R_F - R_0}{l_a} \delta r \quad (10.50)$$

Substituindo-se 10.47, 10.48 e 10.50 em 10.45 e 10.46, obtém-se, para a força radial:

$$\delta F_r = \frac{\mu_0 I^2}{\pi} \left(\frac{r^2}{R_z^4} \right) \delta r \delta z \quad (10.51)$$

e

$$\delta F_z = \frac{\mu_0 I^2}{\pi} \left(\frac{R_F - R_0}{l_a} \right) \left(\frac{r^2}{R_z^4} \right) \delta r \delta z \quad (10.52)$$

Dividindo a equação 10.51 por $-2\pi r \delta z$ para se obter a pressão atuando no elemento de raio r e comprimento δz :

$$\delta p = -\frac{\mu_0 I^2}{2\pi^2 r^2} \left(\frac{r}{R_z^2} \right) \delta r \quad (10.53)$$

e, integrando:

$$p = -\frac{\mu_0 I^2}{4\pi^2 R_z^2} \left(\frac{r}{R_z} \right)^2 + const \quad (10.54)$$

Para $r = 0 \rightarrow p = p_0$ (pressão máxima), e para $r = R_z \rightarrow p = p_A$ (pressão atmosférica).

Substituindo estes valores em 10.54:

$$p(r, z) = p_A + \frac{\mu_0 I^2}{4\pi^2 R_z^2} \left[1 - \left(\frac{r}{R_z} \right)^2 \right] \quad (10.55)$$

Esta equação é similar à 10.43, mas, no presente caso, o raio do condutor (R_z) varia ao longo do seu eixo (entre R_0 e R_F) e, desta forma, também a distribuição de pressão. A figura 10.13 mostra as distribuições de pressão no arco previstas pela equação 10.55 junto ao eletrodo e à

peça (para uma corrente de 100 A e supondo R_0 e R_F , respectivamente, iguais a 0,6 e 2,0 mm). Esta condição corresponderia, no eixo central do arco e, para um comprimento de arco de 3mm, a um gradiente de pressão ($\Delta P/\Delta z$) de cerca de 0,3 MPa/m, direcionado do eletrodo para a peça. Este gradiente de pressão tenderia a promover o movimento dos gases nesta direção.

A componente axial da força magnética (F_z) é obtida integrando a equação A.20 em r (entre 0 e R_z) e em z (entre 0 e l_a), resultando:

$$F_z = \frac{\mu_0 I^2}{3\pi} \ln\left(\frac{R_F}{R_0}\right) \quad (10.56)$$

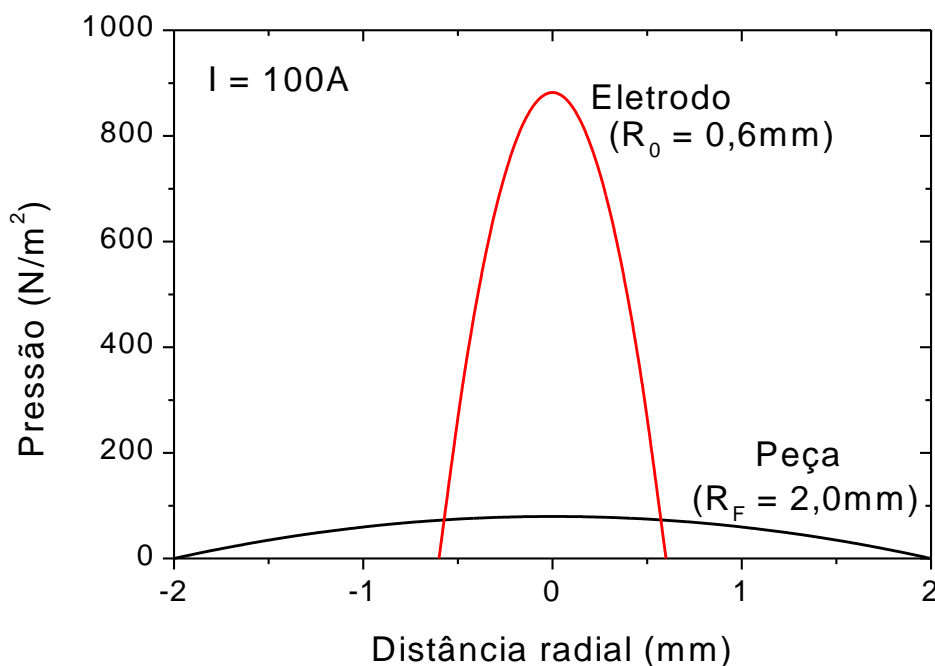


Figura 10.13 – Distribuição radial de pressão no arco prevista pela equação A23 junto ao eletrodo ($R_0 = 0,6\text{mm}$) e à peça ($R_F = 2,0\text{mm}$) para uma corrente de 100A.

Assim, existe um gradiente de pressão ao longo de um condutor divergente. Quando este é sólido, o efeito é desprezível. No arco, contudo, acredita-se que este seja fundamental para a formação do jato de plasma e tenha um importante papel na transferência de metal de adição.

Na ausência de outras forças, a taxa de variação de quantidade de movimento ($p_z = mv_z$) dos gases constituintes do arco na direção z é igual à força axial F_z , isto é:

$$F_z = \frac{\partial p_z}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial t} \left(\int_0^R 2\pi r \rho v_z dz dr \right) = \int_0^R 2\pi r \rho v_z^2 dr \quad (10.57)$$

onde ρ é a densidade dos gases. Por outro lado, a velocidade quadrática média na direção z é definida como:

$$v_{r.m.s.} = \sqrt{\int_0^R \frac{2\pi r v_z^2 dr}{\pi R^2}} = \sqrt{\frac{F_z}{\pi R^2 \rho}} \quad (10.58)$$

Substituindo-se, nesta equação, a expressão de F_z , obtém-se, para $R = R_F$:

$$v_{r.m.s.} = \left(\frac{I}{2\pi R_F} \right) \sqrt{\frac{\mu_0}{\rho} \ln \frac{R_F}{R_0}} \quad (10.59)$$

Para, por exemplo, $I = 100$ A, $R = 2$ mm, $r_0 = 0,6$ mm e $\rho = 4,8 \times 10^{-2}$ kg/m³. (densidade do argônio a 10.000 K), a $v_{r.m.s.}$ calculada é 45 m/s. Este valor é o da velocidade média quadrática na direção z dos gases próximo da peça. Ele é da ordem de grandeza das velocidades encontradas experimentalmente para condições similares.

Uma expressão alternativa para se estimar a velocidade axial máxima dos gases do arco próximos da peça pode ser deduzida a partir da equação de Bernoulli:

$$p_1 + \frac{1}{2} \rho v_1^2 = p_2 + \frac{1}{2} \rho v_2^2 \quad (10.60)$$

e a equação da pressão radial obtida anteriormente. Considerando que **1** e **2** se referem, respectivamente, a regiões do arco próximas ao eletrodo e à peça, que R_0 é muito menor que R_F de modo que a pressão de regiões do arco próximas da peça possa ser desprezada e supondo que a velocidade dos gases junto ao eletrodo seja inicialmente nula, obtém-se:

$$v_{\max} \approx \sqrt{\frac{2p_c}{\rho}} = \frac{I}{\pi R_0} \cdot \sqrt{\frac{\mu_0}{2\rho}} \quad (10.61)$$

Usando os mesmos valores anteriores, obtém-se $v_{\max} = 200$ m/s. Como o anterior, este é um valor próximo dos encontrados experimentalmente, particularmente se considera que as equações acima se baseiam em um modelo muito simples que não incorpora o efeito da viscosidade no movimento dos gases e da temperatura nas propriedades físicas do plasma.

A condição de escoamento no arco pode ser estimada utilizando a expressão anterior para se estimar o valor do número de Reynolds (R_e) no arco:

$$R_e = \frac{\rho v_{\max} \cdot (2r_0)}{\eta} \quad (10.62)$$

o que resulta em:

$$R_e = \frac{I}{\pi \eta} \sqrt{2\mu_0 \rho} \quad (10.63)$$

onde η é o coeficiente de viscosidade. Considerando os valores anteriores e η igual a $2,3 \times 10^{-4}$ kg/ms, obtém-se R_e igual a aproximadamente 50. Este é um valor relativamente baixo e, embora não se conheça o valor de R_e para a transição para regime turbulento no arco, ele indica a existência de um escoamento laminar no arco. A expressão acima também mostra que R_e aumenta com a corrente e que, eventualmente, um regime de escoamento turbulento pode se desenvolver no arco. Resultados experimentais indicam, para corrente superiores a 500-1000A, evidências de um fluxo turbulento no arco.

A quantidade de gás bombeada magneticamente pelo arco pode ser estimada da expressão:

$$\dot{m} = \int_0^R \rho v \cdot 2\pi r dr \approx \rho v_{r.m.s.} \pi R^2 \quad (10.64)$$

substituindo o valor de $v_{r.m.s.}$ nesta expressão, tem-se:

$$\dot{m} = \frac{IR_F}{2} \sqrt{\mu_0 \rho \ln\left(\frac{R_F}{R_0}\right)} \quad (10.65)$$

Novamente, tomando-se $I = 100$ A, $R/r_0 = 10$, $R = 2$ mm, $\rho = 4,8 \times 10^{-2}$ kg/m³, obtém-se:

$$\dot{m} = 60 \text{ mg / s} \quad (10.66)$$

A quantidade de energia consumida para aquecer o gás bombeado no arco, da temperatura ambiente até a temperatura do arco (10^4 K), é dada pelo produto da taxa acima pela entalpia de aquecimento do argônio de 298 K até 10000 K ($6,1 \times 10^6$ J/g), isto é, aproximadamente, 300 w. Assim, cerca de 3 V da tensão do arco (para $I = 10$ A) são gastas para aquecer o gás bombeado no arco.

A pressão de estagnação (P_S) sobre a poça de fusão pode ser calculada a partir da velocidade axial máxima, isto é, $P_S = \rho (v_a)^2 / 2$. A força agindo sobre a poça devido a esta pressão seria ($P_S \cdot \pi R^2$). Substituindo-se os valores de P_S e v_a nesta expressão, obtém-se:

$$F_a = \frac{\mu_0}{4\pi} \left(\frac{RI}{r_0} \right)^2 \quad (10.67)$$

Esta expressão indica uma forte influência (quadrática) da corrente e do fator de forma do arco (R/r_0) sobre a pressão agindo sobre a poça de fusão. Uma expressão similar desenvolvida por Converti (1981) para a força sobre a poça considera a razão entre os raios do arco no eletrodo e na peça:

$$F_a = \frac{\mu_0 I^2}{8\pi} \left(1 + 2 \ln \left(\frac{R}{r_0} \right) \right) \quad (10.68)$$

b. Resultados Experimentais:

A força resultante do jato de plasma na peça tem sido estudada por diversos autores. Vários resultados experimentais confirmam uma relação quadrática entre a corrente e a força agindo sobre a poça de fusão no arco TIG como previsto pelo modelo simples apresentado anteriormente (figura 10.14).

A figura 10.15 mostra a distribuição de velocidade axial no plano central de um arco TIG, medida por Seeger (Lancaster, 1986). Os valores encontrados são da mesma ordem dos calculados anteriormente.

A pressão sobre a peça é afetada pela geometria do eletrodo, sendo reduzida se o diâmetro do eletrodo ou o ângulo de sua ponta são aumentados. Por outro lado, a pressão tende a ser menor em atmosferas ricas em hélio (Lancaster, 1987a). A pressão do arco pode ajudar a formação da poça de fusão promovendo a sua penetração no metal de base. Por outro lado, uma pressão excessiva pode levar a formação de irregularidades de forma no cordão de solda TIG ("**Humps**").

Nas últimas décadas, modelos matemáticos resolvidos em computador têm permitido simular o fluxo de gases causado pelo campo magnético do arco juntamente com outros aspectos do mesmo. A figura 10.16 mostra quadros extraídos de uma animação desenvolvida a partir de resultados de uma simulação (Wendelstorf, 2000 & 2010) da região do arco na soldagem TIG.

As setas (vetores) indicam a posição e velocidade de uma camada de gás de proteção em três instantes distintos.

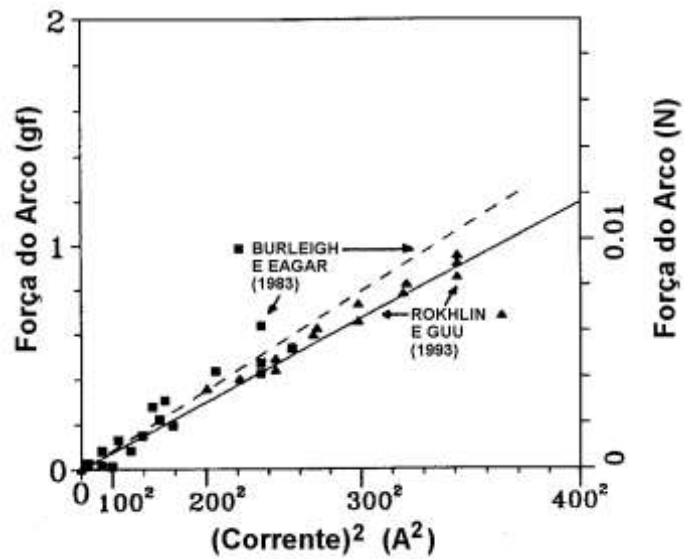


Figura 10.14 - Força do arco TIG sobre um ânodo de aço carbono (Rokhlin & Guu, 1993).

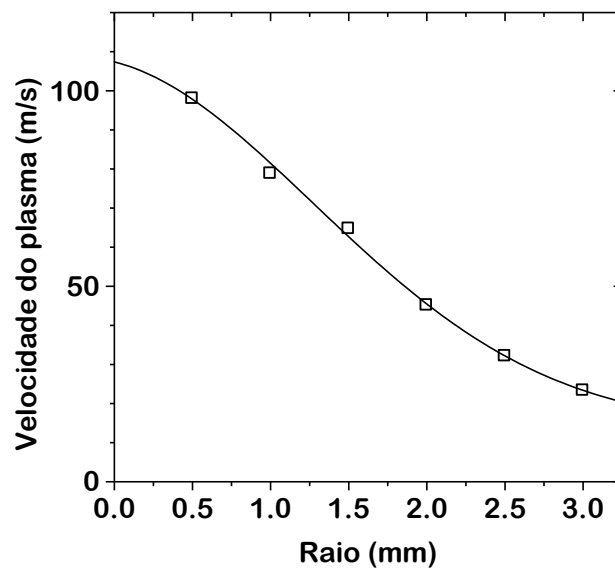


Figura 10.15 - Distribuição de velocidade axial no plano central do arco.

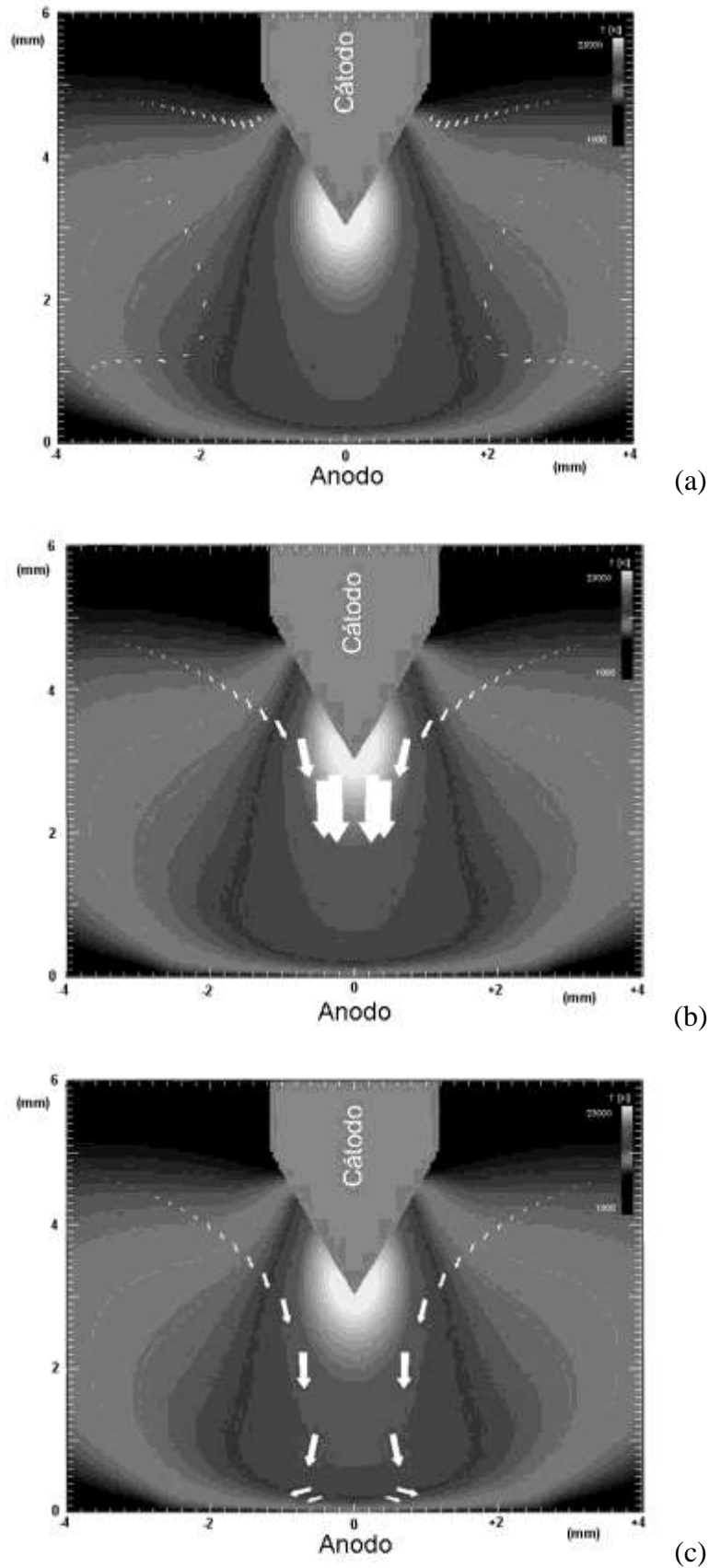


Figura 10.16 – Resultados da simulação do fluxo de gás durante a soldagem TIG. (a) Camada de gás entrando na região do arco. (b) gás no arco sendo impulsionado pelo jato de plasma. (c) Gás no arco atingindo o anodo (Wendelstorf, 2000 & 2010).

11. Transferência de Metal de Adição:

11.1. Introdução:

A forma pela qual o metal fundido transfere-se da ponta da fonte de metal de adição (que, muitas vezes, é também o eletrodo) para a poça de fusão influencia diversos aspectos operacionais da soldagem, em particular, o nível de respingos e fumos, a capacidade do processo ser utilizado fora da posição plana, o formato do cordão e, enfim, a estabilidade e o desempenho operacional do processo. O estudo da transferência de metal tem sido um assunto de interesse desde que a soldagem a arco com eletrodo consumível foi introduzida. Assim, na década de 30, um grande tema de debate era se esta transferência ocorria na forma líquida ou como vapor. Na década de 40, uma primeira grande revisão sobre o assunto, ligada principalmente ao processo de soldagem com eletrodos revestidos, foi apresentada por Spraragen & Lengyel (1943). Com o desenvolvimento do processo GMAW, a maior parte das investigações passou a ser conduzida neste processo, parcialmente devido às suas ótimas características para a observação da transferência de metal (possibilidade de operar com um arco aberto, sem escórias e menor nível de fumos ou fumaças).

Diversas formas de transferência de metal podem ser observadas nos diferentes processos de soldagem. Assim, e como resultado do trabalho de vários autores em diferentes países, diversas terminologias, muitas vezes conflitantes, têm sido apresentadas na literatura. No Brasil, a situação é ainda um pouco mais confusa devido à diversidade de traduções existentes e à criação de novos termos por autores nacionais. Um sistema de classificação proposto pelo Instituto Internacional de Soldagem (IIW) e baseado em aspectos fenomenológicos da transferência de metal é apresentado na tabela VI e na figura 11.1. Recentemente, vários autores têm proposto novas classificações (ver, por exemplo, Iordachescua & Quintino, 2008, e Lucas, Iordachescu & Ponomarev, 2005).

O modo de transferência depende de diversos fatores como, por exemplo, os parâmetros elétricos do arco (tipo e valor da corrente, tensão e polaridade), o diâmetro e composição do metal de adição, tipo e composição do meio de proteção, comprimento energizado do eletrodo, pressão atmosférica, etc. Nas seções seguintes, as características principais da

transferência de metal de adição no processo GMAW e em outros processos serão discutidas em maiores detalhes.

Tabela VI - Formas usuais de transferência de acordo com o IIW.

| Tipo de Transferência | Exemplo de Processo de Soldagem |
|---|--------------------------------------|
| 1. Queda Livre (Free Flight Transfer): | |
| 1.1. Globular (Globular) | |
| 1.1.1. Globular (Drop) | GMAW - baixa corrente |
| 1.1.2. Repelida (Repelled) | GMAW com proteção de CO ₂ |
| 1.2. Goticular ou Aerossol (Spray) | |
| 1.2.1. Axial (Projected) | GMAW - corrente intermediária |
| 1.2.2. Com Alongamento (Streaming) | GMAW - corrente média |
| 1.2.3. Rotacional (Rotating) | GMAW - corrente elevada |
| 1.3. Explosiva (Explosive) | SMAW (eletrodos revestidos) |
| 2. Por Contato (Bridging Transfer) | |
| 2.1. Curto-circuito (Short-circuiting) | GMAW - arco "curto" |
| 2.2. Contínua (Without Interruption) | GTAW com alimentação contínua |
| 3. Protegida por Escória (Slag Protected Transfer): | |
| 3.1. Guiada pela parede (Flux-Wall Guided) | SAW |
| 3.2. Outros modos (Other modes) | SMAW, FCAW, ESW, etc |

Diversas técnicas podem ser utilizadas para o estudo da transferência de metal de adição. Contudo, as técnicas mais comumente usadas podem ser agrupadas em três categorias básicas: (1) métodos mecânicos, (2) fotográficos e (3) através da medição de efeitos secundários (Lancaster 1987). Técnicas mecânicas se baseiam no recolhimento, por meio de algum artifício (por exemplo, um disco rotativo e maciço de cobre sobre o qual o arco é aberto), das gotas individuais de metal de adição (Modenesi, 1983). Este método é muitas vezes questionado devido à dificuldade de se garantir que as gotas de metal não se aglutinem antes de solidificar.

Cinematografia é considerada um das técnicas mais adequadas para a observação da transferência de metal. Câmaras de alta velocidade, capazes de filmar entre 10³ e 10⁴ quadros por segundo, permitem observar os rápidos processos que ocorrem durante a transferência. Técnicas auxiliares com laser e filtros especiais permitem reduzir o ofuscamento causado pela

radiação do arco. Para processos com proteção por fluxo, como a soldagem ao arco submerso, a iluminação pode ser feita com raios X. Uma desvantagem desta técnica é o elevado custo de seu instrumental e operação.

Métodos indiretos compreendem a medição e análise de um sinal relacionado com o processo de transferência como, por exemplo, a corrente e/ou tensão de soldagem, luminosidade, som, etc.

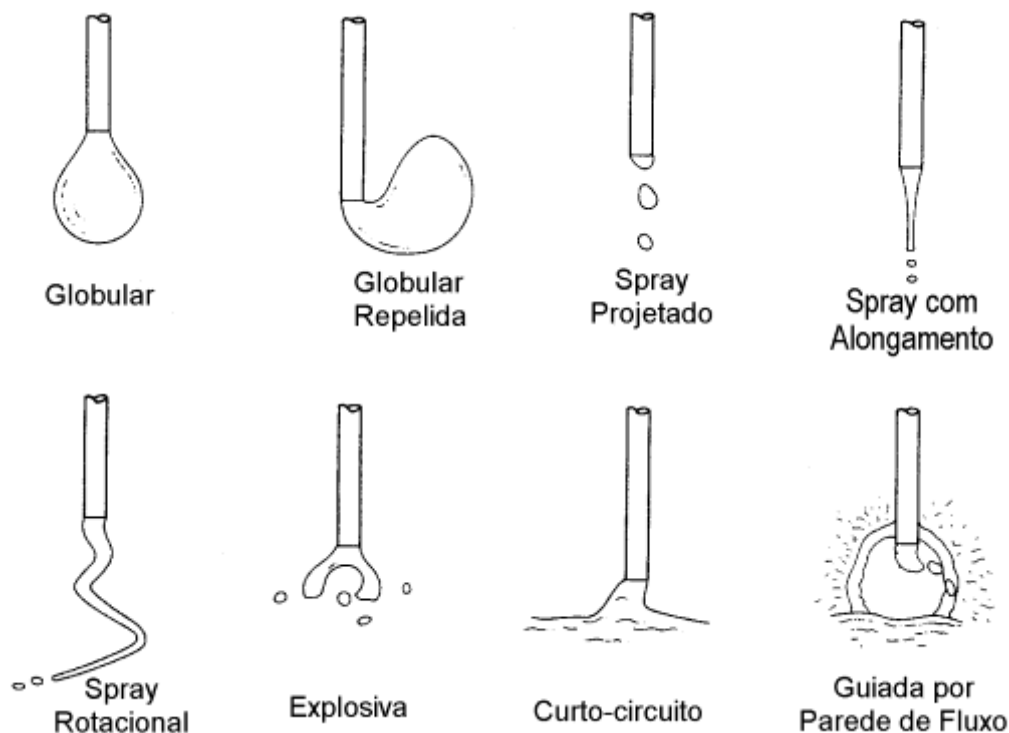


Figura 11.1 - Modos de transferência de acordo com a classificação do IIW (Lancaster, 1986).

11.2. Transferência de Metal no Processo GMAW:

A transferência de metal no processo GMAW apresenta inúmeras facetas. Classicamente, contudo, se considera três formas principais, isto é: (a) Transferência por Curto-Circuito, (b) Transferência Globular, (c) Transferência por "Spray" (Aerossol ou Goticular). Formas de transferência derivadas destas são frequentemente citadas na literatura, por exemplo, a transferência globular repulsiva e diferentes formas da transferência spray (tabela VI).

A figura 11.2 mostra, esquematicamente, os campos operacionais das formas principais de transferência em função da corrente e da tensão na soldagem GMAW com eletrodo positivo e um gás de proteção a base de argônio. Um diagrama análogo poderia ser construído considerando a velocidade de alimentação de arame e o comprimento de arco. Para misturas gasosas com baixo teor de argônio, a transferência por spray está, em geral, ausente, isto é, em um diagrama similar ao da figura 11.2, a região correspondente a esta forma de transferência seria dominada pela transferência globular.

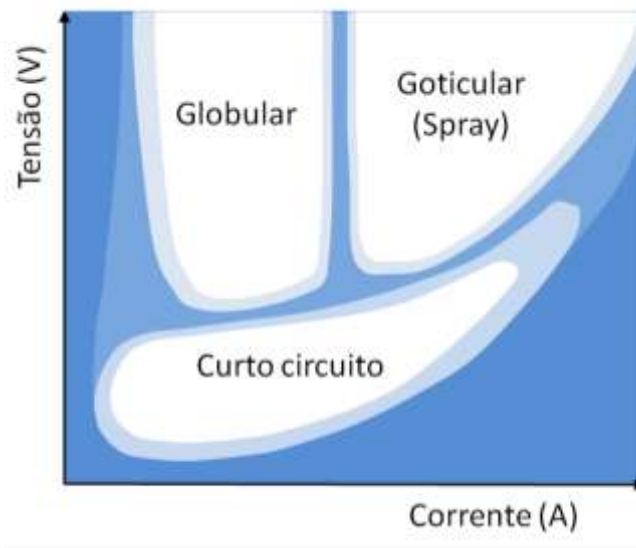


Figura 11.2 - Condições de corrente e tensão para as diferentes formas de transferência para a soldagem GMAW com um gás de proteção a base de argônio (esquemático).

a. Transferência por Curto-Circuito:

A transferência por curto-circuito ocorre para um comprimento do arco suficientemente curto (baixa tensão) que possibilita o contato com a poça de fusão do metal líquido na ponta do eletrodo antes que ocorra o seu destacamento. Esta forma de transferência é mais utilizada na soldagem com corrente baixa. Assim, a ponta do eletrodo, formada por uma gota de metal fundido, atinge periodicamente a poça de fusão, ocasionando um curto-circuito e a extinção do arco. Durante o curto-circuito, a corrente tende a se elevar rapidamente, causando uma maior fusão do eletrodo por efeito joule (ver [seção 12](#)) e, ao mesmo tempo, o metal fundido tende a se transferir para a poça de fusão por ação da tensão superficial e de forças de origem magnética. Eventualmente o curto é rompido (o que pode ocorrer de uma forma mais ou menos violenta com a vaporização de parte do material entre o eletrodo e a poça de fusão e a

formação de respingos) e o arco é restabelecido. A corrente, inicialmente elevada ao final do curto-circuito, vai se reduzindo progressivamente e, ao mesmo tempo, a fusão do eletrodo ocorre mais lentamente, iniciando-se um novo ciclo com a redução do comprimento do arco. A figura 11.3 ilustra o processo descrito, juntamente com oscilogramas esquemáticos de corrente e tensão associados a este tipo de transferência. Nesta figura, o arco existe no período **A-B**, o curto-circuito ocorre durante **C** e, no instante **D**, tem-se a reignição do arco. A figura 11.4 mostra imagens extraídas de uma filmagem de alta velocidade e a figura 11.5 mostra um oscilograma típico desta forma de transferência.

Durante o período em que o arco está operando, a corrente varia de um valor elevado ao final do curto-circuito até o seu valor de regime antes de um novo curto (figura 11.5). Assim, ao final do curto-circuito, há uma tendência para o comprimento do arco aumentar (elevada corrente → maior velocidade de fusão do eletrodo, [seção 12](#)). Contudo, como o valor da corrente cai, a velocidade de fusão diminui e o comprimento do arco tende a se tornar menor até a ocorrência de um novo curto-circuito (figura 11.6). O intervalo de tempo entre curtos-circuitos é influenciado pela redução do comprimento do arco, o crescimento da gota na ponta do eletrodo, as oscilações naturais tanto da gota como da poça de fusão entre outros fatores, tendendo a apresentar uma variabilidade considerável.

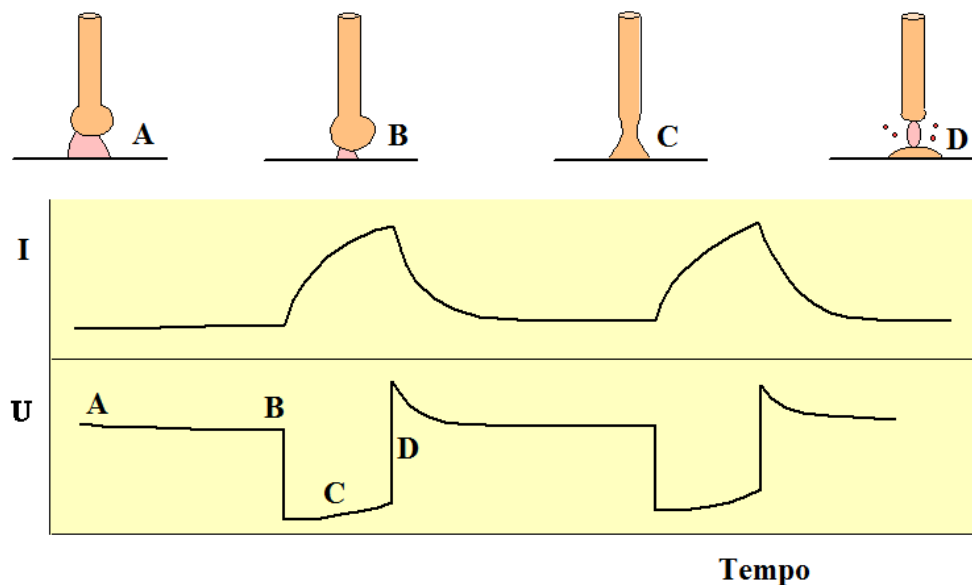


Figura 11.3 - Transferência por curto-circuito

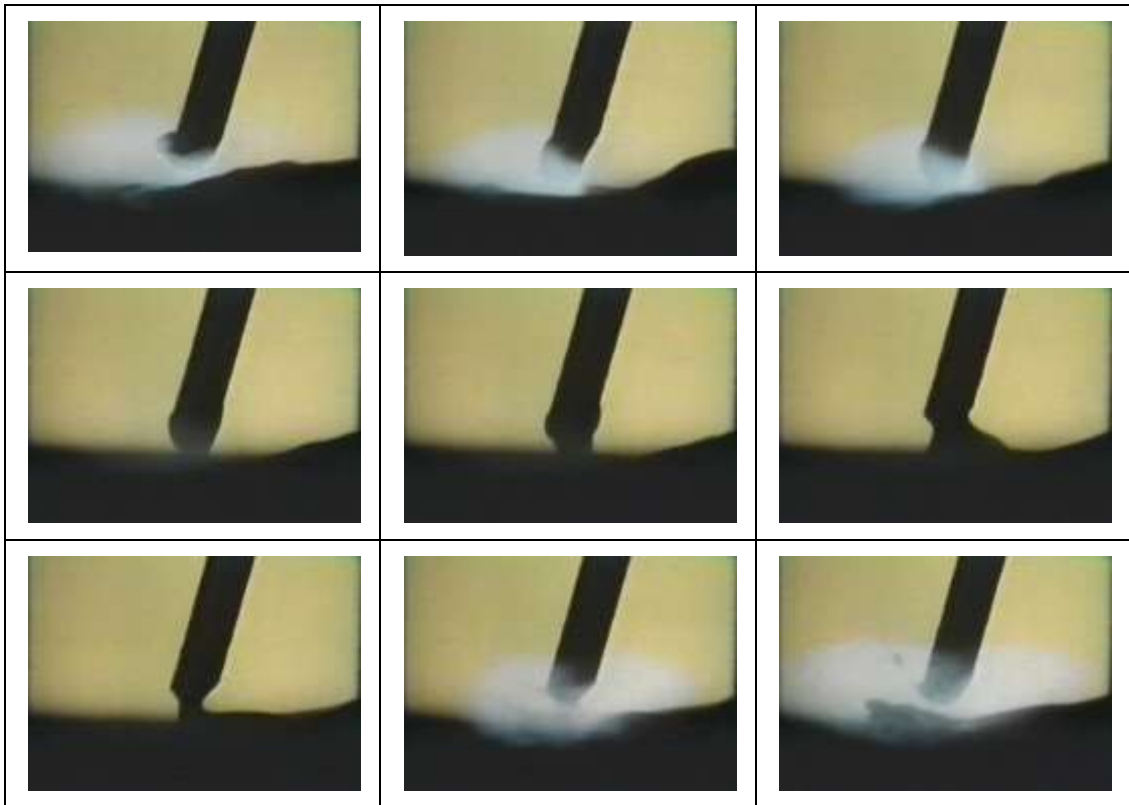


Figura 11.4 – Imagens obtidas a partir de filmagem de alta velocidade da transferência por curto-circuito.

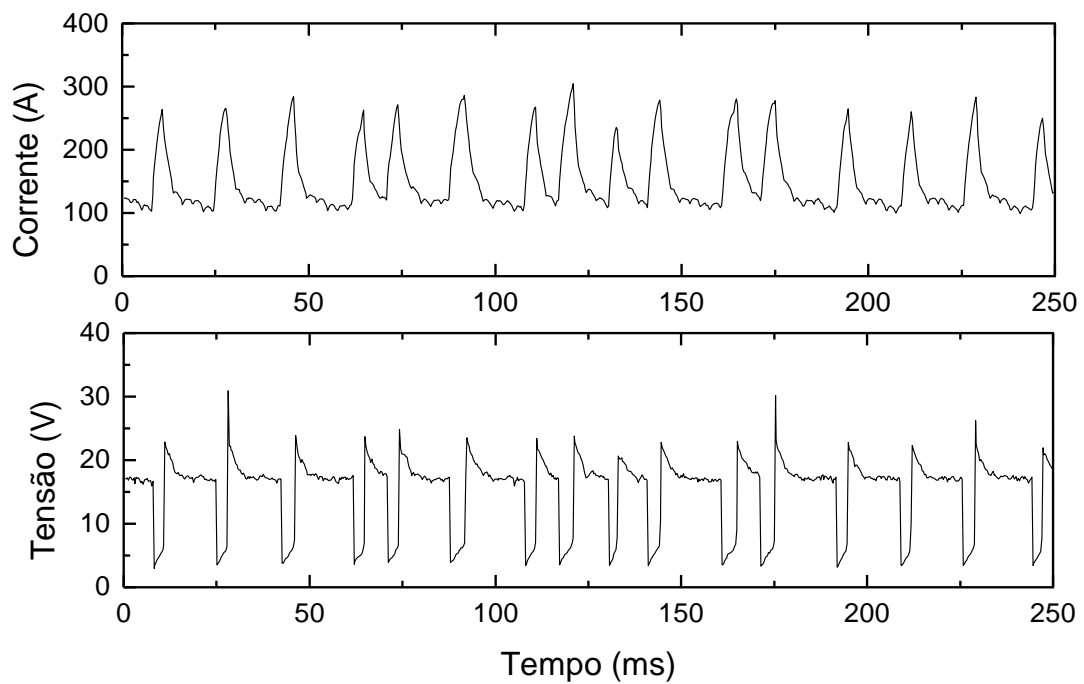


Figura 11.5 - Oscilograma da transferência por curto-circuito para um arame de aço inoxidável (AWS E308) de 1,0 mm de diâmetro. Gás: Ar-2%O₂.

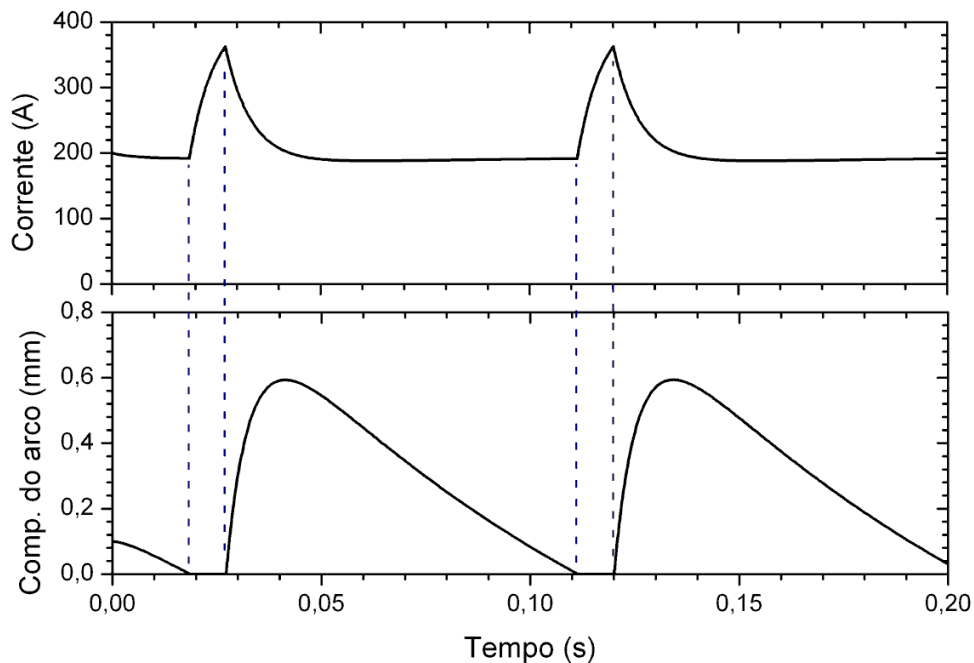


Figura 11.6 – Variações da corrente de soldagem e do comprimento de arco durante a soldagem com transferência por curto-circuito simuladas por um modelo matemático do processo GMAW (Modenesi, 2008).

Em condições normais de operação com este tipo de transferência, entre cerca de 20 a 200 curtos podem ocorrer em um segundo. A ocorrência dos curtos tem um certo caráter aleatório, podendo se observar, por exemplo, uma dispersão considerável nos valores do intervalo de tempo entre a ocorrência de dois curtos-circuitos subsequentes (período de curto-circuito, T), particularmente nas condições de operação mais instáveis. Apesar disto, a análise dos oscilogramas de corrente e tensão de soldagem é considerada como uma ferramenta viável para o estudo das condições operacionais com este tipo de transferência. A figura 11.7 mostra a variação do período de curto-circuito (tempo médio entre curtos-circuitos) com a tensão de operação para testes com arames de aço carbono com diâmetro ligeiramente diferentes. Observa-se a existência de um valor mínimo deste período para valores intermediários de tensão, o que corresponde, em geral, com as condições de melhor estabilidade e menor formação de respingos com esta forma de transferência (ver [seção 13](#)).

A figura 11.8 mostra a variação, para os resultados da figura 11.7, da corrente média de soldagem e do fator de curto-circuito (definido como a fração do tempo total de operação em que o arame permanece em curto, $F_{CC} = t_c/T$, sendo t_c a duração média de um curto-circuito). Este último parâmetro aumenta continuamente com uma redução da tensão de operação

mostrando, como esperado, um peso maior dos curtos-circuitos no processo quando a tensão (e, portanto, o comprimento médio do arco) é reduzida.

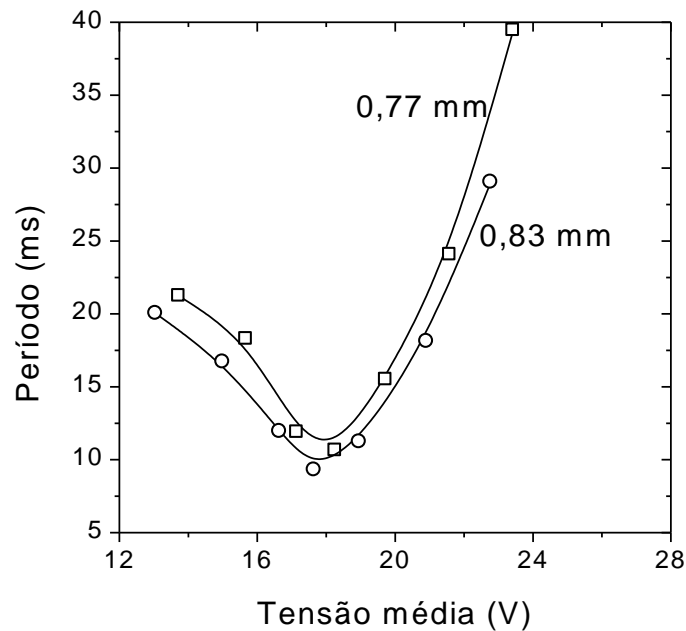


Figura 11.7 - Variação do período de curto-circuito com o tensão de soldagem para arames de aço carbono (ER70S6) de 0,77 e 0,83 mm. Proteção: CO₂ (Modenesi & Avelar, 1999).

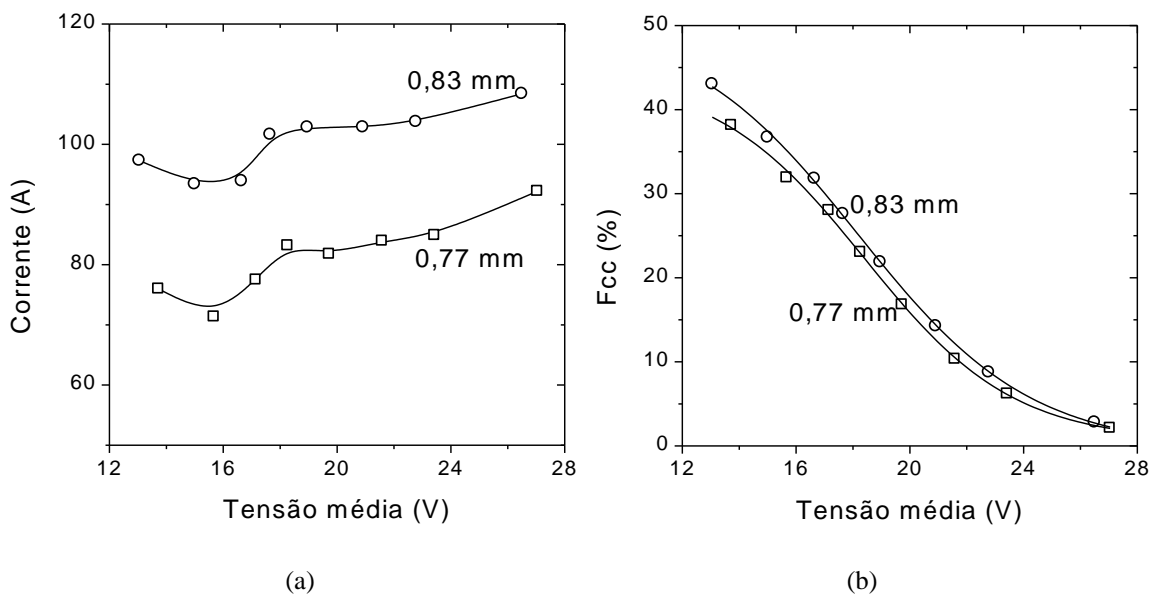


Figura 11.8 - (a) Variação da corrente média de soldagem e do (b) fator de curto-circuito com a tensão. Arames ER70S6 de 0,77 e 0,83 mm. Proteção: CO₂ (Modenesi & Avelar, 1999).

Durante um curto-circuito, a corrente de soldagem tende a aumentar rapidamente e a ruptura do contato líquido entre a poça de fusão e o eletrodo ao final do curto-circuito pode ser violenta (ou, mesmo, explosiva) com a vaporização de parte do material e a formação de

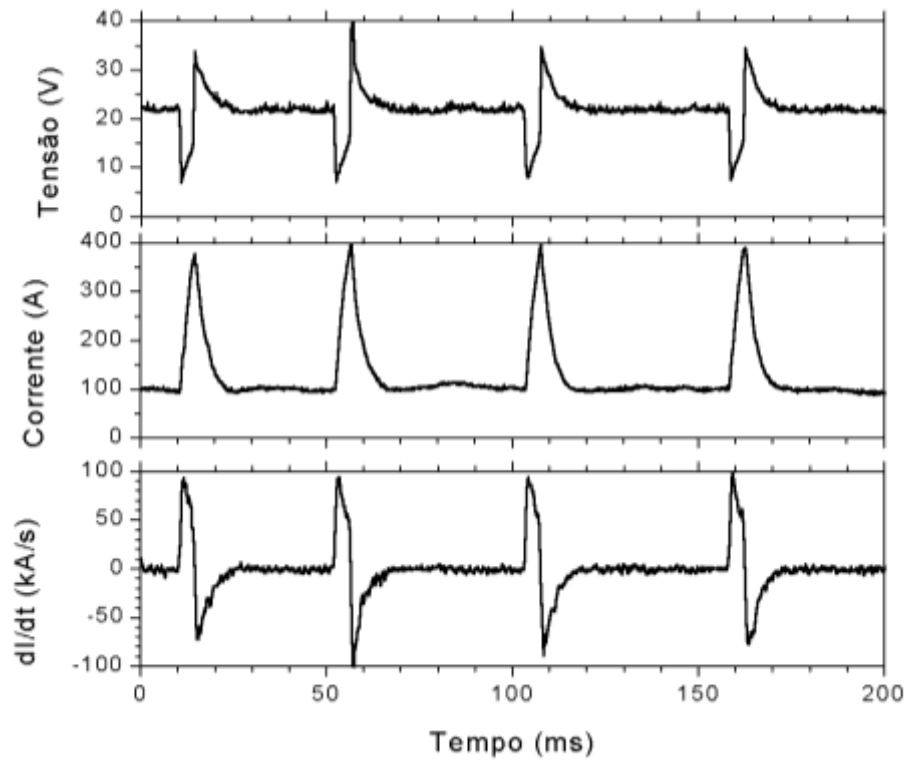
respingos. Por outro lado, se, durante o curto-circuito, a corrente se elevar muito lentamente, o arame pode mergulhar na poça de fusão antes da ruptura da ponte líquida e o processo ser interrompido com o arame superaquecido formando um emaranhado não fundido sobre o metal de base (“*bird's nest*”). Máquinas para a soldagem GMAW possuem, em geral, um controle que permite ajustar a taxa de crescimento (ou redução) da corrente de soldagem e, assim, otimizar a sua variação durante o curto-circuito. Em fontes convencionais, este controle envolve um circuito magnético variável sendo, portanto, conhecido como “*indutância*”.

A figura 11.9a mostra oscilogramas de um teste de soldagem com transferência por curto-circuito realizado com um baixo valor de indutância, o que resultou em rápidas variações de corrente (indicadas na curva de taxa de variação da corrente, dI/dt) durante os curtos-circuitos. A figura 11.9b mostra oscilogramas de um outro teste realizado com as mesmas condições de soldagem do teste anterior, mas com uma maior indutância. Pode-se observar o efeito deste parâmetro nas condições de soldagem, particularmente na frequência de transferência e nos valores máximos de corrente.

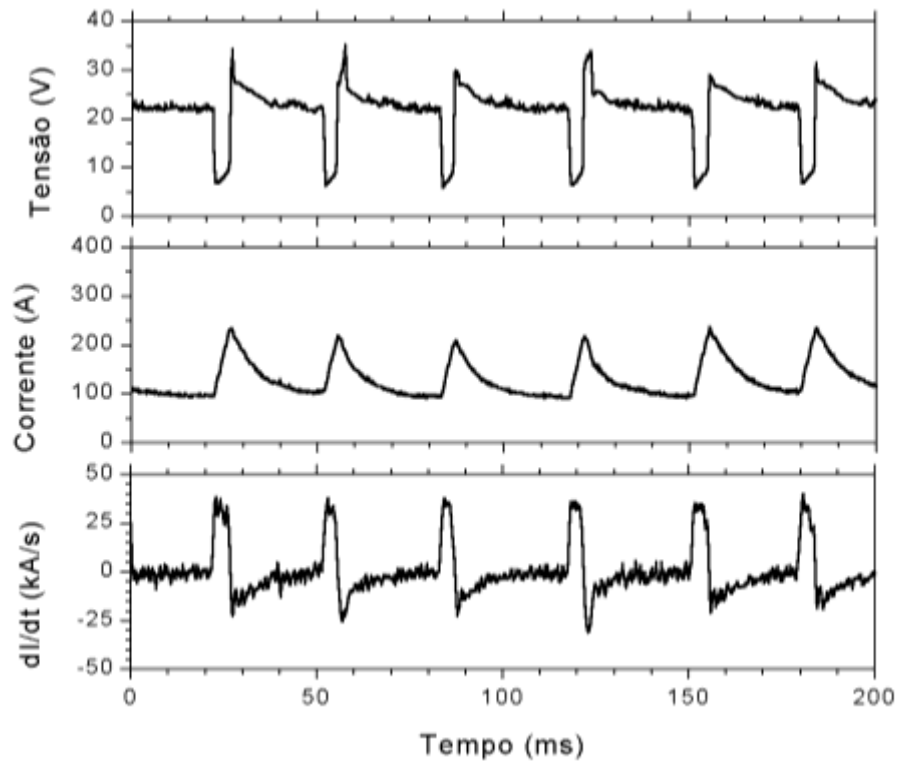
Máquinas de soldagem modernas com controle eletrônico podem apresentar respostas dinâmicas diferentes durante os períodos de curto-circuito (quando a corrente aumenta) e de arco (quando esta é reduzida). Dutra (2008) indica que, para otimizar a estabilidade do processo de soldagem GMAW com transferência por curto-circuito com eletrodos de aço carbono de 1,2 mm de diâmetro, a taxa de elevação da corrente deve ser em torno de 60 kA/s. Por outro lado, a taxa de redução da corrente deve ser menor e dependente do gás de proteção utilizado, por exemplo, em torno de 20 kA/s para proteção de Ar-25%CO₂ e de 44 kA/s para CO₂. Foi observado, também, que o valor da taxa de redução da corrente tem uma forte influência sobre as condições de curto-circuito, particularmente sobre a frequência de curto-circuito e o valor da corrente máxima de curto-circuito. Este efeito estaria ligado com mudanças no comprimento do arco ao final dos períodos de curto-circuito (ver figura 11.6).

Como, durante parte do processo, o arco está apagado, o calor transferido para a peça e, portanto, a capacidade de fusão da mesma é reduzida na soldagem por curto circuito. Isto pode levar à formação de defeitos de fusão (falta de fusão) na soldagem de peças de maior espessura. Por outro lado, este mesmo aspecto torna a soldagem por curto circuito muito adequada para peças de pequena espessura. Esta é a forma de transferência mais comumente

utilizada na soldagem GMAW de aços com mistura de proteção rica em CO_2 e com arames de pequeno diâmetro (0,8 a 1,2 mm).



(a)



(b)

Figura 11.9 – Oscilogramas com (a) baixa e (b) alta indutância. Arame AWS ER70S6, 1,2 mm com alimentação de 4 m/min. Gás: Ar-4% CO_2 .

b. Transferência Globular:

A transferência globular é caracterizada pela formação de grandes gotas de metal líquido (diâmetro superior ao diâmetro do eletrodo) que se transferem para poça de fusão a uma baixa frequência (10^{-1} a 10^0 gotas/s). Para soldagem com um gás de proteção a base de argônio, esta forma de transferência é observada para correntes relativamente baixas e tensões (isto é, comprimento de arco) elevadas. Na soldagem de aço com gases a base de CO_2 , a transferência globular ocorre mesmo com valores elevados de corrente.

Em uma primeira aproximação, a transferência globular típica é semelhante ao gotejamento de água em uma torneira parcialmente aberta. O metal líquido forma-se na ponta do arame pela fusão deste e mantém-se preso a este por ação da tensão superficial. Com o aumento do tamanho da gota, o seu peso aumenta e acaba por ocasionar a sua separação do arame e a gota de metal líquido se transfere para a poça de fusão por ação da gravidade (figura 11.10).

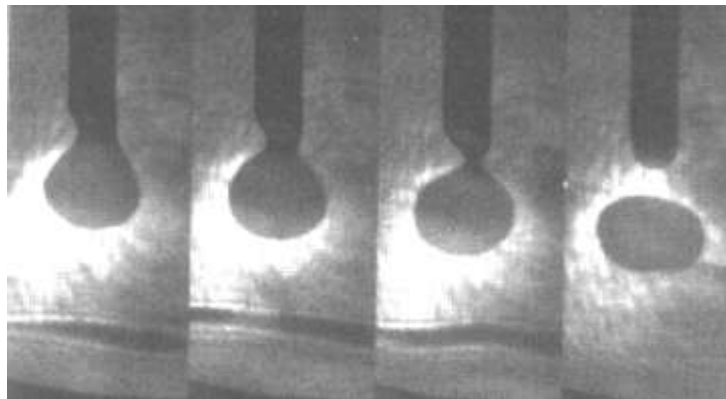


Figura 11.10 – Transferência globular (imagens de filmagem de alta velocidade) na soldagem (200 A) com eletrodo de aço baixo carbono (1,6 mm) e proteção de Ar-2\%O_2 (Jones et al., 1998).

Através de um balanço de massa simples, pode-se mostrar que a frequência (F , em Hertz) de transferência é dada por:

$$F = \frac{3 f d^2}{2 D^3} \quad (11.1)$$

onde f é a taxa de alimentação, d é o diâmetro do eletrodo e D é o diâmetro médio das gotas de metal sendo transferidas.

Na soldagem com eletrodo negativo e, algumas vezes, com proteção de CO_2 , a gota na ponta do eletrodo pode ser defletida para fora do eixo do eletrodo ou, mesmo, ser repelida para longe da poça de fusão. Esta forma de transferência é denominada de transferência **globular repulsiva** e parece ser associada ao aparecimento de forças eletromagnéticas ou de reação devidas à geração de vapores ou plasma na gota (figura 11.11). Como esta forma de transferência depende da gravidade (isto é, não pode ser utilizada fora da posição plana) e como ela é, geralmente, associada com um arco instável e grande volume de respingos, a sua utilização na soldagem GMAW é limitada. Oscilogramas típicos da corrente e tensão de soldagem para a transferência globular no processo GMAW são mostrados na figura 11.12.

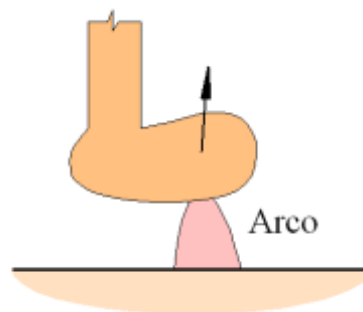
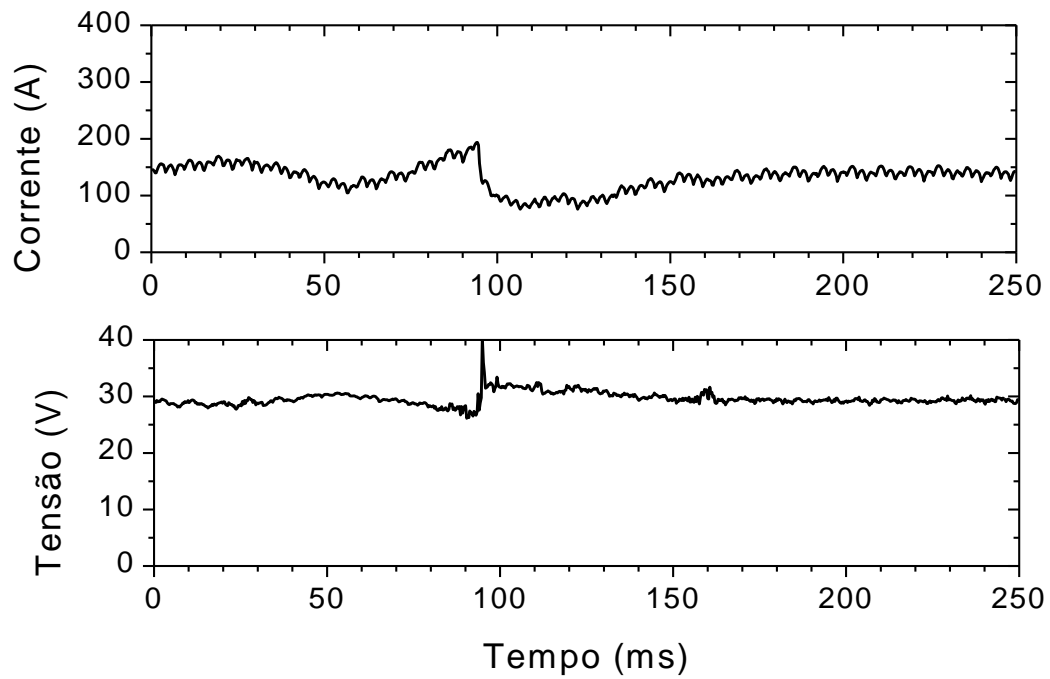


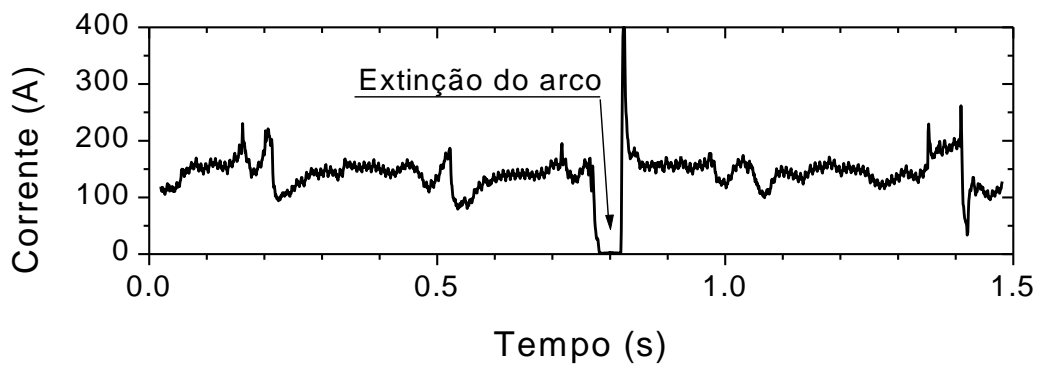
Figura 11.11 - Transferência globular repulsiva.

A figura 11.13 mostra oscilogramas de tensão para testes de soldagem com diferentes níveis de corrente (em uma fonte de corrente constante) com um arame de aço carbono de 1,2 mm e proteção de Ar-4\%CO_2 . Nestes oscilogramas, principalmente os testes com níveis de corrente logo abaixo da corrente de transição para transferência spray (próximo item), as oscilações mais fortes da tensão podem ser associadas, em uma primeira tentativa, com a separação das gotas de metal líquido da ponta do eletrodo. Considerando esta relação, pode-se observar um aumento da frequência de transferência com o aumento da corrente de soldagem. Esta variação na frequência de transferência marca, para a soldagem com gases de proteção ricos em argônio, a mudança de um modo de transferência dominado pela gravidade (globular) para

outro dominado por forças de origem magnética (transferência spray) que ocorre, para as condições da figura, para corrente um pouco acima de 200 A.



(a)



(b)

Figura 11.12 - Oscilograma de corrente de um processo com transferência globular em: (a) 250 ms e (b) 1,5 s. Arame ER70S6 de 1,2 mm de diâmetro. Gás: CO₂.

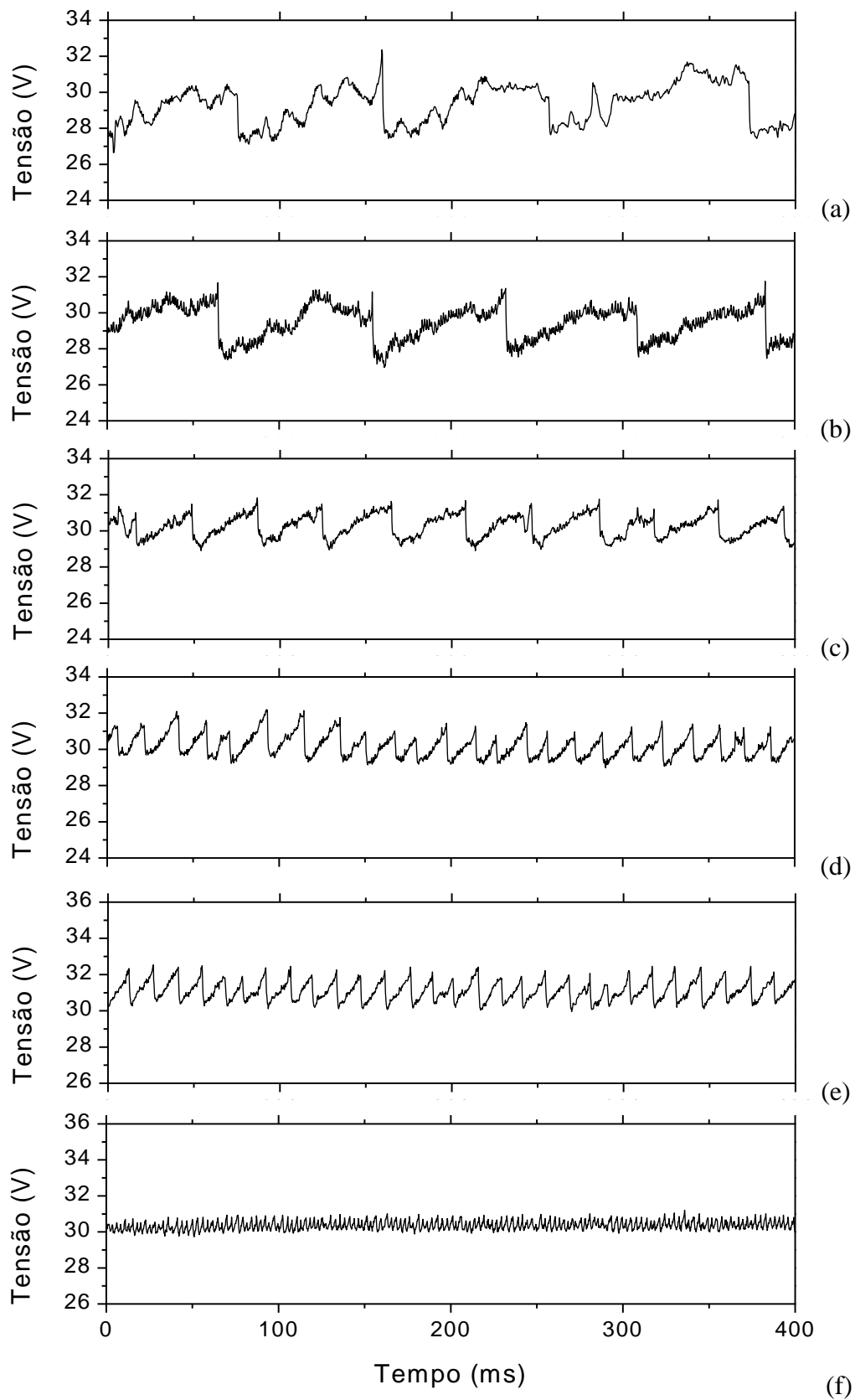


Figura 11.13 – Oscilogramas da tensão de soldagem em testes com eletrodo de aço (1,2 mm) e proteção de Ar-4%CO₂ em uma fonte de corrente constante para (a) 158 A, (b) 178 A, (c) 187 A, (d) 198 A, (e) 205 A e (f) 215 A.

c. Transferência Goticular (Spray):

Na soldagem GMAW com proteção a base de argônio e eletrodo positivo, a medida que a corrente de soldagem aumenta, o diâmetro das gotas sendo transferidas se reduz lentamente até que, a um nível determinado da corrente (**corrente de transição**, I_C), ocorre uma rápida redução do diâmetro das gotas e, portanto, um aumento da frequência de transferências (figura 11.14), ao mesmo tempo em que o arco, antes confinado à porção inferior da gota ainda ligada ao arame, passa a envolvê-la completamente. Nestas condições, a transferência não é mais controlada pela gravidade e as gotas são transferidas em direção à poça de fusão independentemente da posição de soldagem. A transferência goticular ou spray ocorre usualmente de forma muito estável, com mínimas perturbações do arco (figura 11.15) e poucos respingos. Acredita-se que a força principal responsável pela transferência goticular seja magnética, de origem similar à associada com o jato de plasma ([seção 10.3](#)).

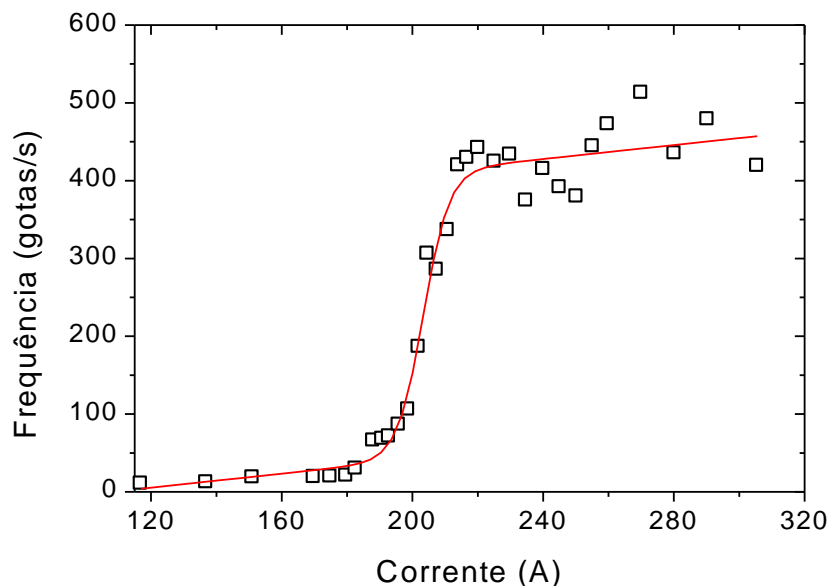


Figura 11.14 – Frequência de transferência na soldagem GMAW com arame ER70S6 de 1,0 mm de diâmetro. Gás: Ar-5%CO₂ (Nunes, 1982).

A corrente de transição depende de inúmeros fatores, particularmente, da composição do eletrodo, seu diâmetro e comprimento energizado e do tipo de gás de proteção. A tabela VII

mostra valores da corrente de transição para aço carbono e alumínio para diferentes diâmetros de arame.

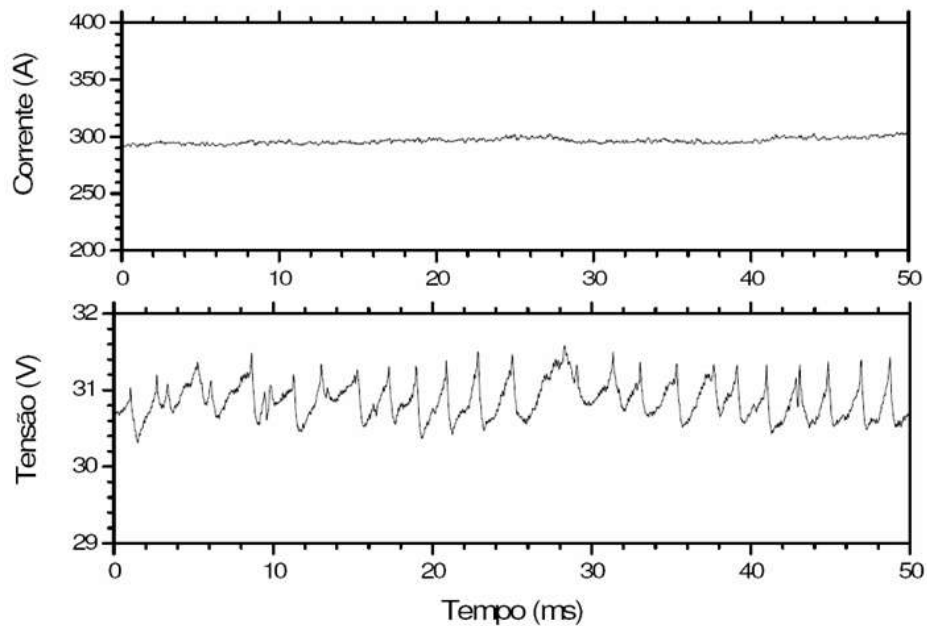


Figura 11.15 - Oscilograma de um processo com transferência spray. Arame ER70S6 de 1,2 mm de diâmetro. Gás: Ar-2%O₂. Observar a estabilidade da corrente de soldagem. Picos de tensão sugerem uma frequência de destacamento da ordem de 500 gotas/s.

Na soldagem GMAW, a transferência goticular ocorre basicamente com gases de proteção à base de argônio e com eletrodo positivo. Na soldagem dos aços, adições de CO₂ ao gás de proteção tendem a aumentar I_C até que, para adições acima de cerca de 30% de CO₂, esta forma de transferência não é, em geral, observada. Adições de O₂ ao argônio tendem a reduzir a I_C até cerca de 5% de O₂ quando, então, essa passa a aumentar. Nitrogênio e hélio também dificultam a transferência goticular. Por exemplo, esta transferência foi observada na soldagem de aços carbono com misturas ternárias Ar-He-2%O₂ com até 75% de He, não ocorrendo para a mistura He-2%O₂ sem argônio (Modenesi, 1990). A figura 11.16 ilustra o efeito de diferentes misturas de proteção na transição globular-spray, indicada pela mudança na frequência média de transferência das gotas de metal fundido.

Tabela VII - Corrente de transição para arames de diferentes materiais e diâmetros (Fonte: Welding Journal, Fev. 2006).

| Diâmetro (mm) | Corrente de Transição (A) | Gás de Proteção | Material |
|---------------|---------------------------|------------------------|----------------------------|
| 0,6 | 135 | Ar-2% O ₂ | Aço baixo Carbono |
| 0,8 | 150 | | |
| 0,9 | 165 | | |
| 1,2 | 220 | | |
| 1,6 | 275 | | |
| 0,9 | 155 | Ar-5% O ₂ | |
| 1,2 | 200 | | |
| 1,6 | 265 | | |
| 0,9 | 175 | Ar-8% CO ₂ | |
| 1,2 | 225 | | |
| 1,6 | 290 | | |
| 0,9 | 180 | Ar-15% CO ₂ | |
| 1,2 | 240 | | |
| 1,6 | 295 | | |
| 0,9 | 195 | Ar-20% CO ₂ | |
| 1,2 | 255 | | |
| 1,6 | 345 | | |
| 0,9 | 150 | Ar-1% O ₂ | Aço Inoxidável austenítico |
| 1,2 | 195 | | |
| 1,6 | 265 | | |
| 0,8 | 95 | Ar | Alumínio |
| 1,2 | 130 | | |
| 1,6 | 180 | | |
| 0,9 | 180 | Ar | Cobre desoxidado |
| 1,2 | 210 | | |
| 1,6 | 310 | | |

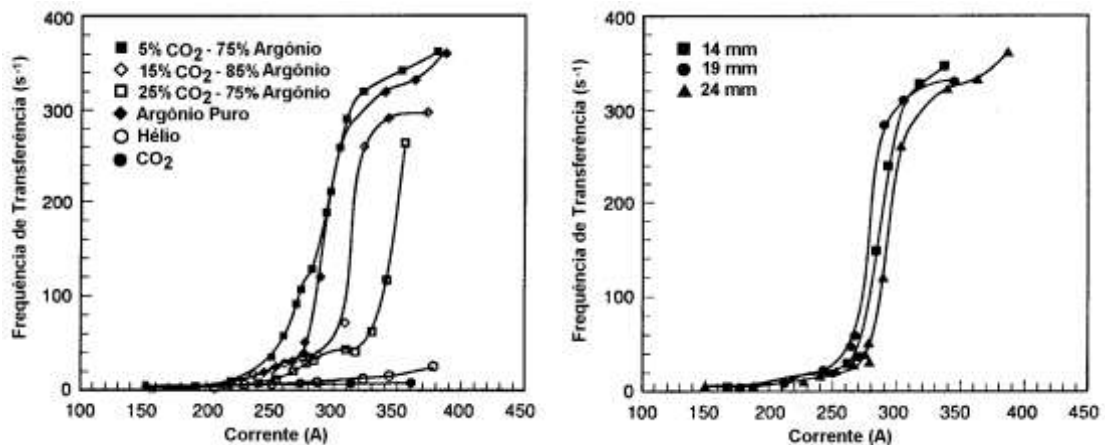


Figura 11.16 - Efeito do gás de proteção e do comprimento do eletrodo na frequência de transferência. Eletrodo de aço de 1,6 mm de diâmetro (Rhee & Kannatey-Asibu, 1992).

Lowke (2009) considerou um balanço entre as forças eletromagnética e de tensão superficial (ver [seção 11.4](#)) para deduzir uma expressão para o valor da corrente de transição (equação 11.2). A figura 11.17 compara valores experimentais de I_C com os previstos pela equação de Locke. Embora a concordância observada seja boa, não se deve esquecer que essa equação é baseada em uma grande simplificação da transição globular-goticular. Em particular, as mudanças na forma do arco junto da ponta do eletrodo, fundamentais para a transição não são consideradas.

$$I_C = 2\pi \sqrt{\frac{\gamma d}{\mu_0}} \quad (11.2)$$

onde γ é a tensão superficial do metal líquido, d é o diâmetro do eletrodo e μ_0 é a permeabilidade magnética.

O uso de revestimentos emissivos (elementos de baixo potencial de ionização) no eletrodo favorece a transferência goticular, tornando-a possível mesmo para uma proteção de dióxido de carbono ou na soldagem com eletrodo negativo. Neste último caso, o uso de pressão superior à ambiente também favorece a ocorrência da transferência goticular. O comprimento do eletrodo tem uma pequena influência sobre a corrente de transição, tendendo a reduzi-la ligeiramente.

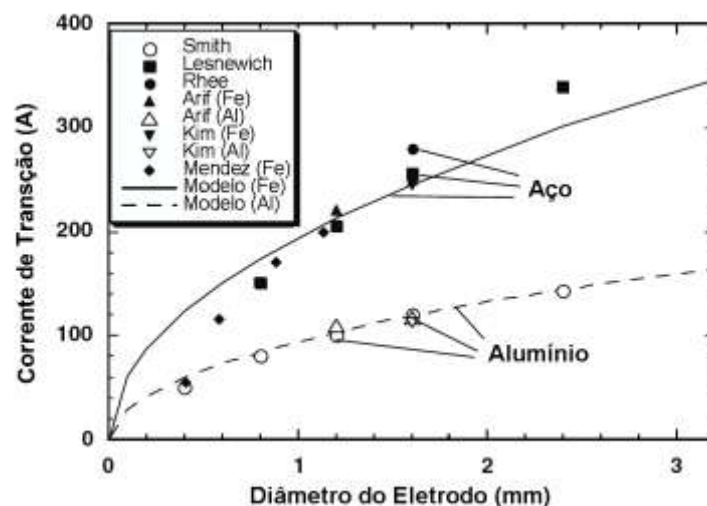


Figura 11.17 – Variação da corrente de transição prevista pela equação 11.2 e comparação valores experimentais desta corrente (Lowke, 2009).

Por outro lado, fatores que alterem o balanço de forças na ponta do eletrodo podem perturbar ou mesmo impedir a transferência goticular. A figura 11.18 mostra a inibição da transferência goticular em favor da transferência explosiva na soldagem com eletrodo de liga Al-Mg devido à vaporização do magnésio na gota de metal.

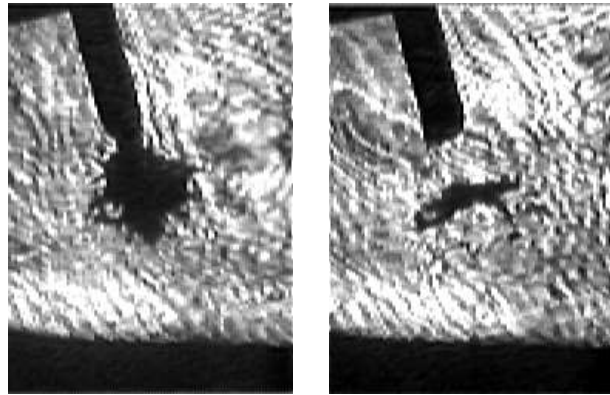


Figura 11.18 – Transferência explosiva na soldagem GMAW com eletrodo Al-Mg 1,2 mm. (Cortesia: Prof. Américo Scotti, Universidade Federal de Uberlândia).

Diferentes formas de transferência goticular podem ocorrer a medida que a corrente de soldagem é aumentada. Para correntes pouco superiores a I_C , o diâmetro das gotas de metal de adição é similar ao diâmetro do eletrodo e a transferência ocorre com uma pequeno empescoamento do arame. Estas condições correspondem à transferência goticular projetada (“projected spray”) (figuras 11.19a e 11.20), a qual é associada com condições de estabilidade ótima do arco e baixo nível de respingos e de fumos. Para corrente superiores, forma-se um filamento líquido na ponta do eletrodo (figuras 11.19b e 11.21), na extremidade do qual são formadas finas gotas que são transferidas axialmente para a peça. O filamento líquido pode se tornar longo o suficiente para tocar a poça de fusão causando curtos-circuitos ocasionais e perturbando a estabilidade do processo. Esta é a transferência goticular com alongamento (“streaming spray”).

Para correntes ainda maiores, uma nova transição ocorre com o filamento líquido passando a girar (transferência goticular rotacional, figura 11.19c), isto é, a transferência não é mais axial. A transição para transferência rotacional depende fortemente do comprimento do eletrodo e tende a se aproximar da transição entre os modos projetado e com alongamento quando este comprimento é aumentado (figura 11.22). A transição entre as transferências goticular projetada e a com alongamento também se reduz com o comprimento do eletrodo, mas de forma menos pronunciada. Vários outros fatores afetam estas transições. Por exemplo,

as figuras 11.20 e 11.21 indicam que, com arames de aço, a transição entre os modos projetado e com alongamento deve aumentar com a presença de oxigênio no gás de proteção.

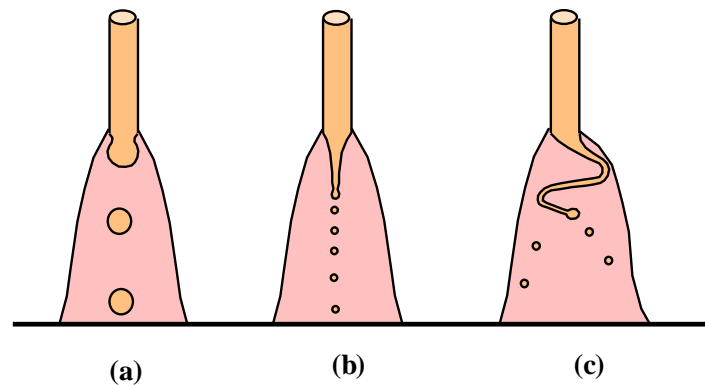


Figura 11.19 - Formas de transferência goticular: (a) Projetada ("Projected spray"), (b) com alongamento ("Streaming spray") e (c) rotacional ("Rotational spray").

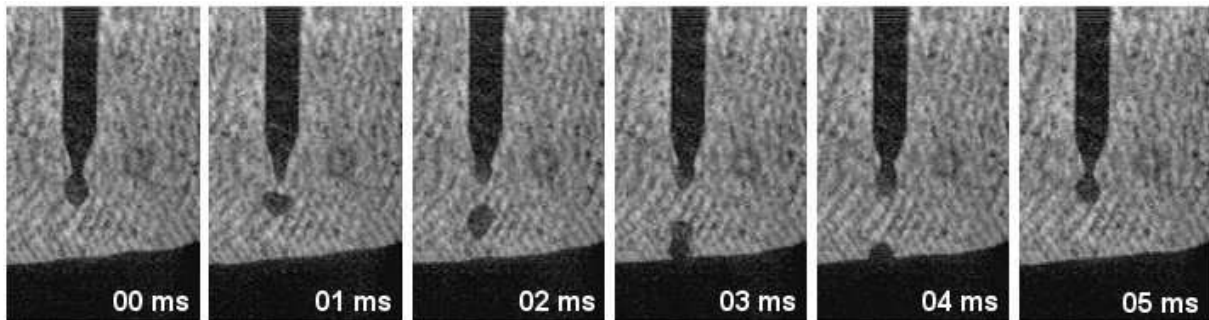


Figura 11.20 – Transferência goticular projetada. Arame de aço carbono de 1,2 mm e proteção de Ar-2%O₂, corrente de 255 A.

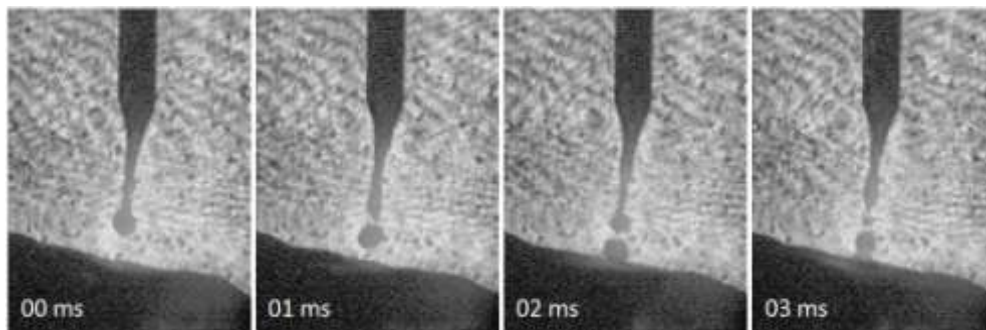


Figura 11.21 – Transferência goticular com alongamento. Arame de aço carbono de 1,2 mm e proteção de argônio puro, corrente de 255 A.

Devido à existência de um longo filamento líquido no interior do arco, acredita-se que o nível de fumos e a temperatura das gotas de metal de adição aumentem nas formas de transferência goticular de maior corrente. A figura 11.23 mostra imagens obtidas da filmagem de alta velocidade da transferência de metal para diferentes níveis de corrente usando uma fonte de

corrente constante. As transições citadas acima são usualmente observadas na soldagem com arames de aço e podem não ser observadas para outros materiais.

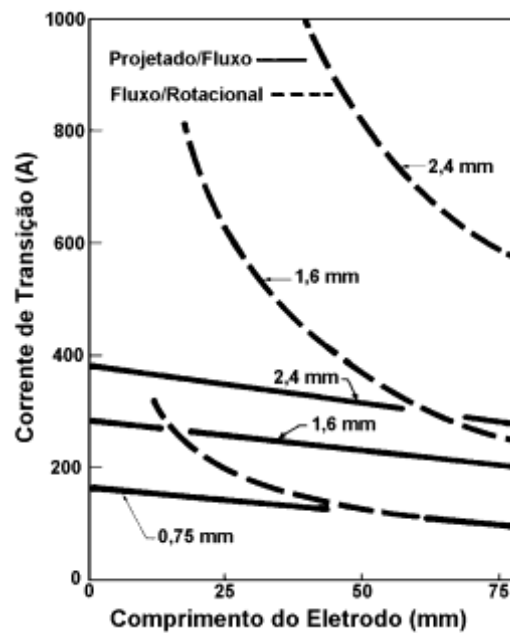


Figura 11.22 - Influência do diâmetro do arame e do comprimento do eletrodo nas transições globular-spray e spray rotacional (AWS, 1987).

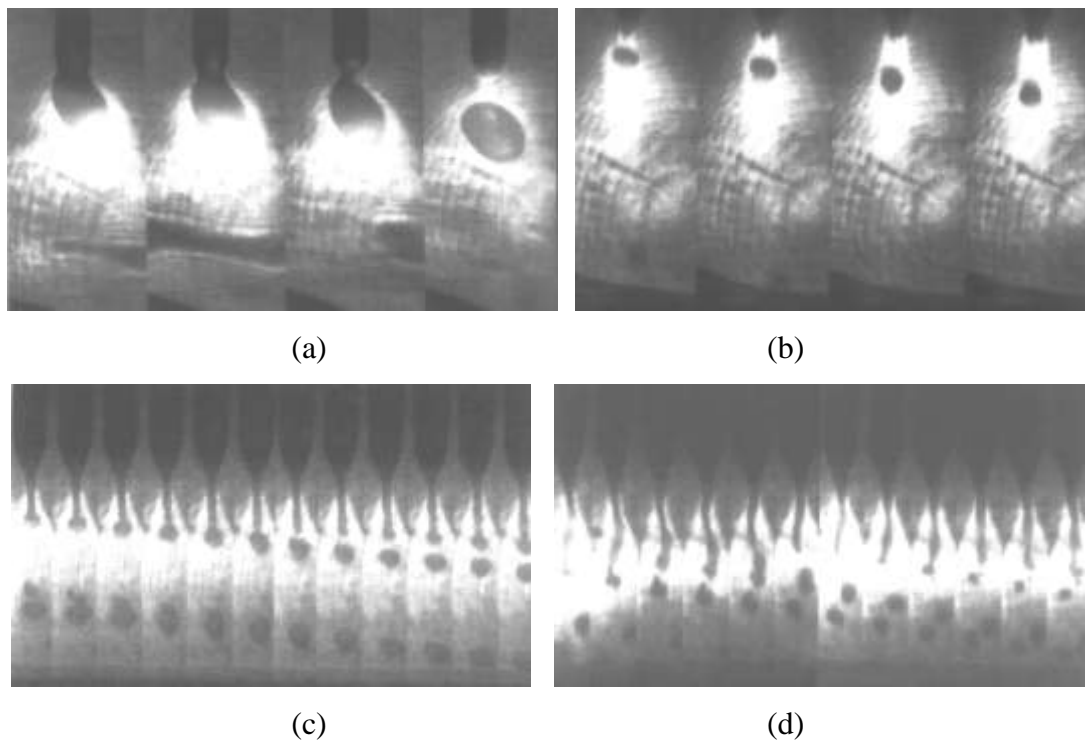


Figura 11.23 – Transferência de metal com eletrodo de aço (1,6 mm) e proteção de Ar-2% O₂ para (a) 240 A (globular), (b) 300 A (spray axial), (c) 360 A (spray com alongamento) e (d) 480 A (início de spray rotacional), (Jones et al., 1998).

d. Modos Mistos de Transferência:

Em condições que, em geral, dependem fortemente das características dinâmicas da fonte de energia, modos mistos de transferência podem ocorrer. Ponomarev et al. (2004) e Ponomarev & Scotti (2004) descrevem formas de transferência mista como curto-circuito-goticular, curto-circuito-goticular com alongamento, globular-goticular e globular-curto-circuito-goticular. De uma forma geral, estes modos mistos de transferência tornam mais difícil o controle do processo de soldagem e, assim, não são desejáveis.

Além dos modos mistos, equipamentos modernos de soldagem podem impor, através de mudanças em valores de corrente e na velocidade de alimentação do arame, entre outras, formas especiais de transferência (por exemplo, transferência com corrente pulsada) ou a alternância forçada de diferentes modos de transferência.

e. Transferência com Corrente Pulsada:

A transferência spray, particularmente a transferência spray axial, apresenta excelentes características operacionais em termos de sua estabilidade e independência da posição de soldagem. Adicionalmente, para metais como o alumínio e o cobre, não se pode utilizar a transferência por curto-circuito para a soldagem fora da posição plana em função da muito baixa resistividade destes materiais. Contudo, a transferência spray tem sua utilização limitada a correntes superiores a I_C o que, particularmente nos aços, impede a soldagem de chapas finas ou aplicações fora da posição plana com esta forma de transferência.

No início da década de 60, pesquisadores do The Welding Institute (Inglaterra) obtiveram uma transferência do tipo spray através da utilização de uma corrente cujo valor médio era inferior a I_C mas que passava por picos acima de I_C (Needham, 1965). A figura 11.24 mostra as variações de corrente durante a soldagem GMAW pulsada e a terminologia usualmente usada para descrever esta forma de corrente. Desprezando-se as distorções e mudanças que ocorrem durante a operação de soldagem, valor médio da corrente é dado por:

$$I_M = \frac{I_p t_p + I_b t_b}{t_p + t_b} \quad (11.3)$$

A figura 11.25 mostra oscilogramas típicos da soldagem com corrente pulsada.

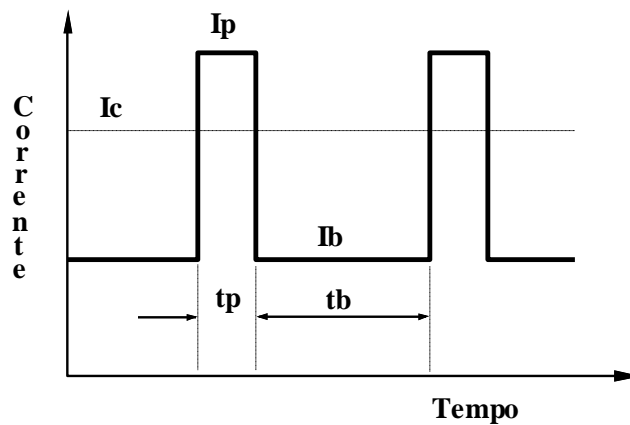


Figura 11.24 - Representação esquemática da pulsação de corrente: I_p - corrente de pico, I_b - corrente de base, t_p - tempo de pico e t_b - tempo de base.

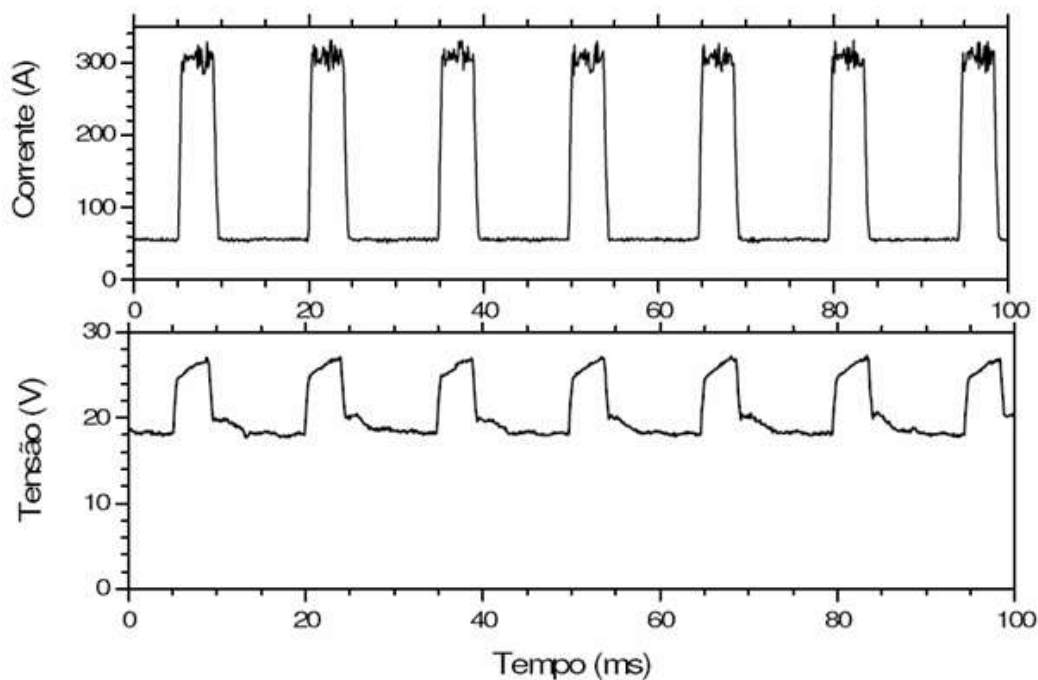


Figura 11.25 – Oscilogramas típicos de corrente e tensão da soldagem com corrente pulsada. Eletrodo: ER70S6 – 1,2 mm. Gás de proteção: Ar-2%O₂.

Frequentemente, utiliza-se, na soldagem com corrente pulsada, valores baixos de I_b , apenas suficientes para manter um arco estável. Nestas condições, estudos diversos indicam que a corrente e o tempo de pico são os parâmetros mais relevantes para determinar a forma de

transferência de metal (figura 11.26). Para um dado valor de I_p (superior a I_c), se o tempo de pico for muito curto, a duração do pulso de corrente será insuficiente para iniciar o destacamento do metal fundido na ponta do eletrodo. Assim, este só ocorrerá após vários períodos de pico e de uma forma independente destes. A transferência de metal será, assim, do tipo globular.

Para tempos muito longos, várias gotas de metal podem se destacar em um único período de pico e a transferência será do tipo "spray". Neste caso, contudo, o tipo de transferência irá mudar durante o período de pico, passando de uma transferência tipo spray axial, para a primeira gota destacada durante um período de pico, para spray com alongamento nas demais gotas.

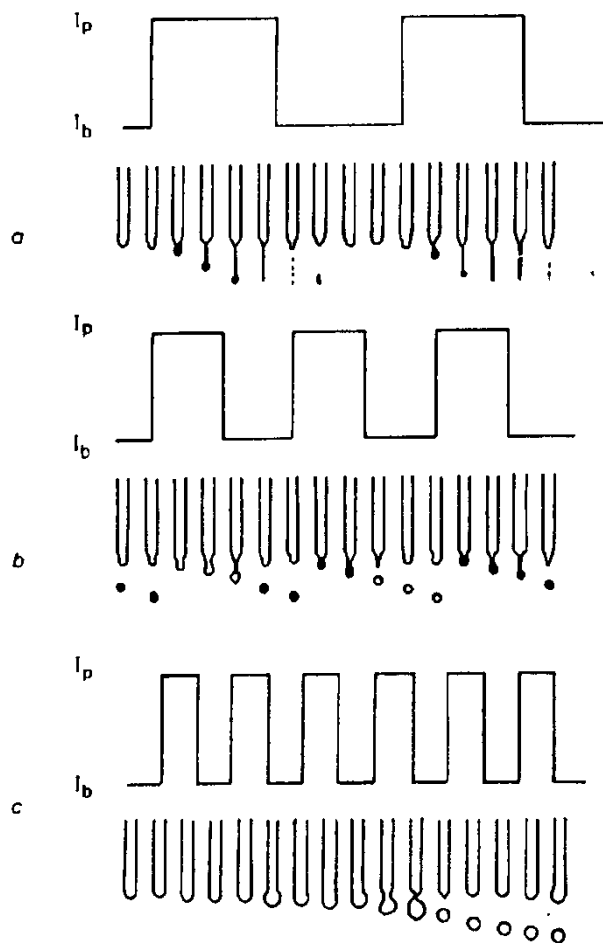


Figura 11.26 - Representação esquemática da transferência pulsada (Maruo & Hirata, 1984).

Para períodos de pico intermediários, uma única gota de metal de adição é transferida para cada pulso de corrente e o modo de transferência será mantido como spray axial. Devido às características favoráveis deste tipo de transferência, esta condição de operação com uma gota transferida por pulso é considerada a mais desejada para a soldagem com corrente pulsada.

Experimentalmente observou-se que a faixa de valores de I_p e t_p favorável à transferência de uma gota por pulso é aproximadamente hiperbólica (figura 11.27) e tem sido representada pela relação (Allum & Quintino, 1984):

$$I_p^n \cdot t_p = D \quad (11.4)$$

onde n é um valor próximo de 2 e D é uma constante dependente do diâmetro do arame, tipo de material e gás de proteção e conhecida como "Parâmetro de Destacamento". A tabela VIII mostra valores de D obtidos experimentalmente.

Tabela VIII - Valores do parâmetro de destacamento(D) e de I_p mínima para arames de 1,2mm de diâmetro (Allum, 1985).

| | D (A^2s) | $I_{p_{mion}}$ (A) |
|----------------------------------|----------------|--------------------|
| Al (Ar) | 130 | 140 |
| Aço Doce (Ar-5%CO ₂) | 500 | 220 |

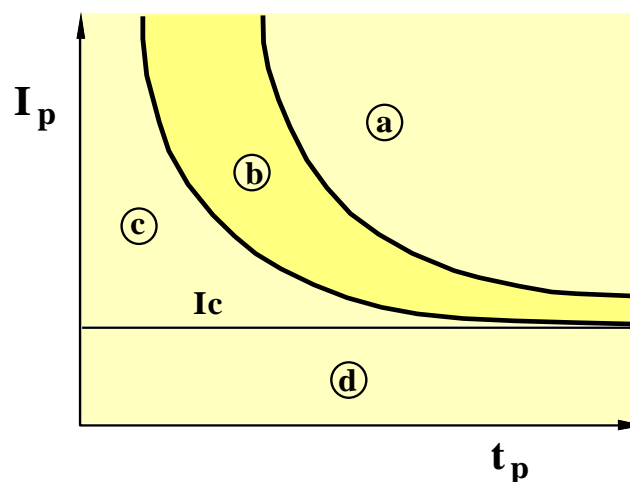


Figura 11.27 - Campos de transferência na soldagem com corrente pulsada: (a) várias gotas por pulso, (b) uma gota por pulso, (c) uma gota para vários pulsos e (d) transferência globular.

Apesar de suas características operacionais extremamente interessantes, a soldagem GMAW com corrente pulsada não teve inicialmente um grande sucesso devido à necessidade de se controlar parâmetros adicionais em um processo bastante sensível à variação dos parâmetros

operacionais. Na década de 80, com o desenvolvimento e maior aceitação de máquinas de soldagem com controle eletrônico, houve um ressurgimento do interesse por esta forma de transferência na soldagem GMAW, particularmente associada com novas técnicas de controle (soldagem sinérgica, por exemplo).

11.3. Outros Processos de Soldagem:

a. Eletrodos Revestidos:

Essencialmente as mesmas formas de transferência discutidas acima podem ocorrer na soldagem com eletrodos revestidos. Contudo, o sistema aqui é mais complicado pela presença do fluxo/escória e fumos que dificultam a observação. Os componentes do fluxo têm um papel ativo na transferência (a) afetando a composição e propriedades físicas do metal fundido (tensão superficial, por exemplo), (b) determinando em grande parte as características do arco elétrico e (c) criando, em alguns tipos de eletrodo, uma cavidade que ajuda a direcionar o metal de adição para a poça de fusão (figura 11.28). Adicionalmente, dependendo do grau de desoxidação do metal fundido na ponta do eletrodo ou de presença de componentes voláteis, bolhas de gases podem ser formadas na ponta do eletrodo, causando a transferência explosiva de pequenas gotas de metal fundido com o seu rompimento.

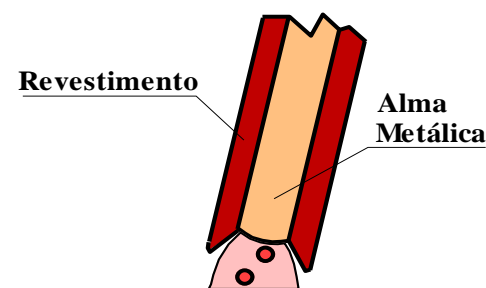


Figura 11.28 - Cavidade formada em eletrodos com revestimentos refratários.

b. Arco Submerso:

A observação da transferência de metal é difícil devido ao arco ocorrer sob uma camada de fluxo. Assim, estudos envolvendo este processo têm sido realizados através de radiografia ou pela observação do arco através de um tubo cerâmico (Lancaster, 1987). De forma similar à soldagem GMAW, a forma de transferência depende da polaridade do eletrodo, tendendo a

ser mais regular para a soldagem com eletrodo positivo e o diâmetro das gotas se reduz com um aumento da corrente de soldagem. O arco ocorre dentro de uma cavidade de fluxo fundido que pode periodicamente se fechar para voltar a se formar logo em seguida. Assim, a transferência pode ocorrer através do arco ou as gotas podem colidir com a parede de fluxo e se transferir através desta. O tipo de fluxo e detalhes de sua composição influenciam de forma determinante o tipo de transferência.

c. Arame Tubular:

Neste processo, o fluxo fica localizado no interior da parte metálica do arame, sendo esta a responsável pela condução da corrente elétrica até o arco. Este ocorre externamente ao fluxo e, assim, as condições para a fusão do fluxo são menos favoráveis do que em outros processos com proteção por fluxo. Neste processo, a forma de transferência depende particularmente das características do fluxo no núcleo do arame, figura 11.29 (Norrish & Richardson, 1988).

Arares com o núcleo de pó metálico e que contêm muito poucas adições não metálicas ("**metal cored**") se comportam de forma similar a arames sólidos. A presença, contudo, de adições capazes de estabilizar o arco possibilita a operação com transferência não repulsiva com eletrodo negativo. Arares **rutílicos** operam normalmente a altas correntes com uma transferência spray projetada não axial. Arares **básicos** operam normalmente com transferência globular não axial a correntes elevadas e curto-circuito para menores correntes. Em arames **auto-protegidos**, as transferências por curto-circuito e globular repelida são típicas.

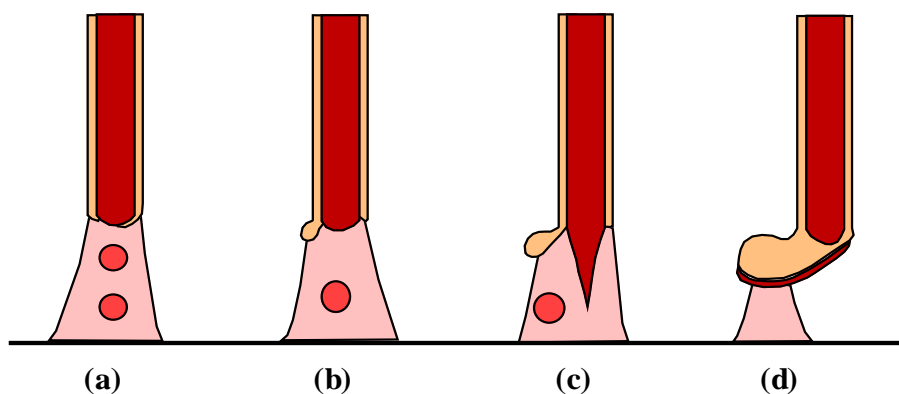


Figura 11.29 - Formas típicas de transferência na soldagem com arames tubulares. Arares: (a) "metal cored", (b) rutílico, (c) básico e (d) auto-protegido.

11.4. Teorias para a Transferência de Metal na Soldagem GMAW:

As teorias para a transferência de metal, aplicáveis particularmente para o processo GMAW, podem ser agrupadas em duas categorias principais: (a) aquelas baseadas em um equilíbrio estático das forças atuando na ponta fundida do eletrodo e (b) aquelas baseadas no desenvolvimento de instabilidades em um cilindro fluido percorrido por uma corrente elétrica (Lancaster, 1987).

As principais forças que podem atuar na ponta do eletrodo e contribuir para a transferência de metal são a gravidade, a tensão superficial, a força eletromagnética, a força de arraste pela passagem de gases e a força de reação à jatos de vapores ou ao jato de plasma (figura 11.30). Considera-se que uma gota na ponta do eletrodo se destacará deste quando o balanço das forças atuando nesta passar a apresentar uma resultante que a afaste do eletrodo. Por exemplo, no caso da figura 11.30, o destacamento da gota ocorrerá quando:

$$F_{em} + F_g + F_a > F_\gamma + F_v \quad (11.5)$$

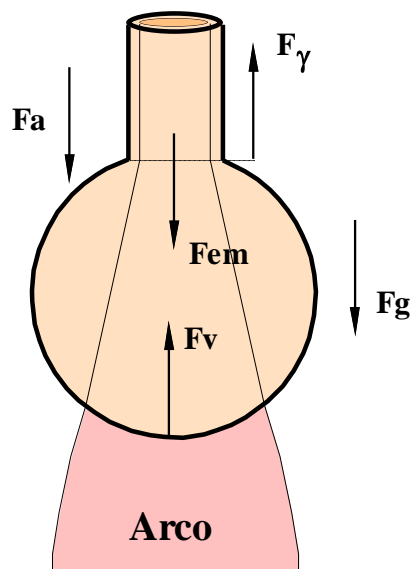


Figura 11.30 - Balanço de forças na ponta do eletrodo. F_g - força gravitacional, F_{em} - força eletromagnética, F_γ - força associada à tensão superficial, F_a - força de arraste e F_v - força de reação.

As principais forças atuando na gota são:

1. Força Gravitacional (F_g): Esta força é simplesmente a massa da gota multiplicada pela aceleração da gravidade (g). Dependendo da posição de soldagem, esta força pode favorecer ou dificultar a transferência de metal. Considerando somente a componente desta força paralela ao eixo do arame, tem-se:

$$F_g = \frac{\pi}{6} D_G^3 \rho g_z \quad (11.6)$$

onde D_G é o diâmetro da gota, ρ é a densidade do líquido e g_z é a componente de g paralela ao eixo do arame.

2. Tensão Superficial (F_γ): Enquanto a gota de metal fundido permanece presa ao eletrodo, a tensão superficial age do sentido de mantê-la nesta condição. Neste caso, segundo Lancaster (1986), a força associada à tensão superficial seria dada pela relação empírica:

$$F_\gamma = \frac{m_D g}{f(r/a)}, \quad (11.7)$$

onde m_D é a massa da gota sendo destacada, r é o raio do eletrodo e, para r/a menor do que um:

$$f(r/a) = 1 - 0,4(r/a) \quad (11.8)$$

onde a é a constante de capilaridade, a qual é dada por:

$$a = \sqrt{\frac{2\gamma}{\rho g}}, \quad (11.9)$$

onde γ é a tensão superficial. Uma expressão mais simples para a força associada à tensão superficial e proposta por Kim e Eagar (1993) seria:

$$F_\gamma = 2\pi r\gamma \quad (11.10)$$

Na transferência por curto-circuito, a tensão superficial ajuda a promover a transferência de metal para a poça de fusão, quando esta é tocada pelo eletrodo.

3. Força Eletromagnética: A força eletromagnética pode ser expressa pela equação:

$$F_{em} = \vec{J} \times \vec{B} \quad (11.11)$$

onde \mathbf{J} é a densidade de corrente, \mathbf{B} é campo magnético. Integrando a equação acima na superfície condutora da gota e assumindo uma densidade de corrente uniforme, Greene (1960) e Amson (1962) obtiveram a seguinte expressão para F_{em} :

$$F_{em} = \frac{\mu_0 I^2}{4\pi} f(D_G, r, \theta) \quad (11.12)$$

onde:

$$f(D_G, r, \theta) = \ln\left(\frac{D_G \sin \theta}{2r}\right) - \frac{1}{4} - \frac{1}{1 - \cos \theta} + \frac{2}{(1 - \cos \theta)^2} \ln\left(\frac{2}{1 + \cos \theta}\right) \quad (11.13)$$

μ_0 é a permeabilidade magnética do espaço livre, f é uma função da geometria do sistema e θ é o ângulo de abertura da corrente deixando a gota para o arco (figura 11.31). Quando o ângulo θ é pequeno (a corrente converge na ponta da gota), f pode ser negativa (isto é, a força magnética pode dificultar o destacamento da gota de metal de adição).

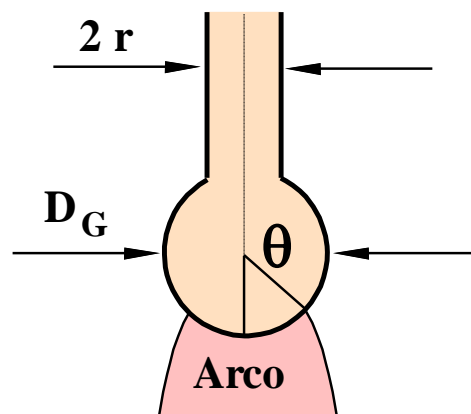


Figura 11.31 - Ângulo de divergência da corrente na ponta do eletrodo.

4. Força de Arraste de Gases: Esta força resulta do arraste exercido na gota de metal de adição pelos gases de proteção e é dada por:

$$F_A = \frac{\pi}{8} v^2 \rho D_G^2 C_A \quad (11.14)$$

onde v é a velocidade do gás, ρ é a sua densidade e C_A é o coeficiente de arraste do sistema. Esta força deverá ter alguma significância quando o diâmetro do gota for grande (isto é, para pequenos valores de corrente).

5. Forças de Reação de Jatos de Gases: Para altos valores de corrente e, particularmente, na presença de elementos de elevada pressão de vapor no consumível, a vaporização destes elementos pelo arco pode gerar um jato que exerce uma força de reação sobre a gota de metal de adição. Adicionalmente, quando a raiz do arco fica restrita a uma pequena área sob a gota de metal de adição (figura 11.11), esta também pode gerar forças de reação na gota.

A teoria da instabilidade parte da análise do comportamento de um cilindro líquido de raio R submetido a pequenas perturbações senoidais de comprimento de onda λ . Por esta análise pode-se mostrar que, devido à tensão superficial, perturbações com um valor de λ superiores a um valor crítico (λ_c) são instáveis e o cilindro tende a evoluir para uma fileira de esferas cuja área superficial total é menor que a do cilindro (figura 11.32).

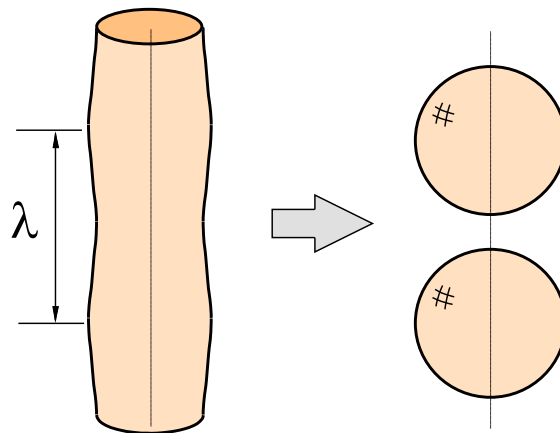


Figura 11.32 – Transformação de um cilindro líquido em gotas devido à instabilidade gerada por uma pequena perturbação em seu diâmetro.

Usando a equação 10.43 e incluindo nesta a pressão devida à tensão superficial, γ , não considerada na [seção 10](#) e dada por:

$$P_\gamma = \gamma \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) = \gamma \left(\frac{1}{R} + \frac{1}{\infty} \right) = \frac{\gamma}{R} \quad (11.15)$$

Obtém-se, ignorando-se a pressão atmosférica (P_A):

$$P = \frac{\gamma}{R} + \frac{\mu_0 I^2}{4\pi^2 R^2} \left[1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right] \quad (11.16)$$

Ao longo do eixo do cilindro de metal líquido ($r = 0$), esta pressão vale:

$$P_0 = \frac{\gamma}{R} + \frac{\mu_0 J^2 R^2}{4} \quad (11.17)$$

Se a superfície do cilindro seja deformada por uma pequena perturbação de amplitude ε e comprimento de onda λ descrita por (figura 11.32):

$$R_z = R + \varepsilon \cdot \text{sen} \left(\frac{2\pi}{\lambda} z \right) \quad (11.18)$$

O termo devido à tensão superficial deveria ser modificado devido à mudança de curvatura causada na superfície do cilindro pela deformação. Na seção em que o raio do cilindro atinge o seu valor máximo ($R_z = R + \varepsilon$), esta pressão seria:

$$P_{R_{\max}} = \gamma \left(\frac{1}{R + \varepsilon} + \frac{1}{R_\lambda} \right) \quad (11.19)$$

R_λ , o raio de curvatura na direção axial, pode ser calculado por:

$$\frac{1}{R_\lambda} = \left(\frac{\partial^2 r}{\partial z^2} \right)_{z=\lambda} = \left(\frac{2\pi}{\lambda} \right)^2 \cdot \varepsilon \quad (11.20)$$

Assim, a pressão devida à tensão superficial, na seção em que o raio do cilindro deformado atinge o valor máximo, é:

$$P_{R_{\max}} = \gamma \left[\frac{1}{R + \varepsilon} + \left(\frac{2\pi}{\lambda} \right)^2 \cdot \varepsilon \right] \quad (11.21a)$$

Analogamente, na seção em que o raio atinge o seu valor mínimo ($R_z = R - \varepsilon$) a pressão vale:

$$P_{R_{\min}} = \gamma \left[\frac{1}{R - \varepsilon} - \left(\frac{2\pi}{\lambda} \right)^2 \cdot \varepsilon \right] \quad (11.21b)$$

Para o caso em que não há passagem de corrente elétrica ($J = 0$), isto é, sem a influência do efeito magnético na pressão, se $P_{R_{\min}}$ for maior que $P_{R_{\max}}$, haverá uma tendência do metal líquido escoar da região de menor raio (pescoço) para a de maior raio. Nesta condição, a perturbação tenderia a crescer levando à quebra do cilindro em uma fileira de gotas. Assim, a

estabilidade do cilindro (tendência da perturbação diminuir e desaparecer) pode ser definida por:

$$\frac{d}{d\varepsilon}(P_{R \max} - P_{R \min}) = \gamma \left\{ \left[-\frac{1}{(R + \varepsilon)^2} + \left(\frac{2\pi}{\lambda} \right)^2 \right] - \left[\frac{1}{(R - \varepsilon)^2} - \left(\frac{2\pi}{\lambda} \right)^2 \right] \right\} > 0 \quad (11.22)$$

Ou

$$\lambda < 2\pi R \quad (11.23)$$

Desta forma, na ausência de corrente elétrica, gotas seriam formadas a partir do cilindro de metal líquido (= transferência de metal) somente para perturbações do longo do cilindro maiores do que $2\pi R$. A menor gota que poderia ser formada teria um volume igual a $(2\pi R)(\pi R^2)$ e perturbações menores que $2\pi R$ tenderiam a diminuir e desaparecer sem a formação de gotas.

Na presença de corrente elétrica, o efeito da pressão de origem magnética na estabilidade do cilindro deve ser considerado. Neste caso, a variação de pressão (ΔP) é dada por:

$$\Delta P = \gamma \left\{ \left[\frac{1}{R - \varepsilon} - \left(\frac{2\pi}{\lambda} \right)^2 \varepsilon \right] + \frac{\mu_0 I^2}{4\pi^2 (R - \varepsilon)^2} - \left[\frac{1}{R + \varepsilon} + \left(\frac{2\pi}{\lambda} \right)^2 \varepsilon \right] - \frac{\mu_0 I^2}{4\pi^2 (R + \varepsilon)^2} \right\} \quad (11.24)$$

Aplicando-se a ΔP a mesma condição usada na equação 11.22, obtém-se:

$$\frac{R^2 + \varepsilon^2}{(R^2 - \varepsilon^2)^2} + \frac{\mu_0 I^2 R (R^2 + 3\varepsilon^2)}{2\pi^2 \gamma (R^2 - \varepsilon^2)^3} > \left(\frac{2\pi}{\lambda} \right)^2 \quad (11.25)$$

Para pequenas perturbações ($\varepsilon \rightarrow 0$), obtém-se o valor crítico do comprimento λ como:

$$\lambda_c = \frac{2\pi R}{\left(1 + \frac{\mu_0 I^2}{2\pi^2 R \gamma} \right)^{1/2}} \quad (11.26)$$

Isto é, o menor diâmetro das gotas que podem ser formadas (proporcional a λ) tende a diminuir devido à passagem de corrente elétrica pelo cilindro de metal líquido.

Segundo esta teoria, a transferência ocorreria, com a fusão da ponta do eletrodo, quando a quantidade de metal líquido fosse suficiente para se tornar instável e desprender uma ou mais gotas de metal com diâmetro λ_c . A teoria da instabilidade também permite prever outras formas de instabilidade na coluna de metal líquido, inclusive a transição para transferência rotacional.

Waszink (1979) investigou a intensidade relativa das forças atuando na gota de metal na ponta do eletrodo e encontrou uma concordância relativamente boa entre os dados experimentais e teóricos para valores mais baixos de corrente, na faixa de transferência globular. Em condições de transferência spray, os resultados experimentais se afastavam dos valores esperados teoricamente. Kim e Eagar (1993) estenderam o trabalho de Waszink de forma a englobar a teoria da instabilidade em sua análise. Seus resultados indicam uma possível concordância com o equilíbrio estático de forças para baixas correntes. Para correntes elevadas, nenhuma das teorias parece dar resultados consistentes (figura 11.33), particularmente quando o fino filete líquido é formado com a transferência spray com alongamento. Uma modificação da teoria do balanço de forças de forma a incorporar uma redução no diâmetro do eletrodo com a formação do filete líquido na transferência spray com alongamento, resultou em uma melhor concordância entre os resultados teóricos e experimentais. Adicionalmente, Kim & Eagar (1993) não observaram, para aço, uma transição bem definida entre os modos de transferência.

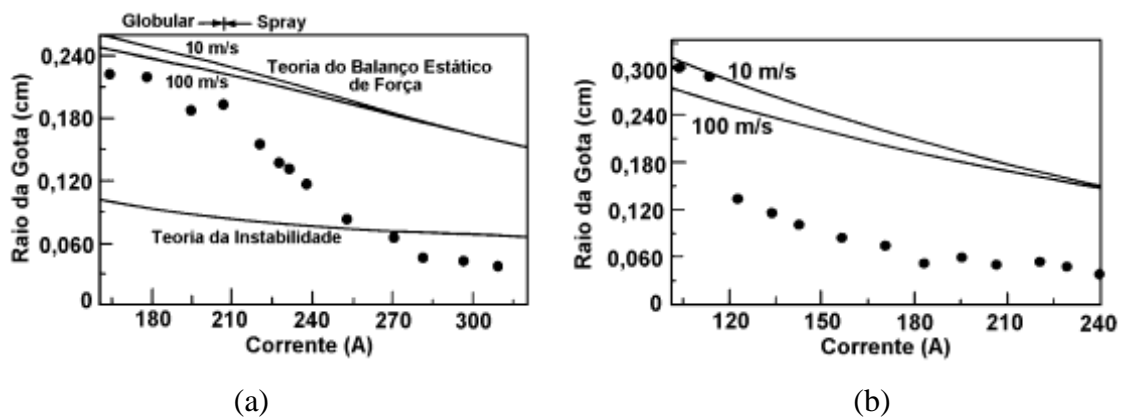


Figura 11.33 - Comparação de resultados experimentais com o tamanho predito das gotas transferidas pelas teorias de transferência de metal. (a) aço e Ar-2% O₂ e (b) Al e argônio (Kim & Eagar, 1993).

12. Velocidade de Fusão de Arame:

Na soldagem a arco com eletrodo consumível, o arame-eletrodo é fundido com uma velocidade que depende dos parâmetros operacionais do processo a qual deve, em média ser igual à velocidade de alimentação do eletrodo. No processos GMAW e SAW, um estado estacionário é, em geral, atingido onde o comprimento energizado do eletrodo (ou, o "stickout") é mantido relativamente constante. Por outro lado, no processo SMAW, o stickout varia continuamente até o consumo de quase todo o eletrodo. As expressões desenvolvidas nesta seção se referem aos dois primeiros processos, para os quais o conhecimento das velocidades de fusão e alimentação é particularmente importante uma vez que o soldador, ou operador de soldagem, tem pouca influência sobre essas durante a operação. Adicionalmente, a quantidade de metal de adição depositado por unidade de tempo é, em muitos casos, fundamental na determinação do custo e produtividade de um processo de soldagem.

12.1. Distribuição de Temperatura no Eletrodo:

Pode-se considerar que, durante a soldagem, o eletrodo é aquecido por duas fontes principais: (a) o arco elétrico, principalmente através do calor gerado na região de queda (anódica ou catódica) e (b) efeito joule, resultado pela passagem da corrente elétrica através do eletrodo desde o ponto de tomada da corrente (bico de contato ou alicate de corrente) até a raiz do arco no eletrodo. A figura 12.1 ilustra o sistema em consideração:

Considerando que, em qualquer ponto z do eletrodo, a temperatura seja constante em toda a sua seção, o problema pode ser analisado em um única dimensão (z) ao longo do comprimento do eletrodo. Considerando que o sistema opera em estado estacionário (o comprimento do eletrodo e a sua distribuição de temperatura não mudam com o tempo) e os mecanismos citados no parágrafo anterior são os dominantes para o aquecimento do eletrodo, a variação de temperatura ao longo deste é representada pela equação diferencial:

$$\frac{d}{dz} \left(k \frac{dT}{dz} \right) + w\rho \frac{d}{dz} (c \cdot T) = -j^2 r \quad (12.1)$$

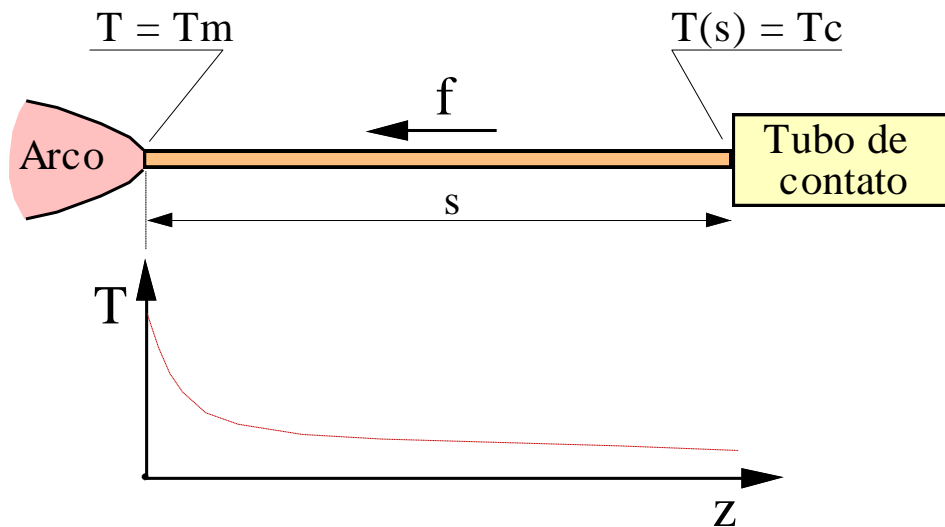


Figura 12.1 - Sistema de soldagem com um eletrodo consumível sendo alimentado com uma velocidade f .

A equação (12.1) pode ser resolvida analiticamente considerando que as propriedades físicas do eletrodo não dependem da temperatura. No presente caso, será ainda utilizado um sistema de coordenadas cuja origem se localiza na ponta do eletrodo que fica na raiz do arco (figura 12.1) e as seguintes condições iniciais:

$$T(0) = T_f \quad (12.2)$$

e

$$\left(\frac{dT}{dz} \right)_0 = \frac{1}{k} (w\rho L - j U_{ARC}) \quad (12.3)$$

onde T é a temperatura, w é o módulo da velocidade de fusão de arame (tomada como igual à sua velocidade de alimentação, f), $\alpha = k/\rho c$ é a difusividade térmica do arame, k , ρ e c são as suas condutividade térmica, densidade, calor específico, respectivamente; $j = I/A$ é a densidade de corrente no eletrodo; $j \cdot U_{ARC}$ é a quantidade de calor fornecido pelo arco por unidade de tempo e área ao eletrodo, T_f é a temperatura de fusão, L é o calor latente de fusão e r é a resistividade elétrica do eletrodo.

Para as condições indicadas, a solução da equação (12.1) é:

$$T = T_f - k_1 z - k_2 \left[1 - \exp\left(-\frac{w}{\alpha} z\right) \right] \quad (12.4)$$

onde:

$$k_1 = \frac{r j^2}{w \rho c} \quad (12.5)$$

e

$$k_2 = \frac{1}{\rho c} \left[U_{ARC} \frac{j}{w} - \rho L - \alpha r \left(\frac{j}{w} \right)^2 \right] \quad (12.6)$$

Alternativamente, a equação (12.1) pode ser resolvida numericamente para o mesmo sistema de coordenadas e condições iniciais, mas permitindo a variação das propriedades físicas com a temperatura. A figura 12.2 mostra a distribuição prevista de temperaturas para eletrodos de aço carbono de 1,0mm de diâmetro considerando $T_m = 1520^\circ\text{C}$, $\rho = 7,8 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$, $T(s) = 100^\circ\text{C}$ e $L = 4,3 \times 10^9 \text{ J/m}^3$ (este valor considera o calor latente de fusão do ferro, $1,9 \times 10^9 \text{ J/m}^3$, e 5% do seu calor latente de vaporização para incluir perdas ocorrendo na ponta do eletrodo). Utilizou-se, ainda, valores de resistividade (r), condutividade térmica (k) e calor específico (c) em função da temperatura fornecidos pela literatura (Waszink e Heuvel, 1979 e Carvalho et al., 1977). As distribuições de temperatura foram calculadas utilizando valores de corrente e velocidade de alimentação do arame (150 A/5,0 m/min, 225 A/8,9 m/min e 300 A/13,0 m/min) obtidos experimentalmente para um comprimento do eletrodo de 13 mm (Modenesi, 2003) e ajustando-se os valores de U_{ARC} de forma adequada. Observa-se, nestas curvas, uma região maior, que se inicia junto ao bico de contato, na qual o aquecimento do eletrodo é dominado pelo efeito Joule. Bem próximo do arco, existe uma segunda região, muito pequena, caracterizada por um aquecimento final abrupto devido ao calor fornecido pelo arco ao eletrodo.

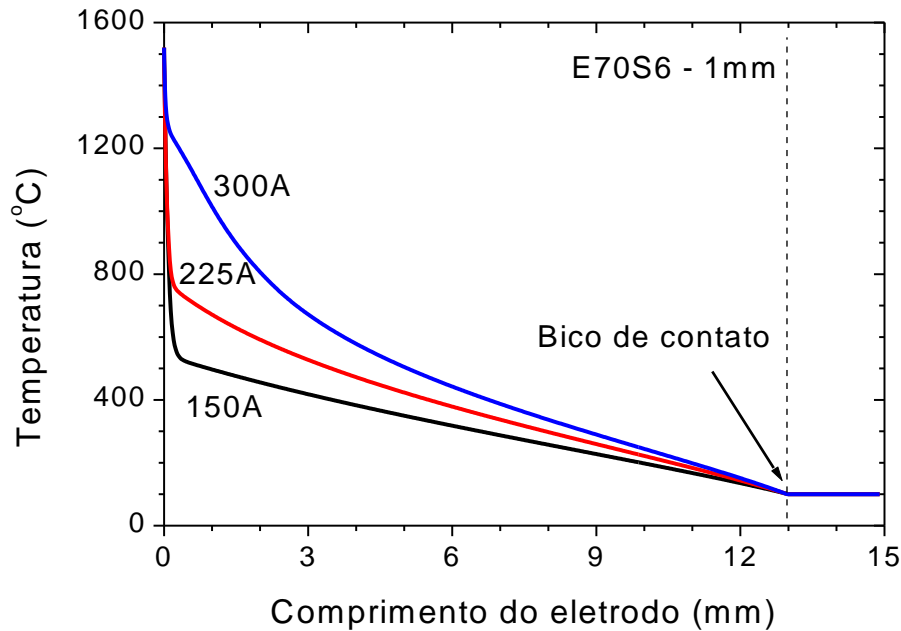


Figura 12.2 - Distribuição teórica de temperatura ao longo de um eletrodo de aço (1,0 mm) na soldagem GMAW com três níveis de corrente e comprimento do eletrodo de 13 mm.

12.2. Balanço Térmico na Ponta do Eletrodo:

Apresenta-se, a seguir, o desenvolvimento de uma expressão para a velocidade de fusão do eletrodo baseada em um balanço térmico na ponta do eletrodo (Lancaster, 1986) e que é válida principalmente para o processo GMAW:

$$\sum Q_{ENTRA} = \sum Q_{SAI} \quad (12.7)$$

$\sum Q_{SAI}$ é o calor necessário para aquecer o arame sendo alimentado a uma velocidade w até o seu ponto de fusão, fundi-lo, super-aquecer o metal fundido até a sua temperatura no momento de seu destacamento do eletrodo e, finalmente, para vaporizar uma parte deste material. Estes processos podem ser resumidos pela equação:

$$\sum Q_{SAI} = \rho w A [\Delta H_{SOLID} + \Delta H_f + \Delta H_{LIQUID} + f_v \Delta H_v] = \rho w A \Delta H_{TOTAL} \quad (12.8)$$

onde ρ é a densidade do arame, w é a velocidade de fusão, A é a seção transversal do arame, ΔH_{SOLID} é a entalpia para aquecer o eletrodo de sua temperatura inicial até a sua temperatura de fusão, ΔH_f é a sua entalpia de fusão, ΔH_{LIQUID} é a entalpia para aquecer o metal líquido até a temperatura de destacamento da gota de metal de adição (T_d), f_v é a fração vaporizada do

material e ΔH_v é a sua entalpia de vaporização. A determinação de ΣQ_{SAI} pode ser complicada devido à dificuldade de se determinar os valores de T_d e f_v por exemplo.

ΣQ_{ENTRA} deve ser formado por diversos fatores como, por exemplo, o aquecimento do arame por **efeito joule**, aquecimento da ponta do arame pela **zona de queda anódica** (eletrodo positivo) ou **catódica** (eletrodo negativo), **radiação** e **convecção** da coluna do arco, radiação da poça de fusão, calor gerado por **reações químicas** no metal fundido na ponta do arame, etc. Considera-se, contudo, que ΣQ_{ENTRA} é formado principalmente pelos dois primeiros fatores (Lesnewich, 1958, Lancaster, 1986):

$$\Sigma Q_{ENTRA} = Q_{JOULE} + Q_{ANODO} \quad (CC+) \quad (12.9)$$

O aquecimento anódico (Q_{ANODO}) é gerado por elétrons entrando no ânodo pelo arco. Ele é formado pela energia térmica dos elétrons ($(3/2)kTI/e$), a energia cinética extra que estes recebem ao cruzar a zona de queda anódica ($U_A I$) e a energia por eles liberada quando absorvidos pela estrutura eletrônica do metal (ϕI):

$$Q_{ANODO} = \left(\frac{3kT}{2e} + \phi + U_A \right) \cdot I \approx k_A I \quad (12.10)$$

Na soldagem com eletrodo negativo, Q_{ANODO} tem de ser substituído pelo aquecimento catódico (Q_{CATODO}):

$$Q_{CATODO} = \left(U_C - \phi - \frac{3kT}{2e} \right) \cdot I \quad (12.11)$$

onde U_C é tensão de queda catódica.

Em processos onde a densidade de corrente no arame é elevada (principalmente GMAW), o aquecimento do arame por efeito Joule contribui de forma importante para a sua fusão. O cálculo direto desta contribuição pode ser difícil porque a temperatura (e, desta forma, a resistividade) do arame varia continuamente de uma temperatura próxima à ambiente (junto ao bico de contato - processo GMAW) até a sua temperatura de fusão, ou mesmo de ebulição (junto ao arco). A distribuição de temperaturas no eletrodo foi calculada por diversos autores (por exemplo, Halmoy, 1979 e Wilgoss, 1984) e a queda de tensão ao longo do eletrodo foi medida através de sondas de tungstênio (Waszink & Heuvel, 1979). Com base nestes

resultados e de outros autores, concluiu-se que a resistividade média na parte energizada do arame é aproximadamente independente da corrente. Assim, a contribuição do efeito joule para fusão do arame pode ser representada, em uma primeira aproximação, como:

$$Q_{JOULE} = k_J \cdot \frac{sI^2}{A} \quad (12.12)$$

onde k_J é uma constante que depende particularmente do tipo de material do arame e s é o comprimento energizado do eletrodo. Reunindo as equações acima, pode-se mostrar que, para eletrodo positivo:

$$w = \frac{k_A I + k_J s I^2 / A}{\rho A [\Delta H_{TOTAL}]} \quad (12.13)$$

ou:

$$w = \alpha I + \beta s I^2 \quad (12.14)$$

onde:

$$\alpha = \frac{k_A}{\rho A [\Delta H_{TOTAL}]} \quad (12.15)$$

e

$$\beta = \frac{k_J}{\rho A^2 [\Delta H_{TOTAL}]} \quad (12.16)$$

Para a soldagem com eletrodo negativo, uma equação similar pode ser desenvolvida.

As equações acima sugerem que os coeficientes α e β são aproximadamente proporcionais ao inverso de A e de A^2 respectivamente, o que foi confirmado experimentalmente para aços carbono e inoxidáveis (Quintino, 1986 e Oliveira Santos, 1986). Uma equação para velocidade de fusão com o formato anterior foi proposta inicialmente por Lesnewich (1958) e, posteriormente, por Halmoy (1979) e tem sido extensivamente usada na modelagem do processo GMAW, para controle de processos de soldagem e no estudo da soldagem com corrente pulsada (ver, por exemplo, Lund, 1979 e Fujimura, 1988). A tabela IX mostra valores de α e β obtidos experimentalmente para arames de aço carbono.

O coeficiente β representa a contribuição do efeito joule no arame para a fusão do arame e, portanto, depende principalmente da composição e das condições do arame. Este termo é importante para arames de aço, particularmente os de pequeno diâmetro, mas é desprezível para arames de metais de elevada condutividade elétrica (alumínio e cobre).

Tabela IX - Valores dos coeficientes da equação de velocidade de fusão para aço carbono (Quintino & Allum, 1984).

| Diâmetro (mm) | α (mm/sA) | β (1/sA ²) |
|---------------|------------------|------------------------------|
| 0,8 | 0,70 | 26,3x10 ⁻⁵ |
| 1,0 | 0,47 | 9,1x10 ⁻⁵ |
| 1,2 | 0,27 | 5,9x10 ⁻⁵ |
| 1,6 | 0,18 | 1,2x10 ⁻⁵ |

O coeficiente α representa a contribuição do aquecimento anódico pelo arco (soldagem com eletrodo positivo) e, na soldagem GMAW, parece depender principalmente da composição do eletrodo. Resultados experimentais indicam que este coeficiente é, em uma primeira aproximação, independente da corrente de soldagem, composição do gás de proteção (Lesnewich, 1958, Ono, 1981 e Suban e Tusek, 2001), do comprimento e tensão do arco (Nunes, 1982), condições superficiais do arame, geometria da junta (Matumoto, 1980) e da pressão. Por outro lado, como discutido abaixo, medidas usando fontes de corrente constante indicam uma influência do modo de transferência na velocidade de fusão, que deve se refletir, possivelmente, em mudanças no coeficiente α . Assim, fatores que afetam o modo de transferência, como, por exemplo, a composição do gás de proteção, devem ter alguma influência na velocidade de fusão do arame e, em particular, o valor de α .

12.3. Aspectos Particulares:

Na soldagem GMAW com eletrodo negativo, o coeficiente α tende a ser maior do que na soldagem com eletrodo positivo e esta diferença pode ser de até 75% (Lancaster, 1986). O coeficiente α catódico parece depender significativamente do nível da corrente, da presença de revestimentos na superfície do arame, da composição do gás de proteção, da configuração da junta, do comprimento do arco e da pressão. Este coeficiente pode ser reduzido para valores próximos ou mesmo inferiores aos da soldagem com eletrodos positivos pela utilização de revestimentos especiais nos arames e na soldagem hiperbárica.

Pode-se deduzir uma expressão alternativa, mas similar à obtida acima para a velocidade de fusão, a partir da equação de distribuição de temperatura no eletrodo deduzida na seção anterior considerando-se que, para $z = s$, a temperatura no arame vale T_C :

$$T_c - T_f = k_1 s - k_2 \left[1 - \exp\left(-\frac{w}{\alpha} s\right) \right] \quad (12.17)$$

A exponencial no termo entre colchetes tende rapidamente para zero para qualquer valor razoável de s , de forma que, substituindo os valores de k_1 e k_2 , e rearranjando os seus termos, a equação acima fica:

$$w^2 - \frac{U_{ARC} \cdot j + r s j^2}{[\rho c(T_f - T_c) + \rho L]} w + \frac{\alpha r j^2}{[\rho c(T_f - T_c) + \rho L]} = 0 \quad (12.18)$$

ou

$$w^2 - Bw + C = 0, \quad (12.19)$$

cuja solução positiva é:

$$w = \frac{1}{2} \left(B + \sqrt{B^2 - 4C} \right). \quad (12.20)$$

Contudo, se $B^2 \gg 4C$, esta solução se reduz a $w = B$, isto é:

$$w = \frac{U_{ARC} \cdot j + r s j^2}{[\rho c(T_f - T_c) + \rho L]} = \alpha' j + \beta' s j^2, \quad (12.21)$$

que é similar à equação obtida anteriormente através do balanço de energia na ponta do eletrodo. Substituindo, na equação acima, os valores dos diversos termos utilizados na construção da figura 12.2, obtém-se para α ($=\alpha'/A$) e β ($=\beta'/A^2$) os valores de 0,34 mm/As e $6,7 \times 10^{-5} 1/A^2 s$, respectivamente. Considerando as várias simplificações utilizadas, estes valores são bastante próximos, embora maiores, daqueles encontrados experimentalmente (ver tabela IX).

A equação apresentada é válida somente para condições operacionais onde a corrente de soldagem é mantida aproximadamente estável. Em outras situações (soldagem com corrente pulsada ou com transferência por curto-circuito), pode-se considerar que esta equação representa um valor instantâneo da velocidade de fusão e, assim, o seu valor médio em um período de tempo adequado é:

$$\bar{w} = \frac{1}{T} \int_0^T w dt = \alpha I_m + \beta s I_{ef}^2 \quad (12.22)$$

onde I_m é a corrente média e I_{ef} é o seu valor eficaz, definido como:

$$I_{ef} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T I^2 dt} \quad (12.23)$$

Em geral, $I_{ef} > I_m$, sendo que a diferença entre os dois valores se torna tanto maior quanto maior o nível de flutuação da corrente. Assim, a soldagem GMAW com corrente pulsada tende a apresentar uma maior velocidade de fusão do que a soldagem GMAW convencional para o mesmo valor de I_m devido à maior contribuição do efeito joule ($\beta s I_{ef}^2$) na primeira. Considerando, uma corrente retangular na soldagem pulsada (figura 11.25) e uma corrente relativamente constante na soldagem convencional, pode-se provar que a diferença de velocidade de alimentação entre a soldagem pulsada (w_P) e convencional (w_{NP}) é dada por:

$$w_P - w_{NP} = \beta s (I_P - I_b)^2 x(1-x) \quad (12.24)$$

onde $x = t_p / (t_p + t_b)$. Este efeito de aumento da velocidade de fusão na soldagem pulsada foi comprovado experimentalmente.

Embora o modelo proposto seja adequado para prever a velocidade de fusão de arame na soldagem GMAW em uma ampla faixa de condições operacionais, resultados de Nunes (1982), figura 12.3, e confirmados por Kim (1989) indicam a existência de irregularidades, ou descontinuidades, em curvas de w em função da corrente de soldagem obtidas com máquinas de corrente constante com comando eletrônico. Estas irregularidades são observadas para valores de corrente próximos da corrente de transição e não são, em geral detectadas em testes realizados com equipamentos convencionais de soldagem do tipo tensão constante. Sua existência foi associada com mudanças na temperatura das gotas de metal fundido sendo destacadas do arame ou nas condições de transferência de calor do arco para o arame. Resultados de filmagem em alta velocidade com medidas da velocidade de alimentação do arame (Izidoro, 2004) mostram que a irregularidade ocorre durante a formação do filete de metal líquido com a transição entre as formas de transferência de metal spray axial para spray por alongamento (figura 12.4). Soderstrom e colaboradores (2011) estimaram, por calorimetria, a temperatura das gotas de metal de adição sendo transferidas na soldagem GMAW para eletrodos de aço carbono, aço inoxidável e alumínio. Os seus resultados indicam que esta temperatura passa por um valor mínimo em uma faixa de corrente de soldagem que coincide aproximadamente com a faixa em que as mudanças na forma da ponta do arame ocorrem (figura 12.5).

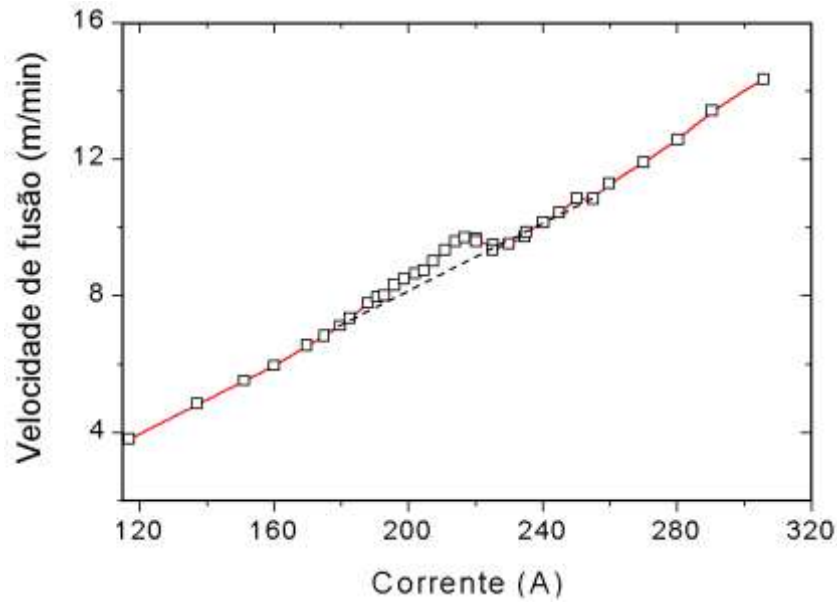


Figura 12.3 - Variação da velocidade de fusão com a corrente de soldagem em uma máquina de corrente constante. Eletrodo de aço carbono de 1,0 mm e extensão de 10 mm e gás de proteção: Ar-5%CO₂ (Nunes, 1982).

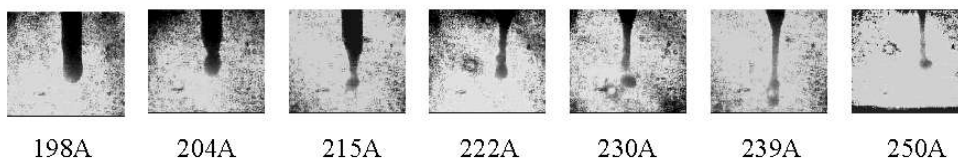
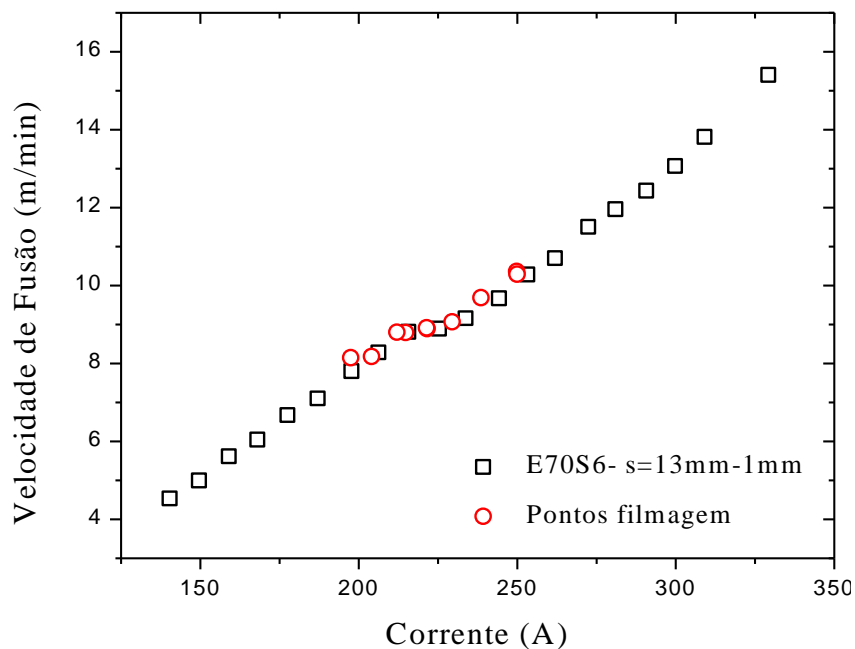


Figura 12.4 – Mudança no formato da ponta do eletrodo na faixa de corrente em que se observa a irregularidade na velocidade de fusão do arame. Quadrados - resultados originais. Círculos - testes que foram filmados. Gás de proteção: Ar-2%O₂.

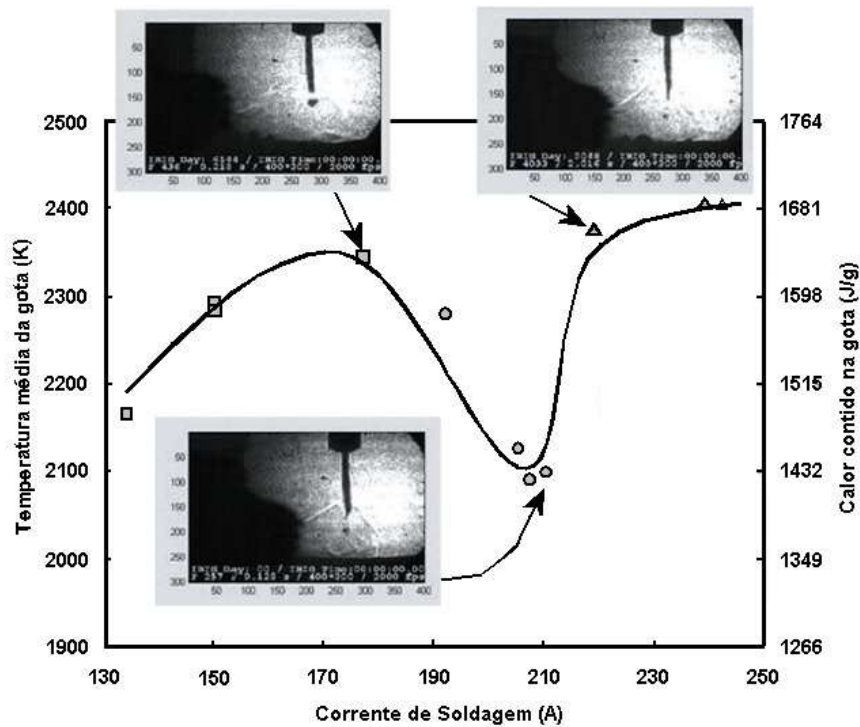


Figura 12.5 – Variação da temperatura média da gota de metal de adição com a corrente na soldagem com arame ER316L de 1,1 mm. Gás de proteção: Ar-2%O₂. Adaptado de Soderstrom e colaboradores (2011).

A velocidade de fusão pode ser alternativamente expressa em termos de massa de arame fundida por unidade de tempo (**taxa de fusão, w_m**). A passagem de w para w_m é simples quando se conhece a densidade (ρ) e o diâmetro (d) do arame:

$$w_m = \left(\frac{\pi d^2}{4} \right) \rho w \quad (12.25)$$

A **taxa de deposição** (z_m), isto é, a massa de metal de adição depositada na solda por unidade de tempo, está relacionada com a taxa de alimentação através da expressão:

$$z_m = \varphi w_m \quad (12.26)$$

onde φ é a **eficiência de deposição**. Este parâmetro é inferior a um quando a única fonte de metal de adição é o arame. Contudo, quando existem fontes adicionais (por exemplo, adições metálicas na forma de pó em fluxos ou em revestimentos de eletrodo), a eficiência de deposição pode ser maior do que um. A figura 12.6 mostra intervalos típicos da taxa de deposição para alguns processos de soldagem.

Diferentes técnicas podem ser usadas para aumentar estes intervalos. Na soldagem SAW, pode-se adicionar pó metálico à junta, o qual é fundido e incorporado à solda. Na soldagem GTAW mecanizada, é possível pré-aquecer o arame de adição pela passagem de uma corrente elétrica através do mesmo (soldagem com “arame quente”).

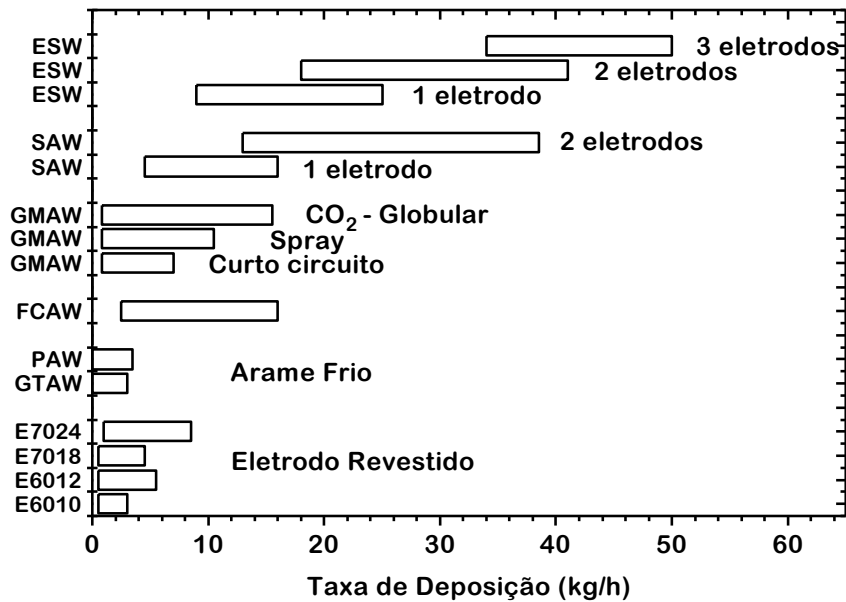


Figura 12.6 - Taxas de deposição usuais de alguns processos de soldagem (Cary, 1994).

13. Estabilidade do Processo:

13.1. Introdução:

Para a utilização adequada do arco elétrico em uma operação de soldagem é fundamental que esse apresente um certo nível de "estabilidade". Por exemplo, na soldagem com corrente alternada, o arco deve ser capaz de se reacender toda vez que a polaridade dos eletrodos for invertida, e isto deve perturbar o sistema ao mínimo de forma a não dificultar a operação. Extinções frequentes do arco, transferência de metal irregular ou para fora da poça de fusão, variações inesperadas do comprimento do arco ou da sua orientação são outros exemplos de condições associadas com um "arco instável". Como resultado desta condição, pode-se ter uma maior chance da formação de descontinuidades na solda, maior nível de respingos e irregularidades no formato do cordão. Deve-se enfatizar, contudo, que, como apresentado acima, o termo "arco instável" ou "soldagem instável" pode estar associado com vários diferentes aspectos da operação de soldagem como, por exemplo, transferência de metal, aspectos térmicos ou elétricos da coluna do arco, fenômenos diversos nas regiões de queda anódica ou catódica ("raiz do arco"), contaminações no metais de adição ou de base, interação com campos magnéticos, características do equipamento de soldagem ou problemas com o mesmo (incluindo peças desgastadas ou sujas), etc.

Portanto, o termo "estabilidade" do arco, ou do processo, deve ser utilizado com cuidado e, sempre que possível, o fator considerado em cada caso deve ser claramente explicitado. Além disso, e em função do exposto acima, a definição e o estabelecimento de uma metodologia para medir ou comparar a estabilidade do arco podem apresentar um grau razoável de dificuldade e, se usadas sem cuidado, gerar confusão. Finalmente, deve-se lembrar que a estabilidade do arco não é o único fator importante a se considerar em uma operação de soldagem e que outros (produtividade, custo, formato do cordão, propriedades, etc) podem tornar necessária a adoção de soluções de compromisso com alguma perda na estabilidade do processo.

13.2. O Arco em Corrente Alternada:

Possivelmente, o fator mais importante ligado à estabilidade do processo na soldagem com corrente alternada é a mudança de polaridade do arco a cada semi-ciclo de corrente. Assim, torna-se necessário o arco se apagar e se reacender, com uma polaridade diferente, a cada semi-ciclo. Adicionalmente, como as características físicas e geométricas dos eletrodos usados em soldagem são diferentes, ocorrem mudanças nas características de operação (principalmente nos mecanismos de emissão de elétrons no cátodo) a cada semi-ciclo.

Corrente alternada é utilizada principalmente nos processos SMAW (eletrodos revestidos), GTAW (TIG) e SAW (arco submerso). No processo TIG em particular (figura 13.1) tem-se, no semi-ciclo em que o eletrodo de tungstênio é negativo (semi-ciclo negativo), condições para a emissão de elétrons por efeito termiônico enquanto que, na outra metade do ciclo (semi-ciclo positivo), a emissão de elétrons tem de ser por algum outro mecanismo ([seção 8.2](#)) para a maioria dos metais de base comumente utilizados. Assim sendo, este semi-ciclo é caracterizado por uma maior tensão do arco e um maior aquecimento do eletrodo de W. Adicionalmente, devido à destruição da oxidação superficial para a emissão de elétrons, o semi-ciclo positivo é também caracterizado pela conhecida ação de limpeza superficial importante na soldagem TIG do alumínio, mas também responsável por uma menor estabilidade da raiz do arco (neste caso, o cátodo) que apresenta uma grande mobilidade associada à necessidade do cátodo se fixar em pontos de oxidação para a emissão de elétrons.

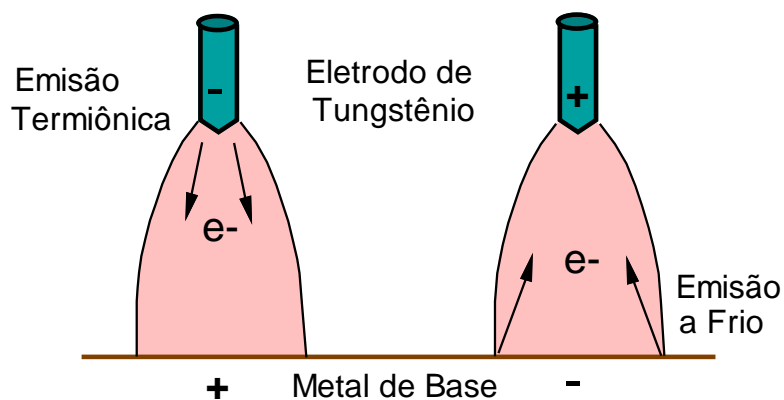


Figura 13.1 - Condições de emissão de elétrons no arco TIG com corrente alternada.

A figura 13.2 mostra, esquematicamente, oscilogramas de corrente e tensão para o arco TIG com corrente alternada (com uma máquina de corrente constante). O arco é apagado na

mudança de polaridade, assim, no início do ciclo a tensão tende a subir até um valor característico (U_{C+} ou U_{C-}) quando ocorre a reignição do arco. Os valores de U_{C+} e U_{C-} dependem de características do arco, como tipo de cátodo, ionização residual da coluna, etc, sendo, em geral diferentes. No caso da soldagem TIG, U_{C+} tende a ser maior do U_{C-} devido ao mecanismo de emissão de elétrons menos favorável que opera quando o eletrodo é positivo. Após a reignição do arco, a tensão cai para o seu valor de operação (que, pelo mesmo motivo acima, é maior para o semi-ciclo em que o eletrodo é positivo). Ao mesmo tempo, a corrente passa ao valor dado pela fonte (corrente alternada com curva característica de corrente constante) saindo de um valor inicial próximo de zero (corrente residual). Ao final de cada semi-ciclo, com a tensão tendendo para zero, o arco volta a se apagar.

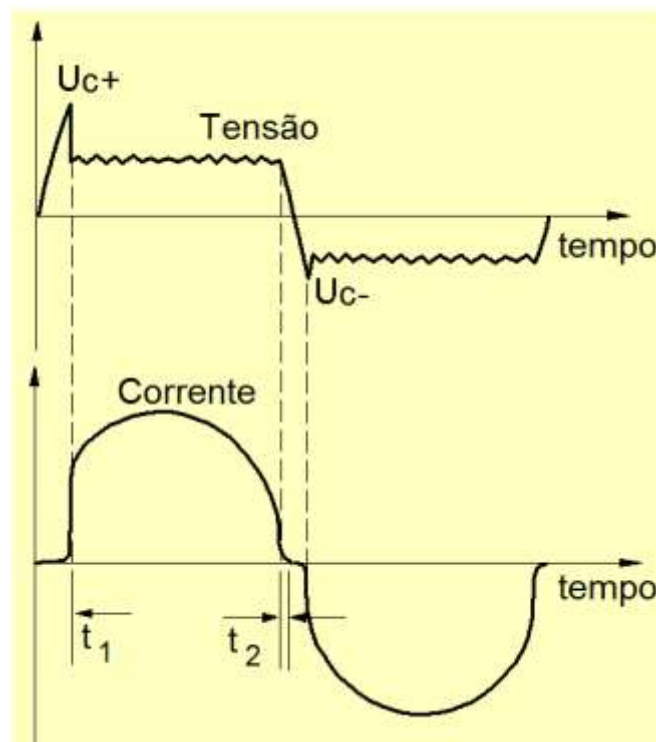


Figura 13.2 - Variações de corrente e tensão na soldagem TIG com corrente alternada (esquemático). t_1 e t_2 são os tempos durante os quais o arco permanece apagado no início e término de cada semi-ciclo. U_{C+} e U_{C-} são as tensões de reignição dos arcos nos semi-ciclos positivo e negativo, respectivamente.

Os tempos em que o arco permanece apagado (t_1 e t_2) no início e término de cada semi-ciclo tendem a ser maiores quando o eletrodo é positivo (figura 13.2) em função da maior tensão necessária para a abertura e operação do arco neste período. Em alguns casos, o arco pode mesmo permanecer apagado durante todo este período. Assim sendo, a corrente média ao

longo de um ciclo de corrente, igual à componente de corrente contínua poderá ser diferente de zero:

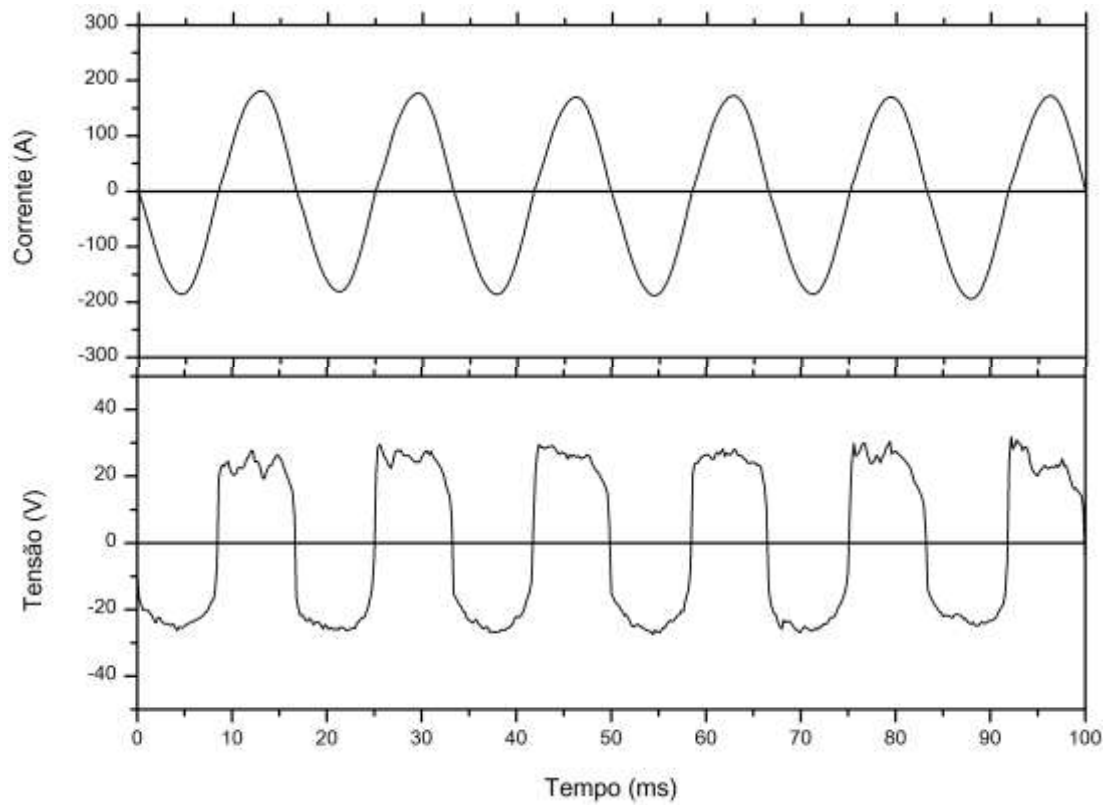
$$I_{CC} = \frac{1}{T} \int_0^T i dt \neq 0$$

Isto é, neste caso o arco elétrico poderá atuar como um retificador parcial da corrente (alternada) de soldagem. Este efeito será mais pronunciado quanto maior for a diferença entre as tensões de reignição do arco nos dois semi-ciclos de corrente. Neste sentido, a utilização de eletrodos de tungstênio puro em lugar de eletrodos dopados favorece uma redução na retificação da corrente pelo arco uma vez que os primeiros tendem a apresentar uma maior queda de tensão no cátodo. A componente contínua da corrente é indesejável uma vez que ela causa um aquecimento adicional na máquina (transformador) de soldagem.

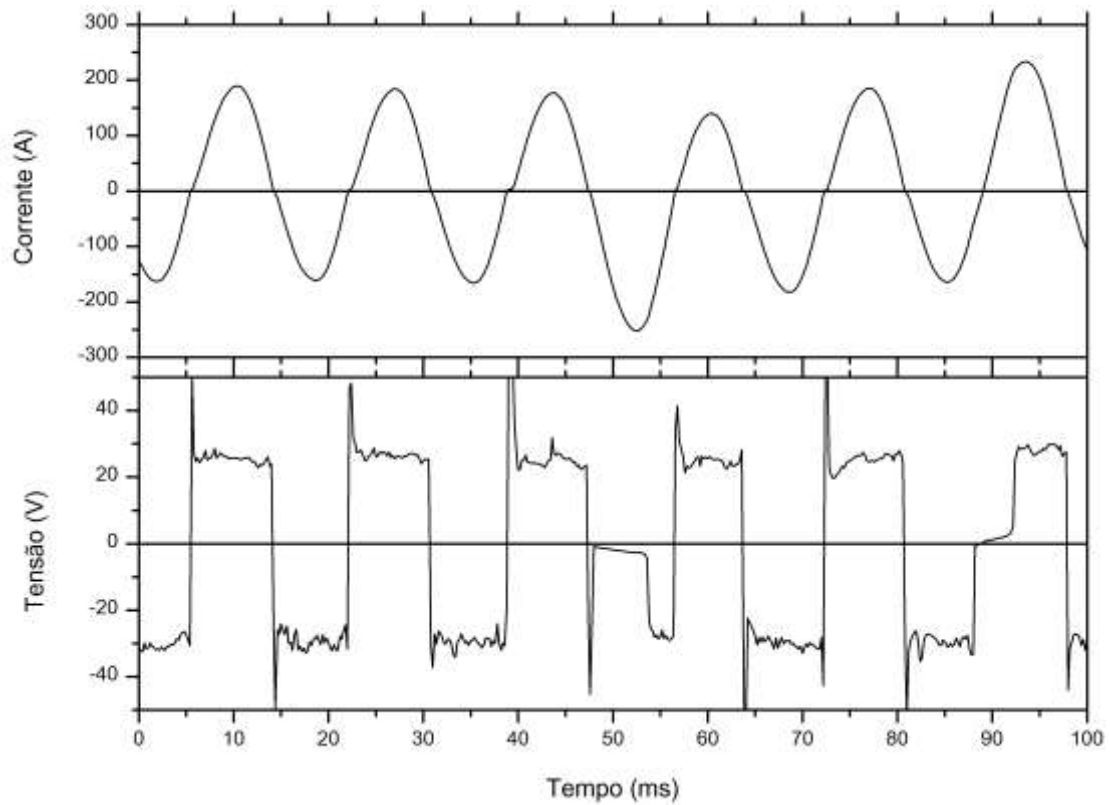
Existem diversas técnicas para reduzir a retificação parcial da corrente de soldagem e a chance de apagamento de semi-ciclos de corrente. Estas técnicas incluem, por exemplo, a utilização de fontes de tensão em vazio mais elevada, a sobreposição, à corrente de soldagem, de um sinal de alta tensão (2-4 kV) e alta frequência (300 kHz a 5 MHz) para facilitar a abertura do arco e a utilização de fontes com uma saída de corrente quadrada (em lugar da saída senoidal típica de uma fonte convencional de corrente alternada).

Assim, as características operacionais do arco no processo TIG com corrente alternada dependem de uma série de fatores, tais como características do eletrodo, do metal de base (por exemplo, composição química e estado superficial), da atmosfera do arco (potencial de ionização, condutividade térmica, etc) e as características da própria máquina de soldagem. Por outro lado, o problema de estabilidade, ou desempenho, do processo pode estar associado com tendência ao apagamento do arco, movimento desordenado do arco ("arc wandering"), grandes flutuações nos parâmetros de soldagem, superaquecimento do equipamento, tendência à formação de cordão irregular, etc.

Um comportamento similar pode ser encontrado em outros processos de soldagem a arco, particularmente na soldagem com eletrodos revestidos, quando operando em corrente alternada. Neste caso, contudo, a composição química e outras características do revestimento e da escória gerada a partir deste desempenham um papel fundamental nas características do processo (figura 13.3).



(a)



(b)

Figura 13.3 - Oscilogramas de corrente e tensão da soldagem com eletrodos revestidos de 3,25 mm com corrente alternada: (a) eletrodo rutílico e (b) eletrodo celulósico (eletrodo inadequado para ser usado com CA).

Componentes do revestimento, ou fluxo, de baixo potencial de ionização (K e Na) podem ser vaporizados para a atmosfera do arco facilitando a manutenção de sua ionização e, particularmente, a sua reignição. Óxidos e outros componentes de escórias podem também facilitar a emissão de elétrons pelo cátodo. Por outro lado, a vaporização de elementos com elevada afinidade por elétrons, particularmente o flúor (presente no revestimento como fluorita, CaF_2), tendem a formar íons negativos (F^-), os quais, devido à sua massa muito superior à dos elétrons, dificultam a condução da corrente elétrica no arco. A recombinação de componentes de elevada afinidade (por exemplo, $\text{K}^+ + \text{F}^- \rightarrow \text{KF}$) pode também dificultar a reignição do arco em corrente alternada. O efeito dos componentes do revestimento pode depender da polaridade do ciclo. Os íons negativos (F^-) são produzidos em maior quantidade junto ao eletrodo onde o revestimento é fundido e submetido a maiores temperaturas. Quando o eletrodo está positivo, os íons negativos são atraídos pelo próprio eletrodo tendendo a ser neutralizados rapidamente. Com o eletrodo negativo, estes íons permanecem na atmosfera do arco reduzindo a sua condutividade (Wegrzyn, 1969).

Em um estudo exploratório, Scotti et al. (1984) avaliaram as diferenças nos oscilogramas de diferentes classes de eletrodo revestido soldados com corrente alternada e contínua. Para eletrodos básicos, foram observados maiores tensões de reignição do arco para o ciclo positivo (U_{C+}), embora a tensão de operação do arco tendesse a ser menor neste ciclo. Resultados similares, quanto a U_C , foram também observados para eletrodos celulósicos enquanto que, para eletrodos rúflicos, picos de U_C não foram observados. Para caracterizar numericamente a estabilidade do arco com eletrodos revestidos em CA, Farias & Scotti (1985) utilizaram um índice B ($1/\Omega\text{s}$) de estabilidade do arco, proposto por Pokhodnya (1980):

$$B = \frac{2\pi f I_C}{V_C \left[\arcsen\left(\frac{U_C}{V_0 \sqrt{2}}\right) - \phi \right]}$$

onde I_C e U_C são, respectivamente, os valores da corrente (A) e da tensão (V) na reignição do arco, U_0 é a tensão em vazio da fonte, ϕ é o ângulo de fase entre a corrente e a tensão e f é a frequência da rede (Hz). A figura 13.4 ilustra uma utilização do índice B para a avaliação da estabilidade do arco em corrente alternada de eletrodos revestidos básicos com diferentes teores de fluorita e carbonato de cálcio no revestimento.

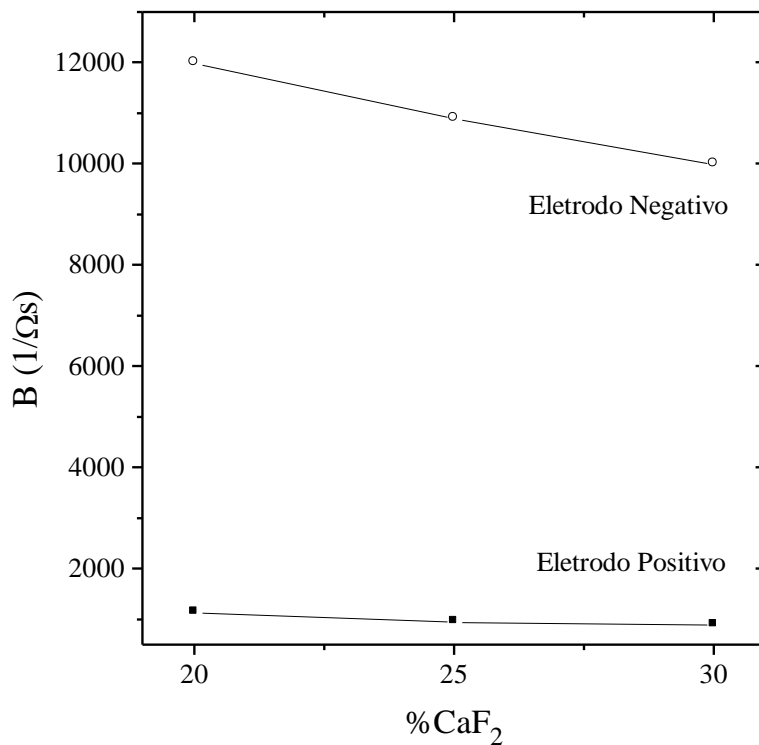


Figura 13.4 - Influência do teor de fluorita no revestimento de um eletrodo básico (%CaF₂ + %CaCO₃ = 50%) na sua estabilidade em CA, (Farias & Scotti, 1985).

13.3. O Arco em Corrente Contínua:

O arco elétrico apresenta uma estrutura caracterizada por suas regiões de queda e a coluna do arco. Destas, a região catódica afeta de forma importante a estabilidade geral do arco por ser a sua fonte primária de elétrons. No arco TIG, com o eletrodo de tungstênio operado como o cátodo, os elétrons são emitidos por efeito termiônico e as características do eletrodo (geometria, condições de refrigeração, composição química, contaminações) têm fundamental importância nas características operacionais do arco. Por outro lado, a coluna do arco e a região anódica também são importantes para as características operacionais do arco TIG. No caso da coluna, a composição do gás de proteção (particularmente, a presença de hélio ao mesmo) afeta as suas propriedades físicas, por exemplo, o seu potencial de ionização, condutividade térmica e densidade. Diversos aspectos relativos à influência das regiões de queda e da coluna do arco na operação do arco TIG e de outros processos já foram discutidos nas seções anteriores deste trabalho.

Na soldagem com eletrodo consumível, particularmente na soldagem GMAW, a transferência de metal de adição pode exercer uma influência importante na estabilidade operacional do arco. Por outro lado, a forma de transferência de metal também pode ser fortemente influenciada pelas características operacionais do arco elétrico. Por exemplo, foi mostrado na [seção 11](#), que as diferentes formas de transferência de metal têm diferentes características operacionais e de estabilidade, sendo a transferência por spray a mais indicada do ponto de vista de sua estabilidade. Por outro lado, um processo operando com transferência globular ou por curto-circuito tende a apresentar uma menor estabilidade, o que se traduz em um maior nível de respingos, extinções ocasionais do arco, maiores flutuações de corrente ou de tensão, maior nível de ruídos e, ainda, na obtenção de um cordão com formato menos regular.

Mesmo para um processo que deveria operar com transferência por spray, diversos fatores podem, muitas vezes, levar a condições operacionais com redução de estabilidade. Por exemplo, Lucas e Amin (1975) associaram mudanças na forma de transferência com o nível de desoxidação de arames de aço para soldagem GMAW. Neste caso, arames com maior teor de oxigênio tenderiam a apresentar transferência explosiva em lugar de spray. A figura 13.5 ilustra a formação de bolhas durante a transferência spray (goticular) com alongamento na soldagem com arame de aço de baixo carbono. Neste caso, o volume dos gases formados é relativamente pequeno, pouco perturbando o processo. Um exemplo mais forte deste fenômeno é mostrado na figura 11.18.

Perturbações no arco (mudanças abruptas no comprimento de arco, no modo de transferência e no nível de corrente) e no formato do cordão na soldagem GMAW foram associadas com contaminações na superfície do arame e com desgaste do tubo de contato (Rodwell, 1985) ou com variações na composição do material (Hutt e Lucas, 1982).

Modos mistos de transferência podem ocorrer na soldagem GMAW (ver [seção 11](#)), sendo fortemente influenciados pelas características do equipamento e sua regulagem e tendendo a apresentar, em geral, um nível de estabilidade pior que o possível de ser obtido em condições de operação sem a sua ocorrência. A figura 13.6 ilustra a ocorrência de transferência mista curto-circuito-goticular observada na soldagem com um arame de aço inoxidável ferrítico (E430Ti) de 1 mm de diâmetro e proteção de Ar-2%O₂.

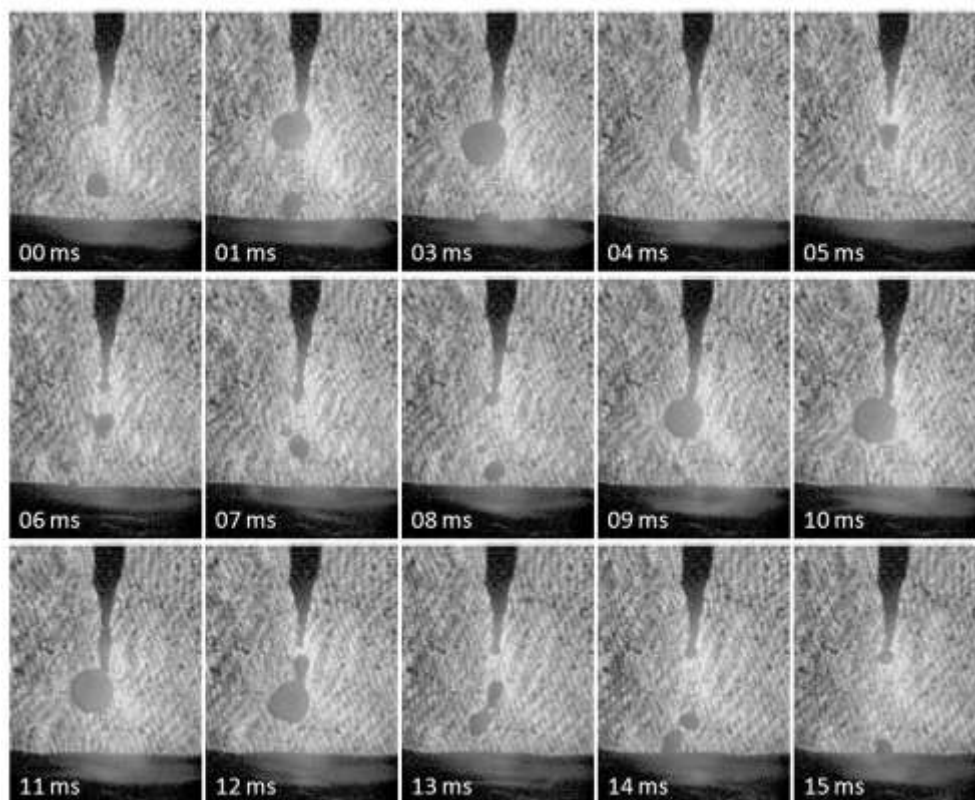


Figura 13.5 – Formação de bolhas de gás/vapor em gotas de metal líquido durante a transferência goticular com alongamento observada na soldagem GMAW de aço carbono de 1,2 mm de diâmetro. Imagens extraídas de uma filmagem de alta velocidade com sombreamento por laser. Os números nas imagens indicam o intervalo de tempo entre cada imagem e a inicial.

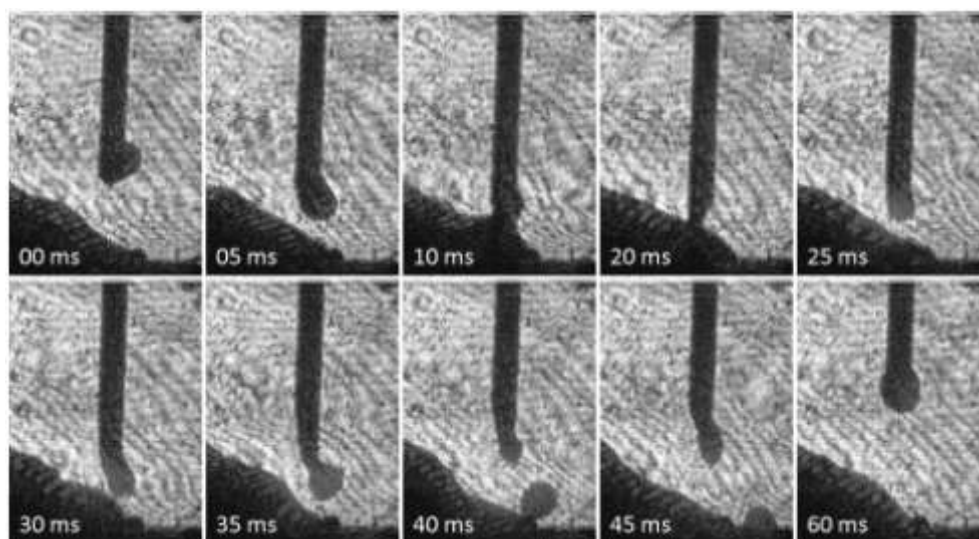


Figura 13.6 – Mudança no modo de transferência (curto-circuito e globular) observada na soldagem GMAW de aço inoxidável ferrítico com arame E430Ti de 1 mm de diâmetro e proteção de Ar-2% O₂. Imagens extraídas de uma filmagem de alta velocidade com sombreamento por laser. Os números nas imagens indicam o intervalo de tempo entre cada imagem e a inicial.

Transferência mista é comum para valores de corrente dentro da faixa de transição globular-goticular. Nesta faixa, a transição pode ocorrer através da alternância de períodos de transferência globular e goticular, tendendo aos últimos a prevalecerem à medida que a corrente de soldagem é aumentada. A figura 13.7 ilustra este efeito para testes de soldagem GMAW usando uma fonte de corrente de constante. Estas variações dependem do gás de proteção usado e das características da fonte de energia, tendendo a ser muito mais fortes em operação com imposição da tensão (figura 13.8).

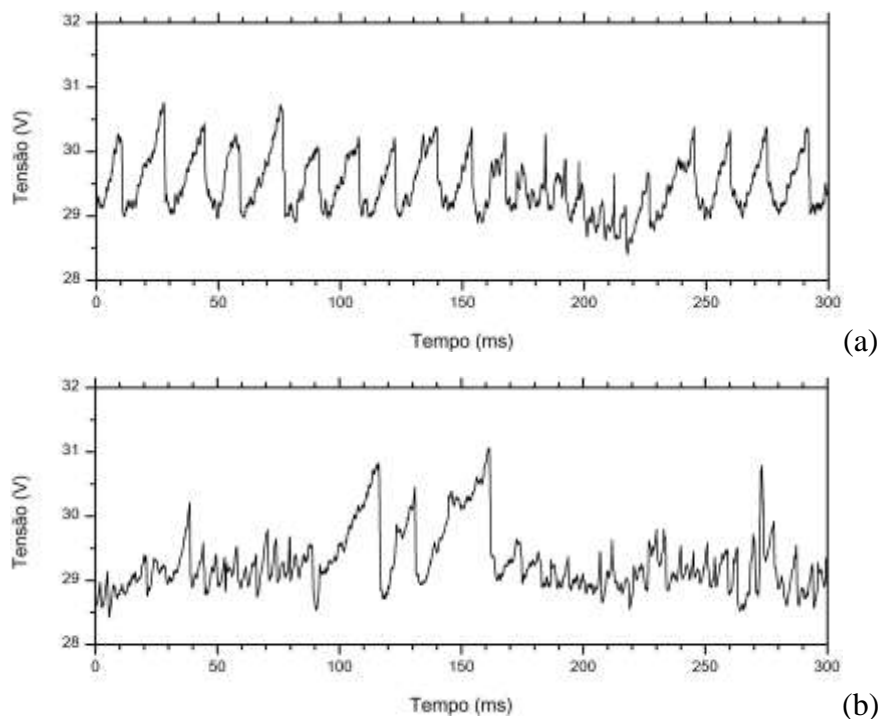


Figura 13.7 – Mudanças no período de transferência observados em sinais de tensão durante testes de soldagem GMAW com arame AWS ER70S6 (1,2 mm) e proteção de Ar-2%O₂, realizados com a fonte operando em corrente constante: (a) 234 A, (b) 244 A.

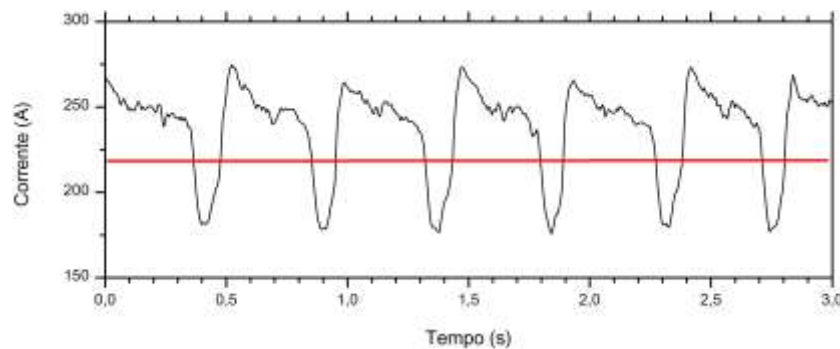


Figura 13.8 – Variações de corrente em um teste de soldagem GMAW com arame AWS ER70S6 (1,2 mm), proteção de Ar-4%CO₂ e uma fonte de tensão constante. Velocidade de alimentação: 4 m/min. A linha vermelha indica o valor aproximado da corrente de transição.

Uma mudança da forma de transferência, de spray para globular repulsiva, foi observada, quando o comprimento do arco foi reduzido na soldagem GMAW de aços com gases de proteção de baixo potencial de oxidação (Modenesi, 1994). Esta mudança foi acompanhada por alterações no formato do arco e por um aumento na quantidade de fumos e respingos gerados. Um exemplo deste fenômeno é mostrado na figura 13.9. Observa-se, em um teste feito com uma fonte de corrente constante e proteção de argônio puro, um aumento abrupto da tensão (de cerca de 10 V) sem que qualquer alteração na regulagem das condições de soldagem tenha sido feita. Após este aumento da tensão, o modo de transferência muda de goticular com alongamento para globular repulsivo, sendo também observado um aumento da luminosidade do arco. Estas alterações foram associadas a mudanças no mecanismo de emissão de elétrons na região catódica (seção 8), que sofre uma contração e passa a operar sobre a poça de fusão com uma maior tensão de queda catódica. A contração da região catódica altera o formato do arco (figura 13.10) e, desta forma, a direção do fluxo de gases neste (seção 10), o balanço de forças na ponta do eletrodo e, assim, afeta o modo de transferência (seção 11).

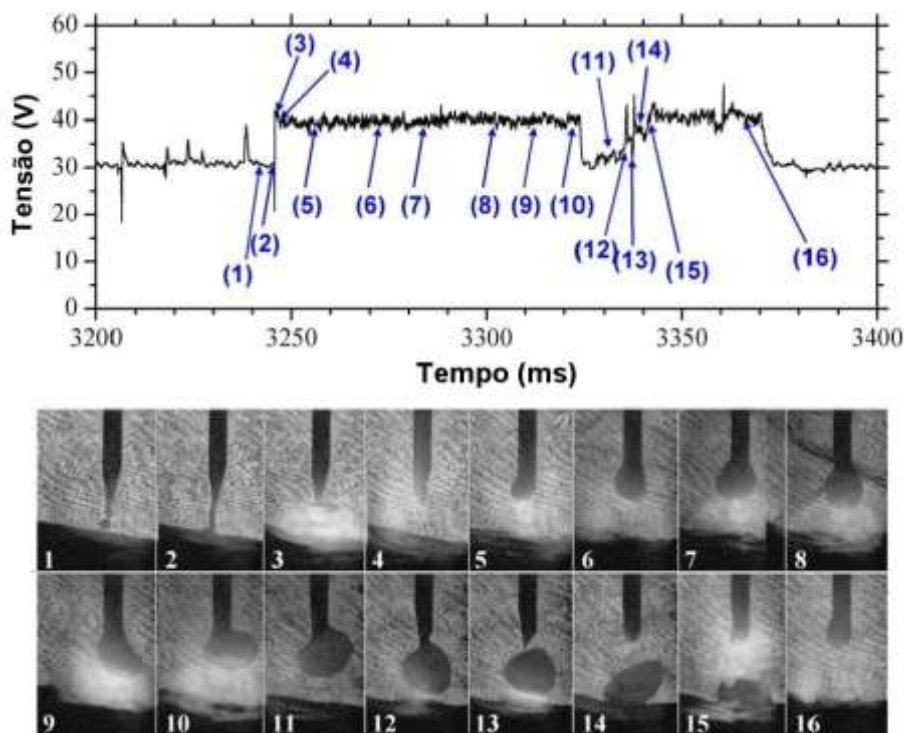


Figura 13.9 – Mudança no modo de transferência (de goticular com alongamento para globular repulsiva) ocorrendo junto um aumento abrupto da tensão de soldagem durante um teste de soldagem GMAW, com arame AWS ER70S6 de 1,2 mm de diâmetro e proteção de Ar puro, realizado com a fonte operando em corrente constante.

A mudança no mecanismo de emissão de elétrons parece ser favorecida pela ocorrência de curto-circuito de curta duração, existindo indícios de que, em transferência por curto-circuito, este fenômeno pode ocorrer mesmo com gases com maior potencial de oxidação (figura 13.11).

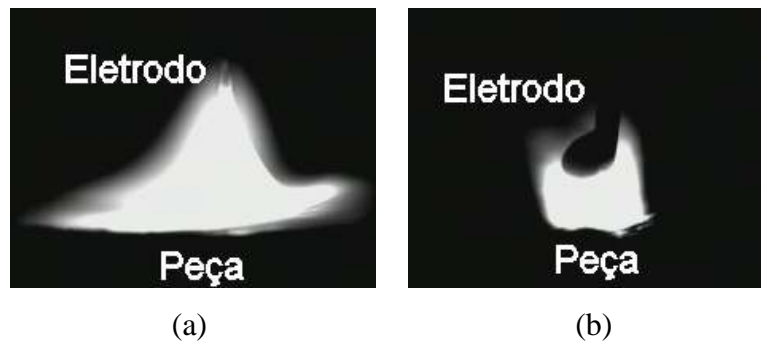


Figura 13.10 – Mudança no formato do arco associada com o modo de operação da região catódica. (a) Modo estável, transferência goticular. (b) Modo instável, transferência globular repulsiva. Teste de soldagem GMAW, com arame AWS ER70S6 de 1,2 mm e proteção de Ar puro, realizado com uma fonte de tensão constante. Fotografias tiradas sem o uso de sombreamento por laser para realçar as mudanças no formato do arco.

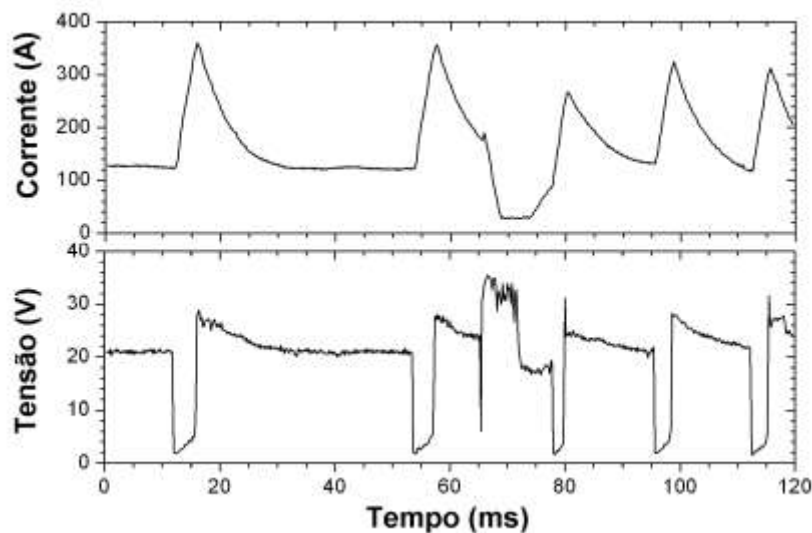


Figura 13.11 – Ocorrência (para $t \approx 65$ ms) de um patamar de tensão e uma forte queda na corrente de soldagem na soldagem GMAW de aço carbono com transferência por curto-circuito e proteção de Ar-25%CO₂.

Curto-circuitos rápidos, além de serem um possível gatilho para a formação de patamares anormais de tensão, como discutido acima, causam uma forte perturbação no arco e são uma importante fonte de respingo. A figura 13.12 mostra oscilogramas de corrente e tensão de um teste de soldagem GMAW com proteção de CO₂ que exibem a ocorrência de repetidos curto-circuitos rápidos, com duração inferior a 1 ms.

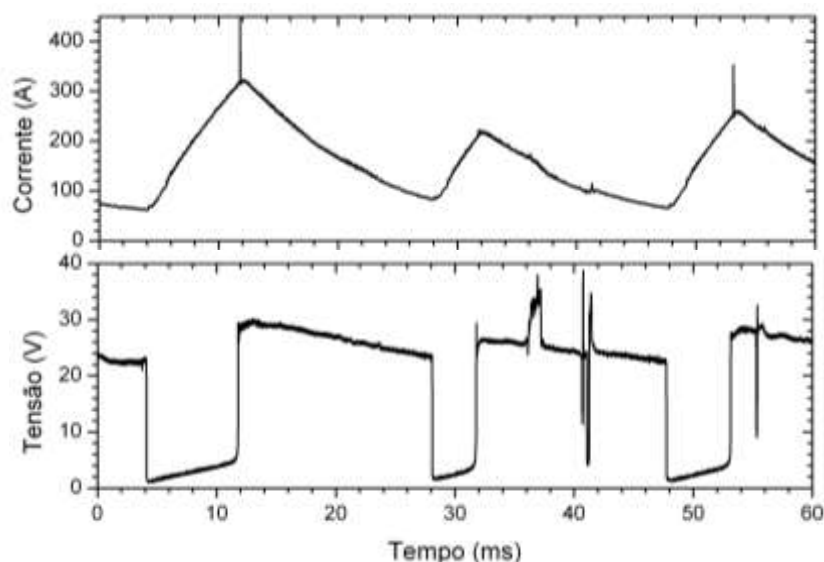


Figura 13.12 – Ocorrência (para $t \approx 35$ ms) de um patamar de tensão e (para $t \approx 40$ e 55 ms) de curtos-circuitos rápidos (em cerca de 41 e 55 ms) na soldagem GMAW de aço carbono (arame de $1,2$ mm) com transferência por curto-circuito e proteção de CO_2 .

A figura 13.13 mostra a ocorrência de um curto-circuito rápido na soldagem GMAW de um curto-circuito rápido na soldagem de aço carbono com transferência goticular com alongamento. Pode-se observar a forte reação na gota e na poça de fusão (para o tempo de 2 ms) e a alteração do modo de transferência momentaneamente para globular. Essa forma de transferência, com a formação do filete de metal líquido cuja ponta se aproxima da poça de fusão, favorece a ocorrência de curtos-circuitos rápidos, o que é um fator que reduz a sua estabilidade (em relação à transferência goticular axial).

Em operação com transferência por curto-circuito, a formação de curtos rápidos depende de fatores ainda não bem estudados. A distribuição da duração de curtos circuitos medida em um teste de soldagem GMAW com uma arame de aço inoxidável austenítico é apresentada na figura 13.14. Para as condições usadas, pode-se observar a existência de dois picos nesta distribuição. Um pico com valor inferior a $0,5$ ms, correspondente aos curtos-circuitos rápidos e outro, com valor próximo a 6 ms, associado com os curtos-circuitos com transferência de metal. Notar, ainda, que, nas condições usadas, o número de curtos-circuitos rápidos foi muito elevado, correspondendo a cerca de um terço do total.

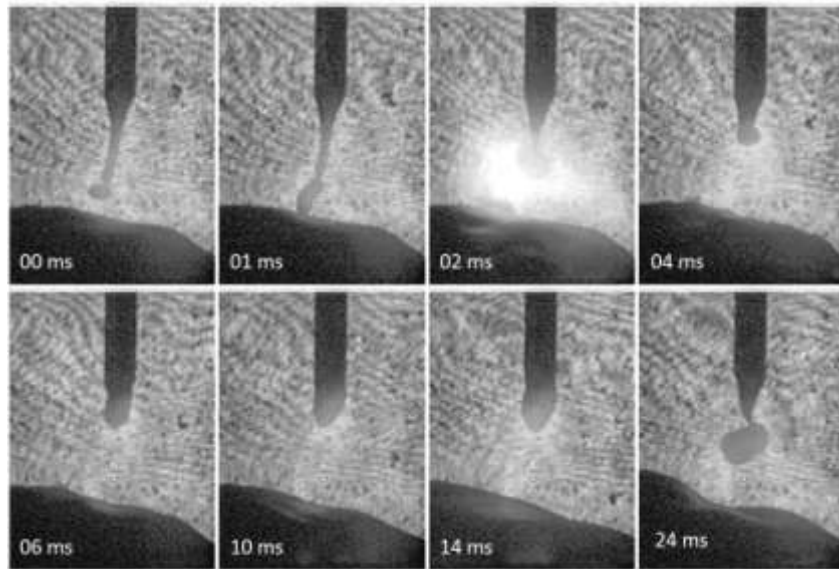


Figura 13.13 – Ocorrência (para $t = 2$ ms) de um curto-circuito rápido (duração inferior a 1 ms). Observe a perturbação na poça de fusão, a repulsão da poça de metal líquido na ponta do eletrodo e a alteração no modo de transferência. Soldagem GMAW com arame de aço carbono (1,2 mm), transferência goticular e proteção de argônio puro.

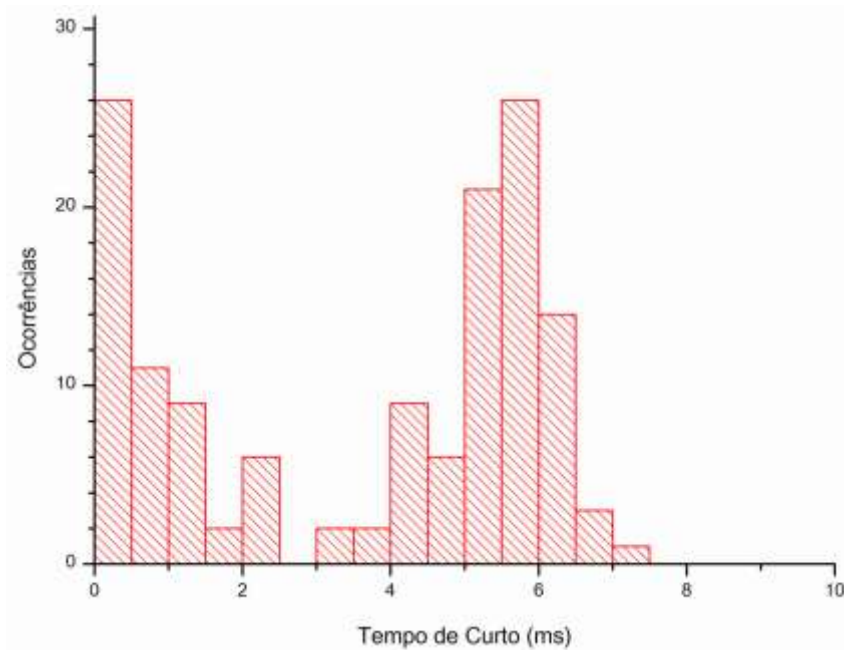


Figura 13.14 – Distribuição dos tempos de duração de curtos-circuitos em um teste de soldagem GMAW com arame de aço inoxidável ER308 (1,2 mm) com proteção de Ar-2%O₂.

Além de sua formação durante a ocorrência de curtos-circuitos de pequena duração, respingos são também comumente formados, com este tipo de transferência, ao final do curto-circuito, durante a ruptura da ponte de metal líquido sob a influência de uma corrente de soldagem elevada (ver, por exemplo, as figuras 11.4 e 13.15).

Na soldagem GMAW em geral e na operação com transferência por curto-circuito em particular, a estabilidade do processo, incluindo o nível de respingos formados depende dos parâmetros de soldagem empregados e pode, em princípio, ser caracterizada pela análise destes durante a soldagem. Na transferência por curto-circuito com uma fonte de tensão constante e, para uma dada velocidade de alimentação de arame, a estabilidade do processo tende a melhorar, para uma condição inicial com uma tensão de soldagem muito baixa, quando esta tensão é aumentada. Contudo, após passar por um ponto de melhor estabilidade, esta tende a se deteriorar a medida que a forma de transferência muda para globular com o aumento da tensão. Esta condição de melhor estabilidade é, em geral, identificada por soldadores experientes pelo som emitido pelo processo. Diversos trabalhos têm associado esta condição com a ocorrência de um valor máximo (ou mínimo) em algum parâmetro característico da transferência por curto-circuito. Estes incluem, por exemplo, o tempo médio (ou período) entre curtos-circuitos, figura 11.7, o desvio padrão da corrente de curto-circuito e o desvio padrão da corrente de operação.

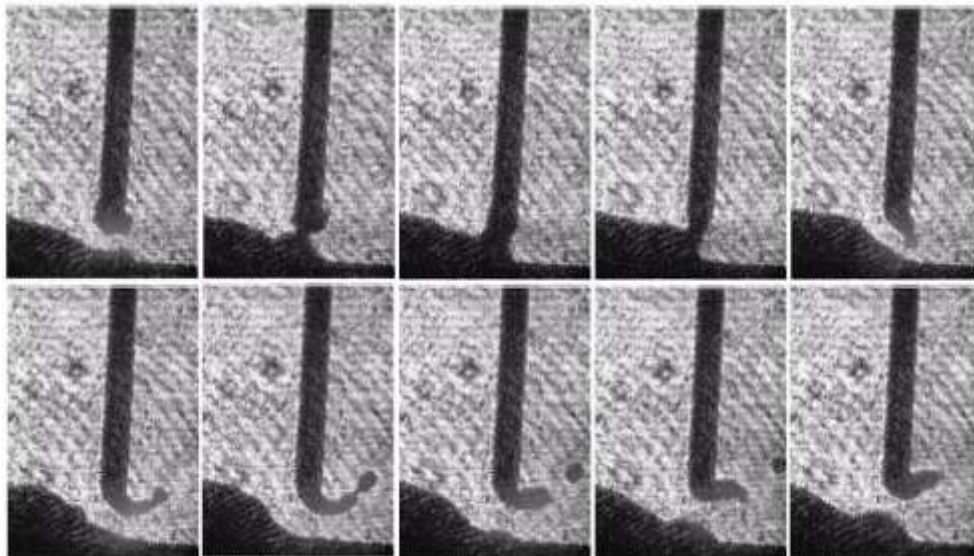
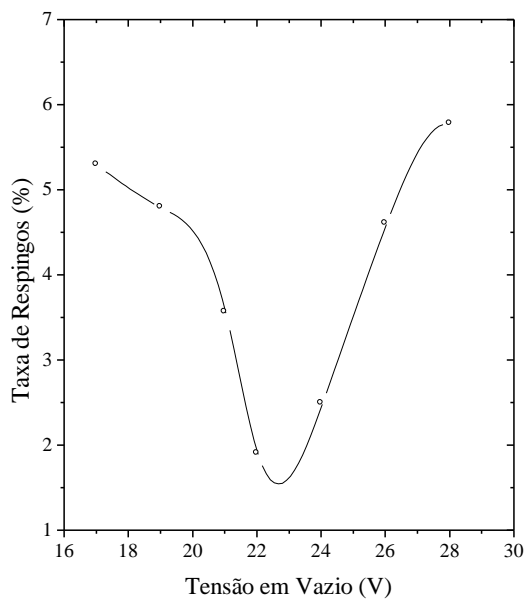


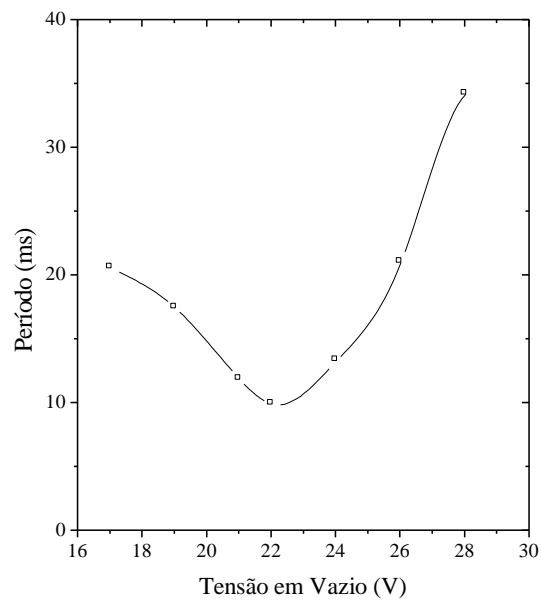
Figura 13.15 – Formação de respingo ao final de um curto-circuito durante a soldagem GMAW com um arame de aço inoxidável ferrítico de 1 mm de diâmetro e proteção de Ar-2%O₂. Intervalo de tempo entre quadros: 2 ms.

A figura 13.16 mostra a variação de parâmetros característicos da soldagem com transferência por curto-circuito (período, corrente média e duração do curto) e da quantidade de respingos gerados em uma série de testes com 16 arames de aço (AWS ER70S6) de 0,8 mm de diâmetro. Supondo que, neste caso, a estabilidade do processo seja inversamente proporcional à quantidade de respingos formada, pode-se considerar que a melhor estabilidade do processo

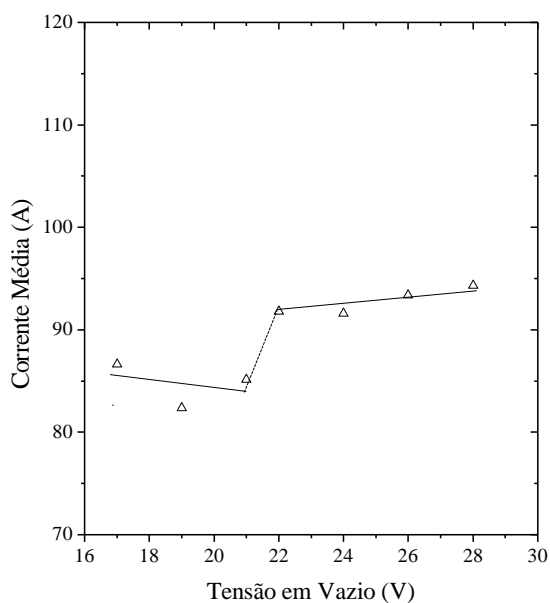
é obtida para tensões entre 22 e 23 V (figura 13.16a). Pode-se observar ainda que, nesta faixa de tensões, o período de curto-circuito (figura 13.16b) passa por um mínimo enquanto que a corrente e o tempo de curto-circuito sofrem mudanças de comportamento (figura 13.16c e d), indicando uma mudança de comportamento do processo associado com a condição de máxima estabilidade operacional.



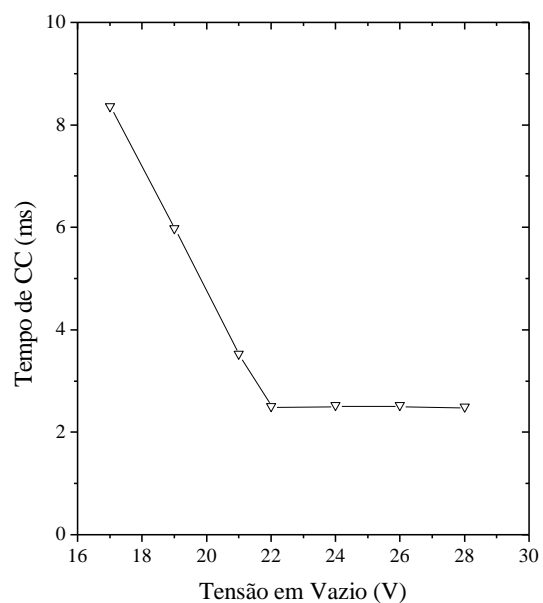
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 13.16 - Variação da quantidade de respingos (a), período de curto-circuito (b), da corrente média de soldagem (c) e da duração média do curto-circuito (d) com a tensão de vazio. Arame: AWS ER70S6 de 0,8 mm. Gás: CO₂ (Modenesi & Avelar, 1999). Obs.: Cada ponto corresponde a média de 16 ensaios com arames diferentes.

Comportamento similar pode também ser observado para outros parâmetros associados com a transferência por curto-circuito. Adicionalmente, diferentes autores têm proposto parâmetros derivados destes parâmetros mais simples com o objetivo de possibilitar uma determinação mais objetiva da estabilidade de processos de soldagem (ver, por exemplo, Mita et al., 1988).

A estabilidade da soldagem com transferência por curto-circuito é também fortemente dependente das características do equipamento utilizado, particularmente as suas características estáticas ("slope") e dinâmicas ("indutância"), ver [seção 11.2](#).

Para os diferentes processos de soldagem a arco e diferentes condições de operação, aspectos construtivos e de manutenção do equipamento e, além disto, a condição dos consumíveis de soldagem podem ter uma influência decisiva na estabilidade do processo. Por exemplo, o uso de eletrodos revestidos deteriorados ou com excesso de umidade dificulta a soldagem com este processo. Por outro lado, na soldagem GMAW, a não remoção periódica dos respingos pode levar à obstrução do fluxo adequado do gás de proteção com efeitos nas condições operacionais. Neste mesmo processo, o aumento do atrito do arame com o sistema de alimentação ou o seu agarramento ao bico de contato podem tornar a operação instável.

A figura 13.17 mostra a evolução dos sinais de corrente e tensão de soldagem em um ensaio de soldagem GMAW de cerca de um minuto de duração usando um eletrodo de aço carbono de 1,2 mm de diâmetro alimentado a 10,5 m/min e com proteção de Ar-25%CO₂. Observa-se o degradação progressiva das condições de soldagem revelada pelo aparecimento de oscilações nos sinais de corrente e tensão. Estas oscilações foram acompanhadas por flutuações no comprimento do arco e no formato do cordão e trepidações crescentes no sistema de alimentação do arame levando, em casos extremos à interrupção da operação de soldagem. Este tipo de problema foi associado com a degradação das condições de alimentação do arame devido a problemas na sua camada superficial de cobre.

Nas últimas duas décadas, o desenvolvimento de fontes com controle eletrônico teve um grande impulso, com estas se tornando cada vez mais usadas industrialmente. Estas fontes apresentam um tempo de resposta muito inferior ao das fontes convencionais e permitem um ajuste dinâmico de suas características operacionais durante as diferentes etapas da transferência de metal de adição, isto é, com estas fontes é, em princípio, possível ajustar as

características do equipamento para atender as diferentes etapas da transferência de metal. Consequentemente, em paralelo ao desenvolvimento destas fontes, novas técnicas de controle da transferência de metal, tanto em spray como por curto-circuito, têm sido propostas e adotadas com os novos equipamentos de soldagem (ver, por exemplo, Mita, 1989 e Norrish, 1990 - capítulos 3 e 7).

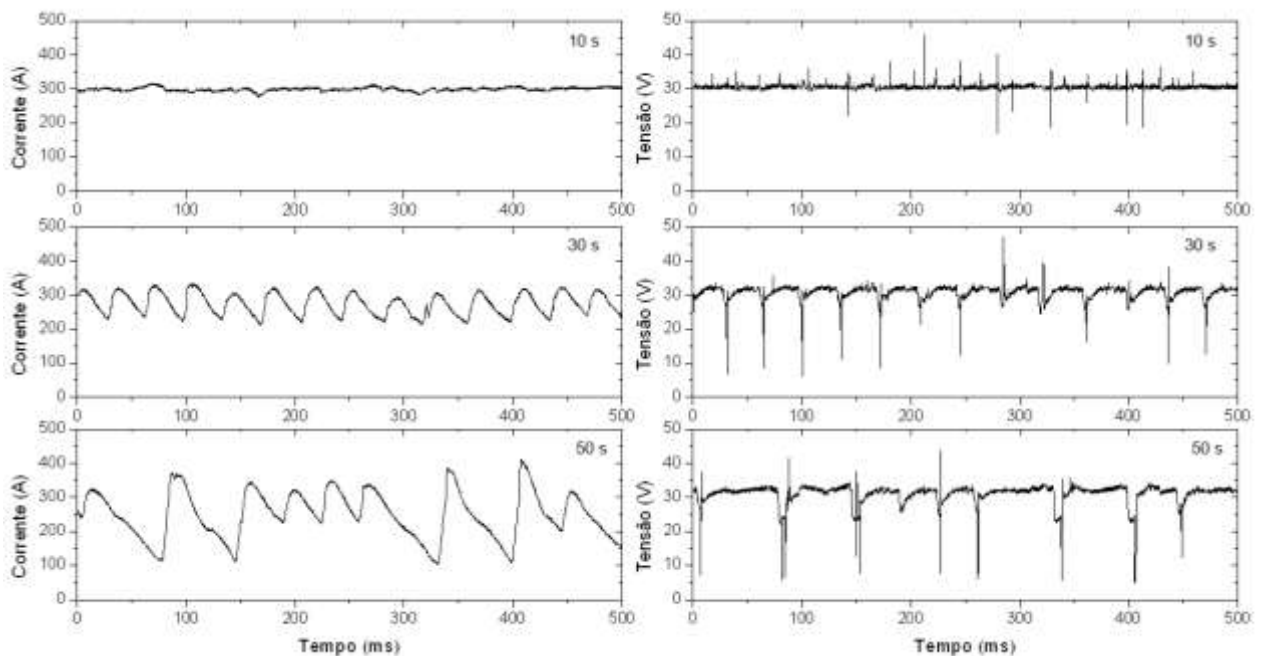


Figura 13.17 – Oscilogramas de corrente e tensão de soldagem obtidos em diferentes tempos (10, 30 e 50s) durante um ensaio com um arame AWS ER70S6 de 1,2 mm alimentado a 10,5 m/min. Gás: Ar-25%CO₂.

14. Variáveis da Soldagem a Arco

14.1. Introdução:

Durante a soldagem, um soldador, ou operador, controla um certo número de fatores que podem afetar o formato final do cordão, as condições gerais de operação e outras características da solda. Por exemplo, na soldagem manual com eletrodos revestidos, o soldador pode alterar a velocidade de deslocamento ao longo da junta, o movimento transversal de tecimento, o comprimento do arco, e, conseqüentemente, a tensão de operação e, em menor escala, a corrente de soldagem. Ele pode, ainda, variar o ângulo do eletrodo com a peça. Todos estes fatores afetam o formato da poça de fusão, a sua penetração no metal de base, a posição da escória em relação à poça de fusão e a estabilidade do processo. Um soldador bem treinado procura, intuitivamente, ajustar estes fatores de forma a manter o processo operando corretamente. Adicionalmente, diversos outros fatores, como o tipo de eletrodo, o seu diâmetro, tipo e nível de corrente, etc, precisam ser selecionados antes da soldagem.

Esta seção apresenta, de forma resumida, uma discussão sobre as diversas variáveis de um processo de soldagem a arco e a sua influência no formato final do cordão e nas condições operacionais. Algumas das principais variáveis da soldagem a arco são:

- Nível de corrente,
- Tipo de corrente (corrente contínua com o eletrodo positivo, CC+, corrente contínua com o eletrodo negativo, CC-, e corrente alternada, CA),
- Tensão de operação (ou de soldagem),
- Comprimento do arco (figura 14.1),
- Velocidade de deslocamento,
- Velocidade de alimentação de metal de adição,
- Diâmetro do eletrodo,
- Comprimento energizado do eletrodo (“stickout”), figura 14.1,
- Distância do ponto de tomada de corrente à peça (figura 14.1),
- Ângulo da tocha, ou eletrodo, em relação à peça, e
- Tipo de gás de proteção ou de fluxo (ou de revestimento).

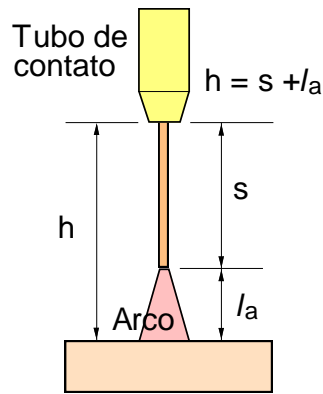
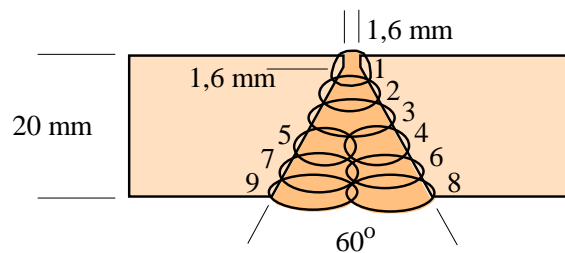


Figura 14.1 - Distância do ponto de tomada de corrente à peça (h), stickout (s) e comprimento de arco (l_a)

Adicionalmente, existem diversas variáveis específicas de cada processo (por exemplo, a forma da ponta do eletrodo e a vazão de gás de proteção, no processo GTAW, ou a espessura da camada de fluxo, na soldagem SAW) e variáveis, que embora não estejam ligadas diretamente à operação de soldagem, como a sequência de deposição de passes (figura 14.2) e a sequência de soldagem, têm grande importância nas características finais do componente soldado.



| | | |
|-------------------------|-------|-------|
| Processo: SMAW | | |
| Posição: Sobre-cabeça | | |
| Passo | 1 | 2-9 |
| Classe de Eletrodo | E6010 | E7018 |
| Diâmetro (mm) | 3,2 | 4,0 |
| Corrente (A), CC+ | 110 | 170 |
| Velocidade (cm/min) | 10-12 | 10-12 |
| Tempo de soldagem (h/m) | 1,3 | |

Figura 14.2 - Exemplo de uma sequência de deposição de passes na soldagem sobre-cabeça de um aço estrutural de baixo carbono pelo processo SMAW. E6010 - eletrodo celulósico, E7018 - eletrodo básico.

A seleção das variáveis de soldagem para uma dada aplicação depende de inúmeros fatores, incluindo (a) a disponibilidade de equipamentos e materiais, (b) considerações geométricas (espessura do componente, desenho da junta, posição de soldagem, etc), (c) metalúrgicas (tipo de material de base e sua sensibilidade ao ciclo térmico e às deformações associadas ao processo de soldagem) e (d) econômicas (produtividade) e (e) a necessidade de garantir um nível adequado de estabilidade para o processo e (f) de se reduzir a chance de formação de descontinuidades (mordeduras, inclusões de escória, falta de fusão, etc) no cordão de solda.

A seleção de variáveis é complicada pela forte interdependência entre diversas das variáveis listadas acima, não sendo possível, de uma forma geral, alterar uma dada variável do processo mantendo as demais fixas. Por exemplo, para um dado processo e tipo de consumível, existe uma faixa de tensão, que depende do valor da corrente de soldagem, fora da qual o processo se torna instável (figura 14.3). A faixa e, às vezes, o tipo de corrente, que podem ser usados com um eletrodo, dependem de sua bitola e (na soldagem SMAW) do tipo de eletrodo (tabela X). Para um dado nível de corrente, a tensão de operação está ligada ao comprimento do arco pela expressão a seguir:

$$U \approx (U_A + U_C) + E \cdot l_a$$

Em processos com eletrodo consumível contínuo (GMAW e SAW, por exemplo), as velocidades de alimentação e de fusão do eletrodo, o stickout, o comprimento de arco (e, portanto, a tensão) e a corrente de soldagem estão todos relacionados uma vez que:

$$\frac{dl_a}{dt} = w - f \quad (\text{a})$$

$$h = s + l_a \quad (\text{b})$$

$$w = \alpha i + \beta si^2 \quad (\text{c})$$

As relações acima indicam que **(a)** as velocidades de fusão (w) e alimentação (f) devem ser mantidas, pelo menos em média, iguais para que o comprimento do arco fique relativamente constante, **(b)** o stickout (s) depende da distância da tocha à peça e do comprimento do arco (e, portanto, da tensão de operação) e **(c)** a corrente de soldagem (i) está relacionada com a taxa de fusão e o stickout e, portanto, com todas as variáveis acima.

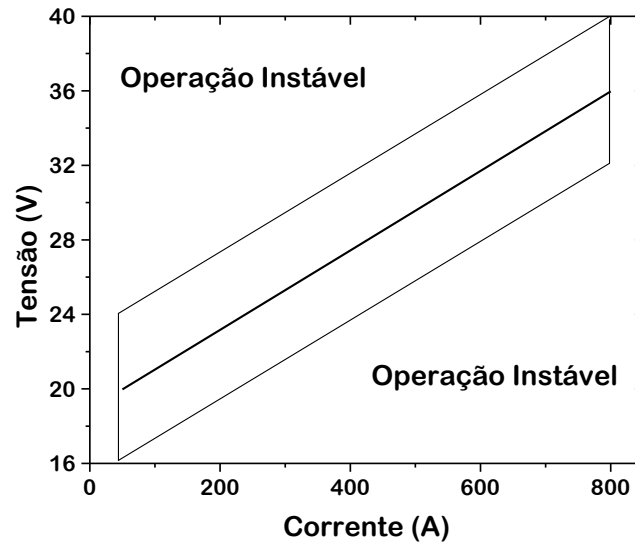


Figura 14.3 - Relação entre a corrente e tensão na soldagem SAW com CC+ (esquemática).

Tabela X - Tipo e faixa de corrente para diferentes eletrodos revestidos (dados extraídos do catálogo de um fabricante).

| Tipo | Tipo de corrente | Bitola (mm) | Faixa de corrente (A) |
|---------------------|---------------------------|-------------|-----------------------|
| E6010 Celulósico | CC+ | 2,5 | 60 - 80 |
| | | 3,2 | 80 - 140 |
| | | 4,0 | 100 - 180 |
| | | 5,0 | 120 - 250 |
| E6013 Rutílico | CA \geq 50A CC+ ou - | 2,5 | 60 - 100 |
| | | 3,2 | 80 - 150 |
| | | 4,0 | 105 - 205 |
| E7018 Básico | CA \geq 70A CC+ | 2,5 | 65 - 105 |
| | | 3,2 | 110 - 150 |
| | | 4,0 | 140 - 195 |
| | | 5,0 | 185 - 270 |

Assim, devido ao elevado número de variáveis envolvidas e à inter-relação entre elas, o estabelecimento das condições ótimas de soldagem para uma dada aplicação não é, em geral, fácil, podendo existir diferentes soluções. Frequentemente, as condições de soldagem são selecionadas de uma forma empírica, com base em experiência prática, e, às vezes, auxiliada com testes prévios. No caso de aplicações sujeitas aos requerimentos de normas de fabricação, estes testes prévios podem ser parte integrante e formal de um sistema de monitoração e garantia de qualidade da operação de soldagem, compreendendo, então, o sistema de especificação e qualificação de procedimentos de soldagem.

14.2. Efeito da corrente e tensão do arco - um modelo:

O arco é um eficiente transdutor de energia onde a energia elétrica é convertida quase que totalmente em calor. A energia elétrica dissipada no arco, por unidade de tempo, é:

$$H_{IN} = UI = U_C I + U_A I + E l_a I$$

A figura 14.4 mostra um modelo simplificado da estrutura do arco elétrico. Em uma primeira aproximação, a transferência de calor em cada região do arco pode ser considerada separadamente. O calor gerado nas regiões de queda tende a difundir-se principalmente na direção longitudinal para o eletrodo ou para a peça. O calor gerado na coluna do arco se difunde principalmente na direção radial para o ambiente. Assim, a potência específica (P_{esp}) do arco pode ser definida como:

$$P_{esp} = \frac{Q_{RQ}}{A_0}$$

onde Q_{RQ} é o calor gerado por unidade de tempo na região de queda junto à peça e A_0 é a área de contato entre o arco e a peça.

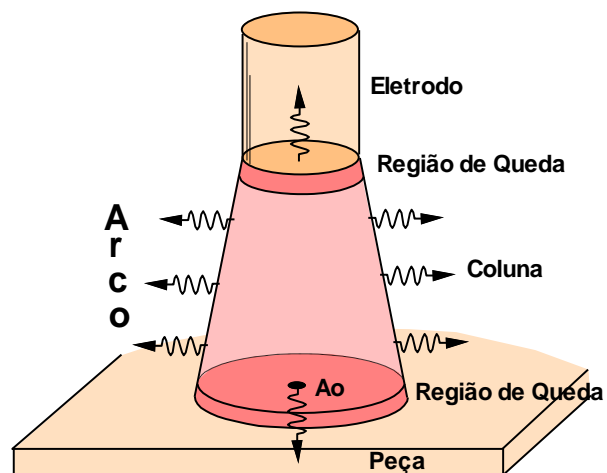


Figura 14.4 - Representação simplificada das direções dominantes de fluxo de calor nas diferentes regiões do arco

Frequentemente, na soldagem com eletrodo consumível, o eletrodo é ligado ao positivo da máquina de soldagem (CC+). Neste caso, a região de queda catódica fica junto da peça e a quantidade de energia que poderá difundir pela peça (Q_C) será igual à energia gerada pela

passagem dos elétrons pela região de queda ($Q_V = U_C I$) menos a energia necessária para a emissão dos elétrons ($Q_\phi = \phi I$, onde ϕ é a função-trabalho) e a energia necessária para o aquecimento destes até a temperatura da coluna do arco ($Q_T = 3/2 kTI/e$, onde T é a temperatura do arco). Assim:

$$Q_C = -Q_T + Q_V - Q_\phi$$

ou

$$Q_C \approx I \left(-\frac{3}{2} \frac{kT}{e} + U_C - \phi \right)$$

Esta energia (Q_C) seria a responsável pelo aquecimento e fusão da peça e a sua capacidade de fundir localmente a peça seria dada pela potência específica associada (Q_C / A_o).

Para a região anódica, tem-se:

$$Q_A = Q_T + Q_V + Q_\phi$$

isto é:

$$Q_A \approx I \left(\frac{3}{2} \frac{kT}{e} + U_A + \phi \right)$$

Na soldagem com CC+, esta energia está associada com o aquecimento e fusão do eletrodo.

Na coluna do arco, o calor gerado pela queda de energia na coluna, $El_a I$ é perdido principalmente na direção radial (Q_r):

$$Q_r = El_a \cdot I$$

onde E é o campo elétrico na coluna e l_a é o comprimento do arco.

As equações acima indicam que a **corrente de soldagem** (I) tem uma relação direta com a quantidade de calor transferido para a peça (Q_C), sendo portanto uma variável fundamental para determinar a quantidade de fusão no metal de base e a penetração da solda. Por outro lado, a **tensão** tem um menor efeito na penetração pois variações desta causam maiores efeitos na coluna do arco cujo calor gerado é transmitido principalmente na direção radial (figura 14.4). Lembrando que o comprimento de arco está diretamente associado com a sua tensão e que o arco de soldagem tem um formato de tronco de cone, pode-se concluir que a tensão de soldagem afeta principalmente a largura do cordão. Por outro lado, devido ao

aumento de A_o (e, portanto, a redução de P_{esp}) com uma maior tensão de soldagem (e maior l_a), a penetração da solda pode, inclusive ser reduzida com a tensão (figura 14.5)

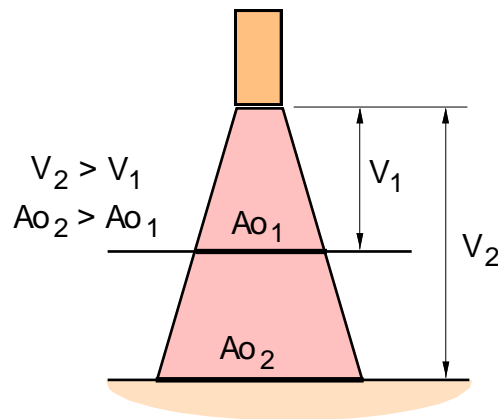


Figura 14.5 - Relação entre a tensão do arco e a largura e área do contato do arco com a peça.

Supondo o processo GMAW, com proteção a base de argônio ($E \approx 800 \text{ V/m}$), $I = 100 \text{ A}$, l_a de 4 mm , CC+ (para a peça ligada ao negativo, tem-se a emissão de elétrons por efeito de campo e, portanto, $U_C \approx 14 \text{ V}$), substituindo-se os valores nas equações acima, tem-se:

$$Q_C \approx 100A \cdot (-1V + 14V - 4V) \approx 900 \text{ W}, \text{ e}$$

$$Q_A \approx 100A \cdot (1V + 1V + 4V) \approx 600 \text{ W},$$

$$Q_r \approx 800(V/m) \cdot 4 \times 10^{-3} \text{ m} \cdot 100A \approx 320 \text{ W}$$

A tabela XI resume estes resultados.

Tabela XI - Balanço térmico em um arco GMAW.

| | Saída (W) | Saída (%) |
|--------|-----------|-----------|
| Cátodo | 900 | 49,5 |
| Ânodo | 600 | 33,0 |
| Coluna | 320 | 17,5 |
| Total: | 1820 | 100,0 |

Assim, para a soldagem GMAW com CC+, a maior parte do calor é gerado na peça. Caso a polaridade seja invertida (CC-), o balanço permanece o mesmo, mas, agora, a região catódica

está localizada junta ao eletrodo. Assim, pode-se esperar uma maior velocidade de fusão e uma menor penetração, o que é, de fato, observado (figura 14.6).

Na soldagem GTAW, operando com CC-, a emissão de elétrons no eletrodo de tungstênio ocorre por efeito termiônico ($U_C \approx 6V$). Neste caso, a quantidade de calor gerado no eletrodo é muito menor (tabela XII), o que justifica a preferência por esta polaridade no processo GTAW (menor aquecimento e, portanto, menor desgaste do eletrodo).

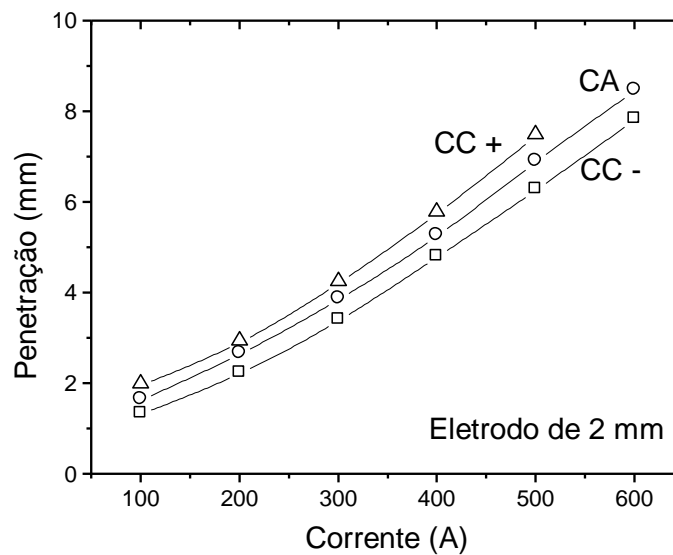


Figura 14.6 - Exemplo do efeito do tipo e nível da corrente na penetração do cordão (processo SAW).

Tabela XII - Balanço térmico em um arco GTAW com eletrodo negativo.

| | Saída (W) | Saída (%) |
|--------|-----------|-----------|
| Cátodo | 100 | 9,8 |
| Ânodo | 600 | 58,8 |
| Coluna | 320 | 31,4 |
| Total: | 1020 | 100,0 |

14.3. Variáveis de soldagem e seu efeito:

Segundo Jones (1978), pode-se dividir as variáveis de um processo de soldagem a arco em quatro grupos básicos:

(a) Variáveis pré-determinadas:

- Tipo e espessura do metal de base,
- Propriedades requeridas para o metal de solda e região afetada pelo calor.

Estes fatores são estabelecidos ainda em fase de projeto, com pouca chance de serem alterados posteriormente.

(b) Variáveis de fundo:

- Processo(s) de soldagem,
- Tipo(s) de equipamento,
- Técnica básica de soldagem,
- Projeto da junta,
- Tipo de eletrodo, fluxo, gás, etc,
- Diâmetro do eletrodo.

Estas variáveis são decididas na fase inicial de produção e, em alguns casos, são determinadas em função da disponibilidade de equipamentos e materiais.

(c) Variáveis secundárias:

- Stickout do eletrodo (quando for o caso),
- Posicionamento do eletrodo (ou tocha) em relação à peça.

(d) Variáveis primárias:

- Corrente (tipo e valor),
- Tensão,
- Velocidade de soldagem.

Estes dois últimos grupos são particularmente importantes pois estas variáveis (principalmente as primárias) são estabelecidas por último na obtenção de um procedimento de soldagem adequado em termos de qualidade e produtividade.

As figuras 14.6, 14.7, 14.8 e 14.9 mostram a influência da corrente, tensão e velocidade de soldagem na penetração, largura e altura do reforço (figura 14.10) do cordão de solda. A influência da corrente e da tensão de soldagem já foi analisada na seção anterior. A influência da velocidade de deslocamento na largura e penetração do cordão pode ser associada com uma redução do aporte térmico, quantidade de energia fornecida à junta por unidade de

comprimento desta, com um aumento da velocidade. A influência no reforço do cordão, ou melhor, na área depositada (A_d , figura 14.10) pode ser associada à redução da quantidade de material de adição fornecido à solda com o aumento da velocidade de soldagem (v), o que é dado por:

$$A_d = \frac{A_w \cdot f}{v}$$

onde A_w é a área da seção transversal do eletrodo e f é a sua velocidade de alimentação.

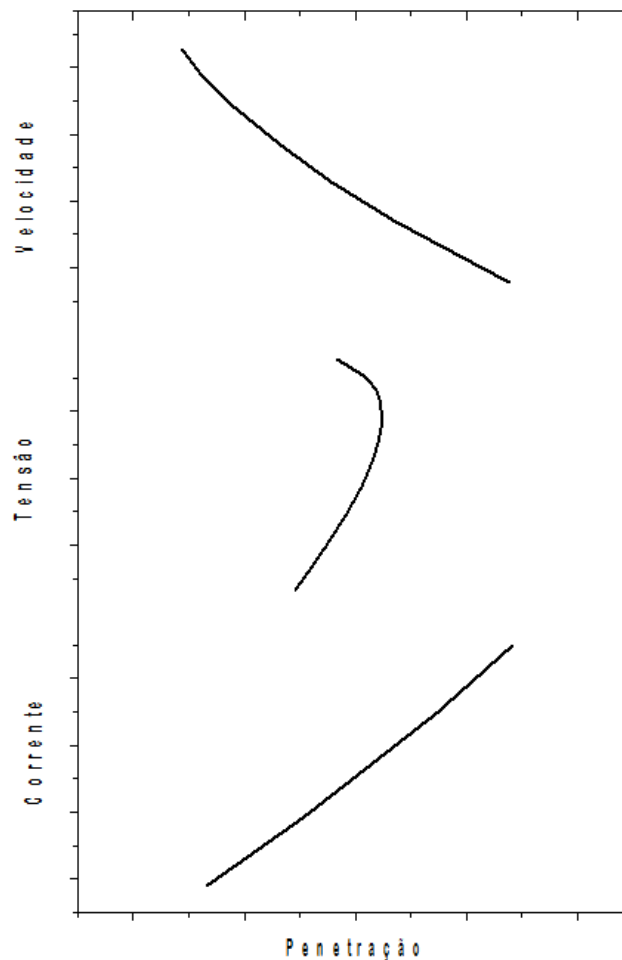


Figura 14.7 - Relação entre a penetração e as variáveis primárias de soldagem (esquemática).

Além da corrente, tensão e a velocidade de soldagem, um grande número de outros fatores afeta de forma mais ou menos importante o formato do cordão de solda. O posicionamento da tocha em relação à peça, por exemplo, influencia a concentração e distribuição do calor transferido do arco para a peça e, desta forma, afeta o formato do cordão. Define-se, como plano de deslocamento, aquele formado pelo eixo da solda e a normal à face desta. O ângulo

formado entre essa normal e a projeção do eletrodo no plano de deslocamento é o ângulo de deslocamento (figura 14.11). De acordo com esse ângulo, processo será feito “puxando” ($\theta < 0$) ou “empurrando” ($\theta > 0$) a poça de fusão, o que influencia o formato final do cordão, tendendo o cordão feito puxando-se o arco a ser mais estreito e a apresentar uma maior penetração (figura 14.12).

Como a espessura e geometria dos componentes sendo soldados influênciam o escoamento de calor da região da poça de fusão para o restante da poça, elas também afetam a forma do cordão de solda. Neste sentido, cordões de solda depositados em peças de pequena espessura tendem a ter uma maior penetração em comparação àqueles depositados nas mesmas condições sobre peças de maior espessura.

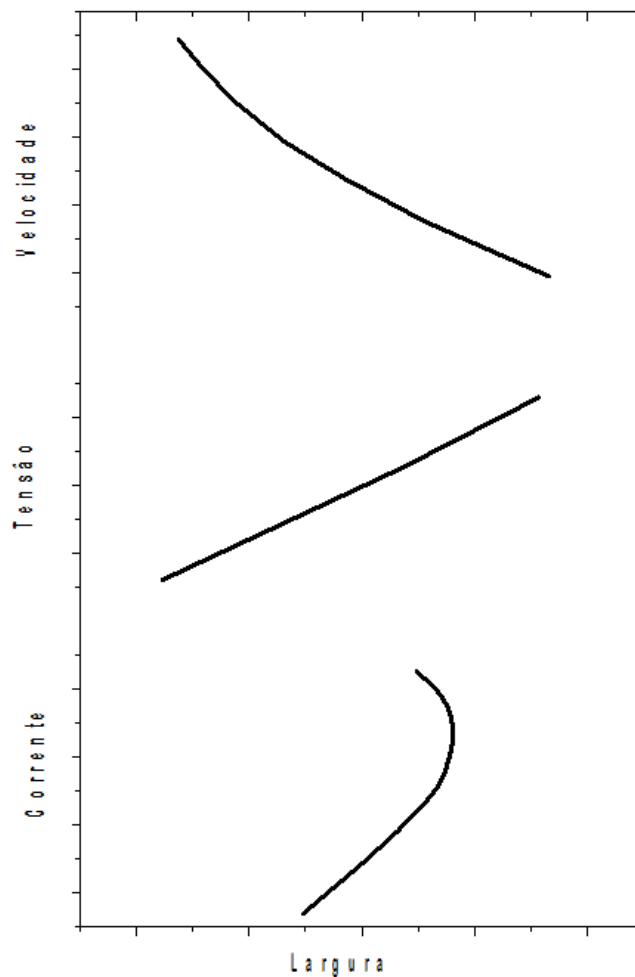


Figura 14.8 - Relação entre a largura e as variáveis primárias de soldagem (esquemática).

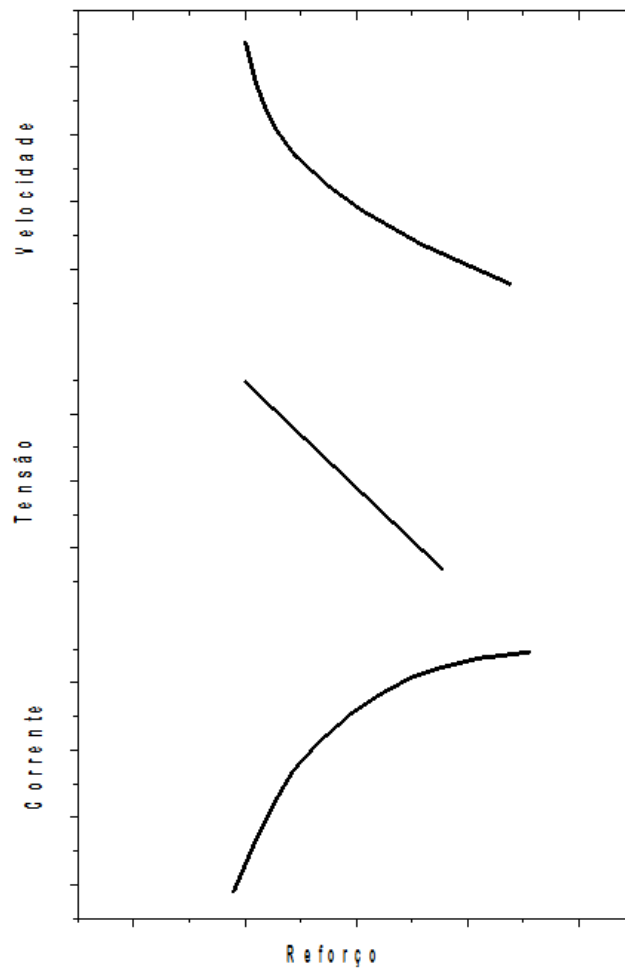


Figura 14.9 - Relação entre o reforço do cordão e as variáveis primárias (esquemática).

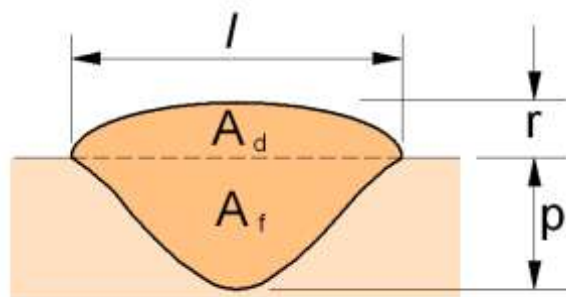


Figura 14.10 - Características geométricas de um cordão de solda: p – penetração, r - reforço, l - largura, A_d - área depositada, A_f - área fundida.

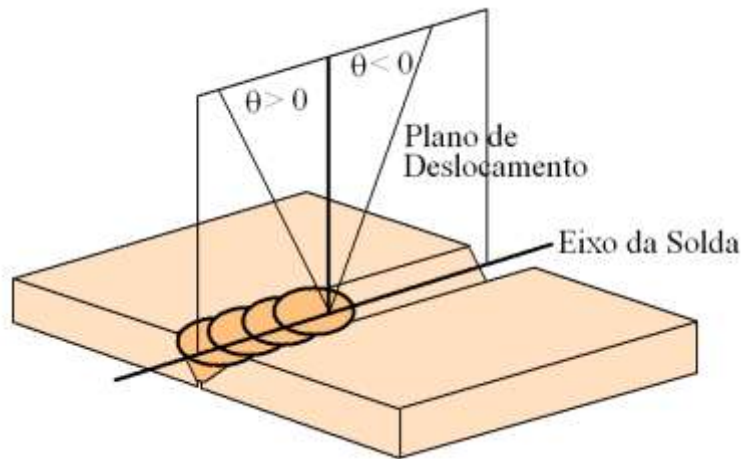


Figura 14.11 - Ângulo de deslocamento.

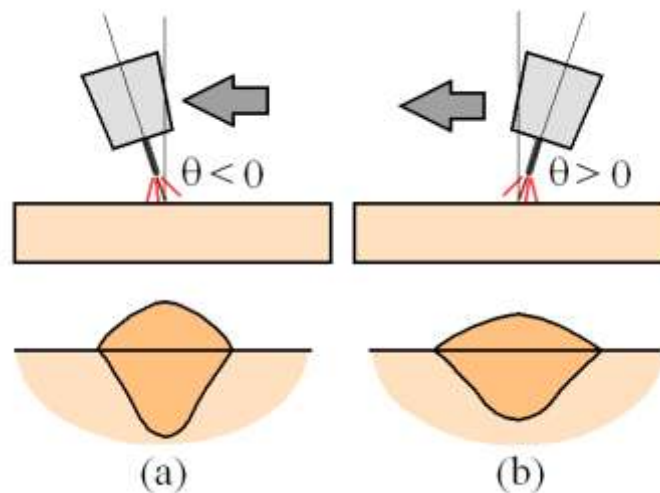


Figura 14.12 - Efeito do ângulo de deslocamento no formato do cordão (esquemático).

Na soldagem com proteção gasosa, a composição do gás de proteção também influencia o formato do cordão de solda. Esta influência pode estar ligada a fatores como mudanças nas condições de transferência de calor para a peça, no modo de transferência do metal de adição e na pressão do arco sobre a poça de fusão e no movimento do metal líquido na poça de fusão.

A área total do cordão tende a aumentar com a adição, ao gás de proteção, de hélio e de aumentam a tensão do arco para um dado valor de corrente de soldagem. Na soldagem GMAW de alumínio, a largura do cordão e a penetração secundária tendem a aumentar com o teor de hélio no gás de proteção enquanto a penetração central (“em dedo”) é menos afetada

(Kennedy, 1970). A figura 14.13 mostra esquematicamente o perfil da seção transversal de cordões de solda depositados sobre chapas de aço carbono com proteção de Ar-He-2%O₂ com diferentes razões He/Ar. Observa-se que a penetração máxima do cordão determinada pela penetração central “em dedo” é pouco afetada pelo teor de He no gás de proteção. Por outro lado, a quantidade de metal fundido aumenta, o que é causado pelo aumento da fusão do metal base nas laterais do cordão. A penetração em dedo é controlada pela pressão do arco sobre a poça de fusão e, possivelmente de forma mais importante na transferência goticular, pela transferência de energia das gotas de metal de adição para a poça de fusão e o metal base abaixo desta. Por outro lado, a penetração lateral deve ser mais influenciada pelo calor transferido pelo arco.

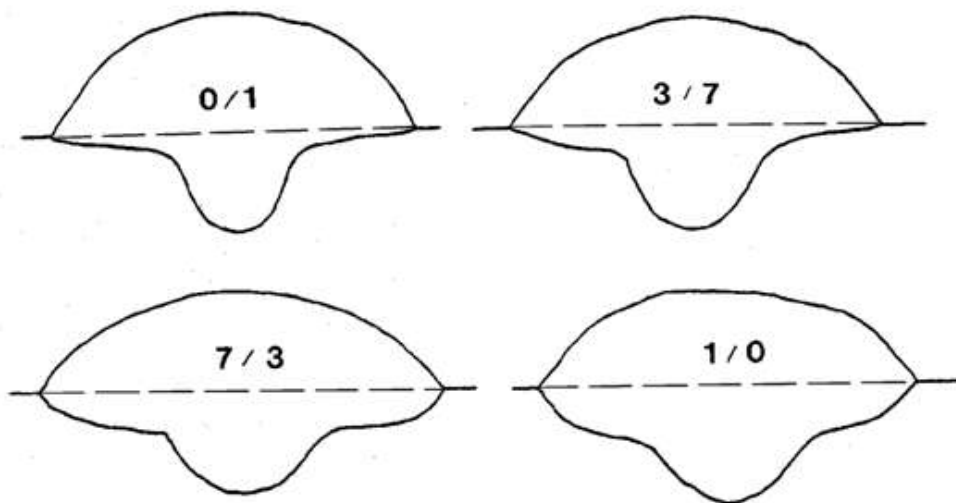


Figura 14.13 – Seções transversais de cordões de solda depositados sobre chapa de aço carbono com proteção de Ar-He-2%O₂ com diferentes razões He/Ar (Modenesi, 1990).

Um exemplo, à primeira vista inesperado e surpreendente da influência de fatores aparentemente pouco importantes no formato do cordão, foi a observação, no final da década de 70, de mudanças bruscas na relação largura/penetração (L/P) de cordões de solda de aço inoxidável austenítico e em ligas de níquel produzidos pelo processo GTAW mecanizado. Estas mudanças no formato do cordão foram associadas com pequenas variações na composição química dos materiais (Metcalf e Quigley, 1977). Foram observadas mudanças em L/P associadas com variações aparentemente pequenas e dentro das permitidas pelas especificações dos materiais nos teores de elementos como Al, Se, Ti, Mn, Si e, particularmente, S e O (figura 14.14). Diferentes hipóteses foram levantadas ligando este

efeito a mudanças na viscosidade da poça, na distribuição de energia no arco elétrico e nas características da mancha anódica. Em 1982, Heiple & Roper propuseram que este efeito seria controlado por mudanças no sentido de movimentação do metal líquido na poça de fusão. Estas mudanças estariam associadas com alterações no valor da tensão superficial do metal líquido causadas pelas pequenas variações na composição química. Segundo este mecanismo, em ligas sem ou com baixa quantidade de elementos tenso-ativos (S e O), ou com adições de outros elementos capazes de se combinar com os primeiros e retirá-los de solução no metal líquido, a tensão superficial do líquido metálico na poça de fusão diminuiria com a temperatura (figura 14.15, curva A). Como a temperatura da poça de fusão é maior próximo de seu centro, a tensão superficial tenderia a ser menor nesta região e maior próximo das suas bordas. Assim, o fluxo de metal líquido tenderia a ocorrer do centro para as bordas da poça de fusão, direcionando para esta região o metal superaquecido do centro da poça e resultando em um cordão largo e de baixa penetração (figuras 14.16a).

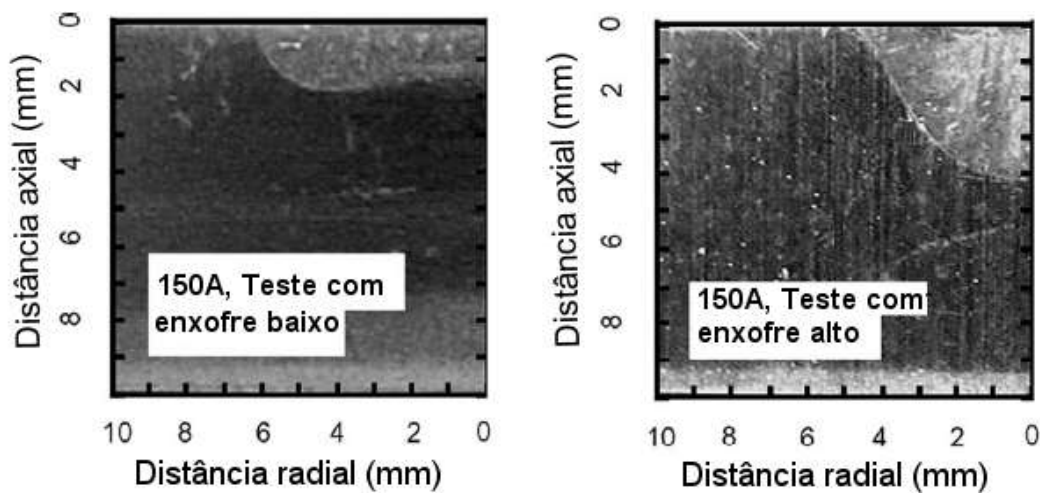


Figura 14.14 – Seções transversais de cordões de solda depositados sobre chapas de aço 304 com baixo (40 ppm) e alto (220 ppm) teores de enxofre (adaptado de Ushio et al., 2004).

Na presença de elementos tenso-ativos, a tensão superficial seria fortemente reduzida para temperaturas próximas da temperatura de fusão do material e passaria a aumentar com a temperatura (figura 14.15, curva B). Nesta situação, como o metal líquido próximo das bordas da poça apresentaria menor energia de superfície (devido a sua menor temperatura), o fluxo de metal seria invertido e o metal superaquecido seria empurrado para a raiz da solda, aumentando a penetração e diminuindo a largura (figura 14.16b). Uma revisão sobre este interessante efeito foi feita por Mills et al. (1998). Técnicas, possivelmente baseadas neste efeito e usadas para aumentar de forma controlada a penetração no processo GTAW, incluem

a soldagem ATIG (soldagem GTAW com o uso de fluxos – ver Modenesi et al., 2000) e a soldagem com adição de oxigênio ou CO₂ no gás de proteção (Lu et al., 2005 e 2006).

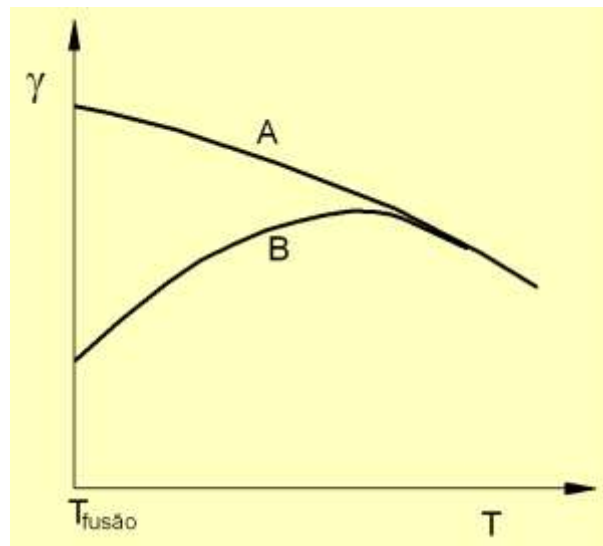


Figura 14.15 - Curvas esquemáticas de variação da tensão superficial com a temperatura em um metal líquido. (A) Material de elevada pureza ($d\gamma/dT < 0$) e (B) material contaminado com um elemento tenso-ativo ($d\gamma/dT > 0$).

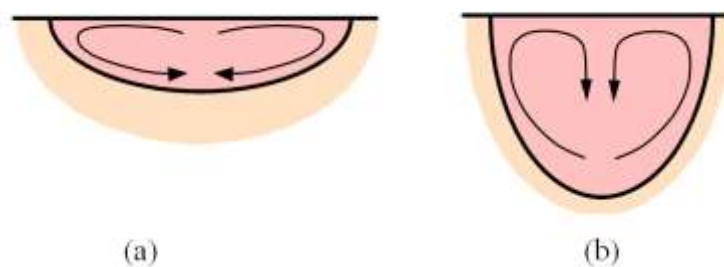


Figura 14.16 - Fluxo de metal líquido induzido na poça de fusão para (a) $d\gamma/dT < 0$ e (b) $d\gamma/dT > 0$.

Finalmente, as dimensões do cordão e seu aspecto dependem da estabilidade do processo (ver [seção 13](#)). A figura 14.17 ilustra a variação do aspecto do cordão na soldagem GMAW em função da tensão de operação, do modo de transferência e da estabilidade do processo

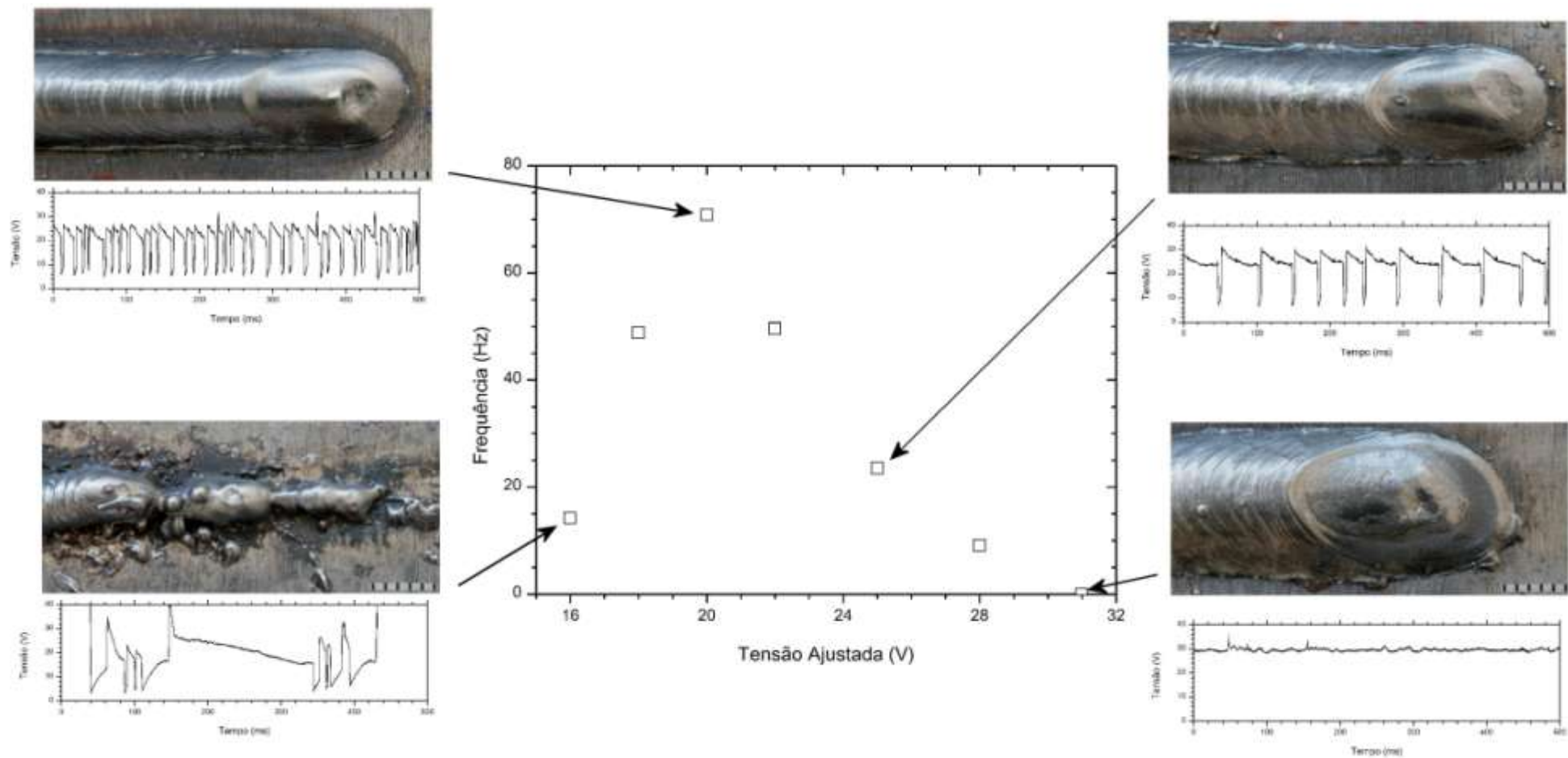


Figura 14.17 – Oscilogramas de tensão e aspecto superficial de cordões depositados com o processo GMAW operando com transferências por curto-circuito e globular. Notar a variação da largura do cordão e, também, na sua regularidade e na presença de respingos devido a alterações na estabilidade do processo (inferida pela frequência de transferência). Arame AWS ER70S6 de 1,0 mm alimentado a 5 m/min e proteção com Ar-25%CO₂.

15. Modelagem do Cordão de Solda

15.1 Introdução

O ato de modelar é continuamente realizado pelo ser humano em atividades tanto científicas como não científicas. Ele envolve criar uma representação idealizada (um modelo) de um sistema ou evento do mundo real de maneira a facilitar a sua compreensão. Um modelo apresenta uma simplificação do sistema real a qual contém somente aqueles elementos e características do sistema que o responsável pelo modelo considerou relevantes e foi capaz de implementar. Ao mesmo tempo, diferentes abordagens podem ser usadas no desenvolvimento de um modelo. e, portanto, diferentes modelos podem existir para um dado sistema. Modelos podem ser divididos de diferentes formas, mas é usual separá-los em modelos físicos e em modelos matemáticos.

Modelos físicos são baseados em alguma analogia entre diferentes sistemas (elétricos, mecânicos, hidráulicos, etc) ou entre o comportamento de diferentes materiais em situações similares (por exemplo, diversos aspectos da solidificação da poça de fusão na soldagem de metais podem ser estudados em parafina). Embora reconhecendo a sua importância, modelos físicos não serão discutidos neste texto.

Modelos matemáticos utilizam uma notação simbólica e equações matemáticas para representar o sistema. De acordo com a influência do tempo no modelo, este pode ser classificado em estático ou dinâmico. Modelos matemáticos podem ainda ser separados em teóricos ou empíricos, mecanísticos ou estocásticos (estatísticos) e em discretos e contínuos, embora, na verdade, modelos possam apresentar diversas características opostas ao mesmo tempo. Para uma melhor discussão sobre este assunto, consultar a literatura, por exemplo, Gordon (1978).

Em soldagem, um procedimento é usualmente especificado com base de diversas variáveis do processo, por exemplo, a corrente e a tensão de operação, a velocidade de deslocamento, o tipo de gás de proteção, tipo de metal de adição. Contudo, do ponto de vista da aplicabilidade do componente soldado, os fatores realmente relevantes são as variáveis de saída (forma do cordão de solda, características de fusão, propriedades mecânicas, etc). A inter-relação entre

as condições iniciais e os resultados de uma operação de soldagem tende a ser muito complexa e, tradicionalmente, é estabelecida por um processo de tentativa e erro, fortemente baseado na experiência prévia e em um julgamento subjetivo. Esta abordagem tem, naturalmente, várias limitações, sendo sujeita ao erro humano, tendo uma utilização muito específica e limitada e contribuindo muito pouco para uma compreensão mais ampla do problema. Adicionalmente, esta abordagem oferece poucas alternativas para a sua otimização em termos de custo ou qualidade (Galopin & Borody, 1986).

Uma considerável quantidade de trabalho tem sido realizado, particularmente nos últimos anos, para modelar a relação entre as condições de soldagem e o formato do cordão e suas propriedades. Este trabalho tem tido, contudo, um sucesso apenas relativo devido à complexidade do sistema de soldagem, o elevado número de variáveis altamente interdependentes e, até recentemente, a pequena precisão e repetibilidade da maioria dos equipamentos de soldagem. Estas dificuldades levaram ao aparecimento, na indústria, de um certo ceticismo quanto à aplicabilidade de modelos matemáticos na especificação de procedimento e controle de processos de soldagem. Esta situação tem mudado mais recentemente em função da grande evolução (e redução de custo) de computadores, sistemas de aquisição de dados e sensoamento e dos próprios equipamentos de soldagem, e pela necessidade crescente da mecanização ou automação dos processos de soldagem nos países desenvolvidos. Os trabalhos relacionados com a modelagem matemática do formato do cordão de solda foram revisados por Shinoda e Doherty (1978) e por McGlone (1982). A discussão que se segue é, em parte, baseada nestes trabalhos. Jonsson et al. (1994) apresentaram uma revisão sobre o uso de modelos usando fenômenos de transporte para estudar aspectos de processos de soldagem com ênfase naqueles relacionados com o próprio arco elétrico. Recentemente, o uso de técnicas estatísticas e numéricas para otimizar processos de soldagem foi revisado por Benyounis & Olabi (2008).

Diferentes ferramentas foram usadas para o desenvolvimento de modelos relacionando o formato do cordão de solda com diferentes parâmetros e outros aspectos do processo de soldagem. Estas ferramentas englobam, por exemplo:

- Técnicas estatísticas de projeto de experimento como o projeto fatorial de experimentos e o método de Taguchi,
- Técnicas estatísticas de análise de dados como regressão e não linear e análise de superfície de resposta,

- Técnicas computacionais de ajuste de dados como destaque para o uso de redes neurais artificiais, e
- Métodos de análise numérica com destaque para o Método de Elementos Finitos.

Uma descrição destas diferentes ferramentas foge do escopo deste texto e não será apresentada aqui devendo o leitor interessado consultar a literatura especializada. Serão apresentados abaixo apenas alguns exemplos simples de trabalhos desenvolvidos para a predição do formato do cordão.

15.2. Modelagem Teórica

Boa parte da modelagem teórica relacionada com o formato do cordão de solda foi baseada no trabalho de Rosenthal (1946) que resolveu analiticamente a equação de fluxo de calor para condições de soldagem:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = k \nabla^2 T + \rho c (\vec{v} \cdot \nabla) T + q$$

onde \mathbf{v} é a velocidade de deslocamento, \mathbf{k} é a condutividade térmica, ρ é a densidade, c é o calor específico, q é o calor recebido ou perdido, T é a temperatura e t é o tempo. As seguintes simplificações foram feitas por Rosenthal: (a) as propriedades físicas da peça são independentes da temperatura, (b) o sistema está operando em condições estacionárias para um sistema de coordenadas movendo-se junto com a fonte de calor, (c) a fonte de calor é reduzida a um ponto movendo na superfície da peça ou a uma linha ou a um plano e (d) a peça tem um formato simples no qual uma, duas ou todas as três dimensões são infinitas. As soluções obtidas para a distribuição de temperatura na peça são apresentadas e discutidas de forma extensa na literatura, por exemplo, em Modenesi et al (1992).

Christensen (1965) reduziu as equações de Rosenthal a uma forma adimensional e comparou a área, largura e penetração do cordão previstas por este modelo com um grande número de dados experimentais, mostrando que, apesar de uma grande dispersão de alguns resultados individuais, esse modelo serve de forma adequada para prever tendências em termos de algumas variações nas dimensões da solda. Outros trabalhos indicaram que, em termos da distribuição de temperaturas em torno de uma solda, os resultados de Rosenthal tem uma maior validade para pontos mais afastados da fonte de calor, onde o modelo prediz uma

temperatura infinita. Mais recentemente, diversos trabalhos (por exemplo, Kou & Lee, 1986) resolveram numericamente a equação de fluxo de calor permitindo, assim, reduzir o número de simplificações assumidas por Rosenthal.

O modelo de Rosenthal e outros baseados em seu trabalho ignoraram completamente o fluxo de material na poça de fusão e sua possível influência no formato final do cordão. Este efeito foi realçado por diversos autores como, por exemplo, Halmoy (1979b), que associou a transferência de momento das gotas de metal de adição para a poça com a formação do perfil de penetração em “dedo” (finger-type penetration), típico da transferência em spray no processo GMAW, e Heiper & Roper (1982), que associaram a variação de penetração em soldagem GTAW mecanizada de aços inoxidáveis com o efeito de elementos tenso-ativos (enxofre e oxigênio em particular) sobre a convecção na poça de fusão.

O movimento de convecção do metal líquido na poça de fusão pode ser associado a diversos fatores. No caso do processo TIG, os principais fatores seriam (Craine, 1987):

- (a) forças eletromagnéticas (pela passagem da corrente de soldagem) atuando no volume da poça de fusão,
- (b) forças de flutuação na poça, e
- (c) forças de cisalhamento na superfície livre da poça devidas ao (i) jato de gás sobre a poça ou à (ii) variação de tensão superficial com a temperatura (efeito de Marangoni).

Assim, para obter o perfil de convecção na poça de fusão, as equações de continuidade:

$$\nabla \cdot \vec{v} = 0 ,$$

de momento:

$$\rho \vec{v} \cdot \nabla \vec{v} = -\nabla p - (\nabla n \nabla) \vec{v} + \rho \vec{g} + \vec{J} \times \vec{B}$$

e de balanço térmico precisam ser satisfeitas conjuntamente.

Várias soluções para este problema foram propostas na literatura, incluindo desde soluções analíticas mais simplificadas de parte destas equações a soluções numéricas com um menor número de simplificações. Atthey (1980) obteve soluções analíticas e numéricas (por diferenças finitas) para a convecção causada por forças eletromagnéticas em uma poça de fusão hemisférica. Oreper & Szekely (1984) e Craine (1987) analisaram numericamente a

formação de uma poça de fusão na soldagem GTAW estacionária considerando o efeito de gradientes de tensão superficial na convecção de fluido e no formato da poça e trabalhos posteriores, utilizando metodologias similares, consideraram outras situações e processos de soldagem. A figura 15.1 mostra a distribuição de temperatura e o campo de velocidade do metal na poça de fusão em função das diferentes forças motrizes que podem atuar no processo TIG calculados numericamente por Matsunawa (1992). Observar, em particular, nesta figura, o uso do modelo matemático para analisar separadamente o efeito de diferentes fatores que podem influenciar o movimento de líquido e o transporte de calor na poça de fusão e, desta forma, o formato do cordão. Por exemplo, o efeito da forma de variação da tensão superficial do metal líquido com a temperatura é mostrado nas figuras 15.1d e 15.1e.

Um outro exemplo de modelagem matemática considerando, agora o balanço estático entre as forças de origem superficial e gravitacional, foi desenvolvida por Nishiguchi et al (1977), a qual teve como objetivo modelar o perfil do reforço em soldas de revestimento e em soldas de filete na posição horizontal. A análise foi feita com as seguintes simplificações:

- a poça de fusão é infinitamente longa na direção de soldagem (modelo bi-dimensional),
- a ação do arco sobre a poça de fusão pode ser desprezada, e
- a tensão superficial é constante ao longo da superfície da poça.

Para a deposição de cordões sobre chapa na posição plana, com a origem localizada no vértice do cordão (figura 15.2), o balanço de forças (ou melhor, de pressão) é dado por:

$$\frac{\gamma}{R} = \frac{\gamma}{R_0} - \rho g y \quad \text{e} \quad \frac{1}{R} = \left(\frac{y''}{1 + y'^2} \right)^{3/2}$$

onde γ é a tensão superficial, ρ é a densidade, g é a aceleração da gravidade, $1/R_0$ é a curvatura na origem e $1/R$ é a curvatura no ponto (x, y) . A solução dessa equação pode ser derivada com base em integrais elípticas e foi utilizada por outros autores (por exemplo, Berezovskii et al, 1983) para modelar o perfil de soldas e para a previsão da formação de defeitos como mordeduras e dobras (figura 15.3).

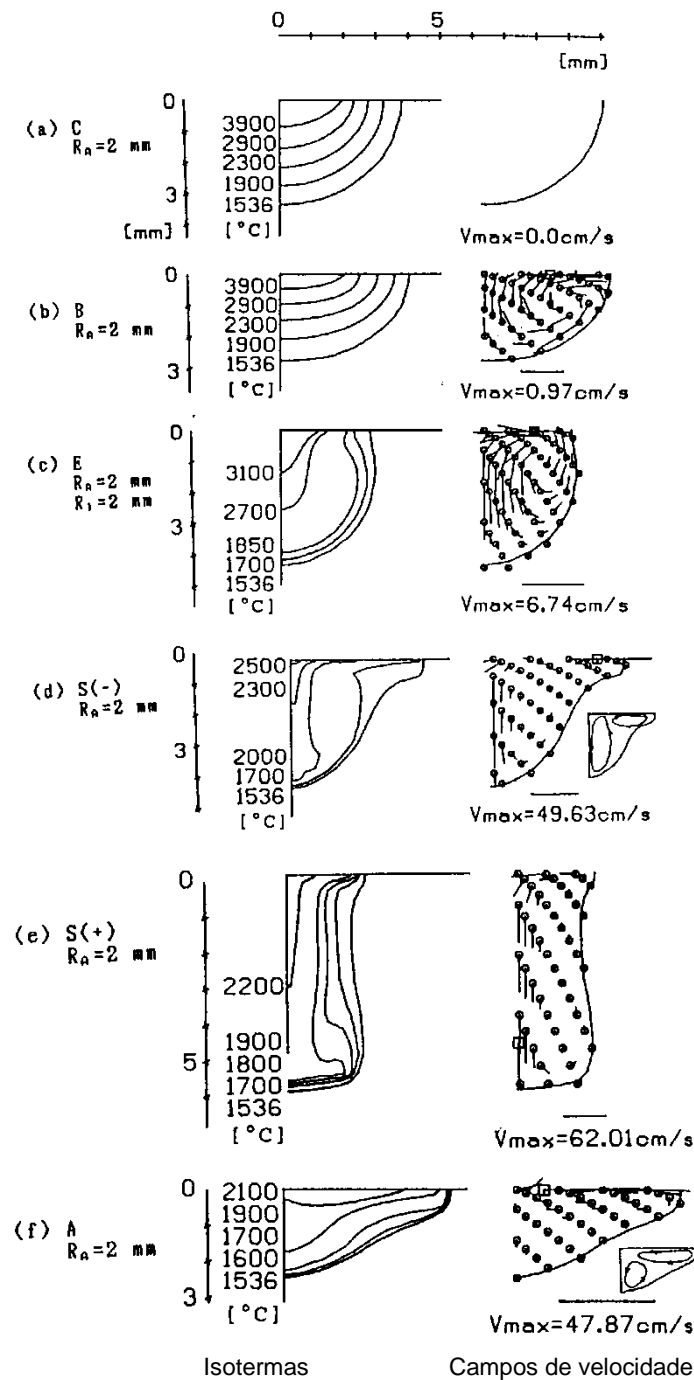


Figura 15.1 - Efeito individual de cada força motriz na distribuição de temperatura e no campo de velocidade para uma poça de fusão TIG ($I = 200 \text{ A}$). (a) Condução de calor, (b) força de flutuação, (c) força eletromagnética, (d) tensão superficial ($d\gamma/dT > 0$), (e) tensão superficial ($d\gamma/dT < 0$) e (f) força de arraste aerodinâmico.

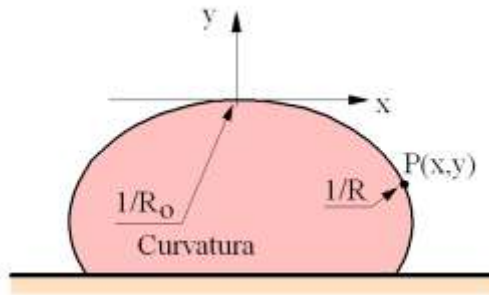


Figura 15.2 - Modelo bi-dimensional da poça de fusão de uma solda de recobrimento.

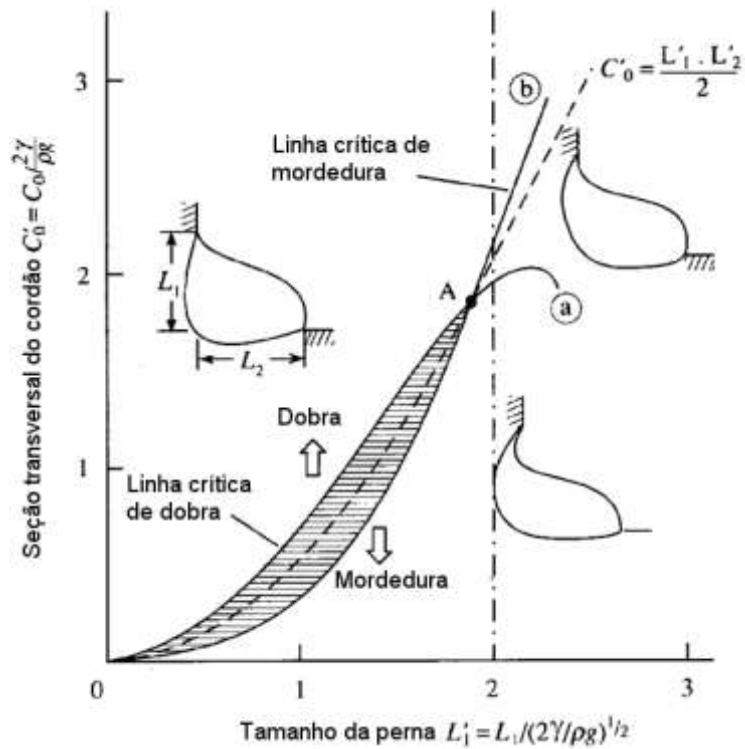


Figura 15.3 - Perfil de uma solda de filete, mostrando as regiões para formação de dobra e de mordedura segundo o modelo de Nishiguchi (1977).

Atualmente, o uso de computação para simulação de sistemas tanto em engenharia como em ciência é uma realidade. Em muitas áreas, essas simulações já são rotineiramente usadas em substituição a testes experimentais e para esclarecer o funcionamento de sistemas complexos. Situação similar ocorre na soldagem, embora com um certo atraso em relação a outros processos de fabricação como a conformação mecânica e os tratamentos térmicos. Um grande número de trabalho que usam simulação numérica em computador para descrever ou estudar diferentes aspectos da soldagem pode ser encontrado na literatura, vários destes tratando de aspectos relacionados com a formação do cordão de solda, como já foi descrito nesta seção.

Finalmente, a partir do início do século XXI, programas baseados no métodos de elementos finitos e em métodos similares foram desenvolvidos visando especificamente aplicações de soldagem (Myhr & Grong, 2008, Simufact, 2011).

15.3. Modelagem Empírica

Modelagem empírica, em geral utilizado em conjunto com fundamentos teóricos simples baseados no modelo de Rosenthal e aplicada a uma situação específica, tem sido a técnica de modelagem mais comumente usada para estudar a relação entre as variáveis de soldagem e o formato do cordão. A soldagem ao arco submerso tem sido o processo mais usado nestes trabalhos devido a facilidade relativa com que, neste processo, os níveis das variáveis do processo podem ser variados sem uma grande degradação das condições operacionais (McGlone, 1982). A maior parte dos trabalhos foi realizada na posição plana e para a deposição de cordões sobre chapa. Um grande número de trabalhos foi realizado nesta área. Apresenta-se, a seguir, apenas alguns exemplos.

Baseado no conhecimento prático do pessoal técnico da área de soldagem, McGlone (1982) apresentou uma série de relações qualitativas entre as variáveis de soldagem e parâmetros indicadores do formato do cordão (figura 15.4). Algumas destas relações são apresentadas a seguir:

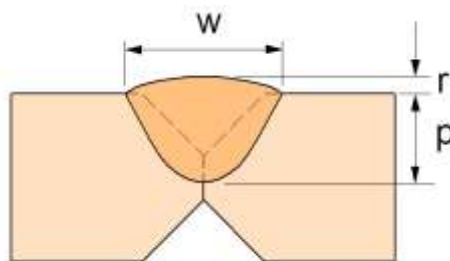


Figura 15.4 - Parâmetros indicadores do formato do cordão (McGlone, 1982)

Penetração (p):

$$p \propto \frac{I \alpha}{v \phi}$$

onde I é a corrente, α é o ângulo do chanfro, v é a velocidade de soldagem e ϕ é o diâmetro do eletrodo. Tensão de soldagem, extensão do eletrodo e composição do fluxo teriam um efeito menor na penetração.

Largura do cordão (w):
$$w \propto \frac{UI\phi}{v\alpha}$$

onde U é a tensão de soldagem. A extensão do eletrodo e o tipo de fluxo teriam pequena influência.

Reforço (r):
$$r \propto \frac{I}{Uv\phi\alpha}$$

A extensão do eletrodo e a composição do fluxo teriam pequena influência no reforço. Esta abordagem qualitativa leva a “sentimento” intuitivo do efeito das variáveis de soldagem no formato do cordão e permite previsões simples e qualitativas e o estabelecimento de condições iniciais para estudos mais apurados. Ele, contudo, não permite a realização de previsões quantitativas das dimensões do cordão.

Jackson e Shrubbsall (1953) obtiveram modelos empíricos, para o processo SAW, relacionando a corrente, a tensão e a velocidade de soldagem com a penetração:

$$p = K \sqrt[3]{\frac{I^4}{vU^2}}$$

e a altura do reforço:

$$r = B \frac{I}{v}$$

onde K e B são constantes que podem depender do tipo de fluxo usado.

Na década de setenta, um extenso trabalho foi conduzido no The Welding Institute (Jones et al, 1977) no desenvolvimento de uma metodologia para a coleta, representação e análise de dados no processo SAW visando a otimização de procedimentos de soldagem e resultando na técnica da caixa de tolerância (“tolerance box”). Esta começa com a realização de testes de acordo com um projeto fatorial de experimentos no qual os fatores são variados de uma forma relativamente ampla (figura 15.5). Baseado em algum critério de aceitação dos cordões de solda, os limites para a obtenção de soldas aceitáveis são definidos inicialmente de forma aproximada. Finalmente, com a realização de novos testes, estes limites são melhor definidos.

Esta técnica é basicamente gráfica, suas principais limitações são (i) a dificuldade de representar os resultados quando mais do que duas variáveis de entrada são usadas, (ii) a falta de parâmetros quantitativos para otimização de processos, (iii) o seu elevado custo e (iv) elevado tempo para sua realização. Para reduzir estas limitações, uma abordagem alternativa foi proposta (Salter & Doherty, 1981) baseada em projeto fatorial e regressão linear múltipla. Equações preditivas da forma:

$$\ln(y) = a_0 + a_I \ln(I) + a_V \ln(V) + \dots ,$$

onde y é a variável de saída e a_0, a_I, a_V, \dots são os coeficientes de regressão, foram usadas para criar caixas de tolerância e programas de computador para otimização de procedimentos de soldagem.

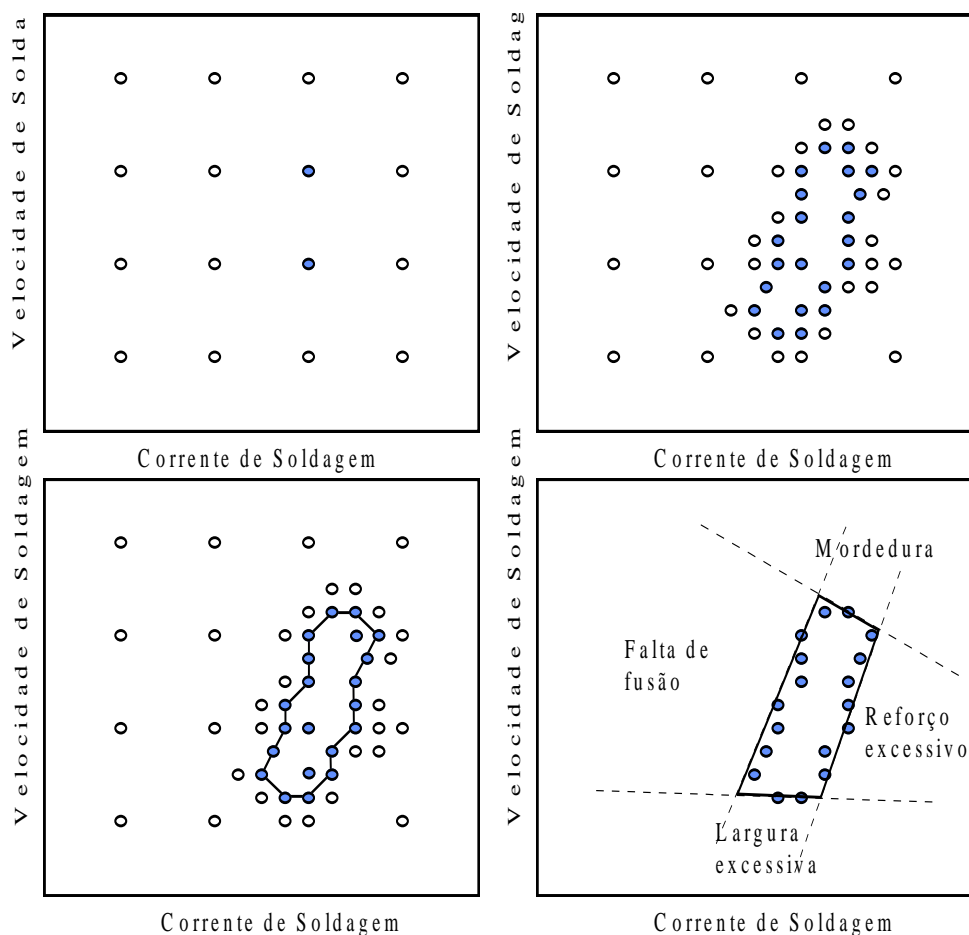


Figura 15.5 - Esquema do procedimento para levantamento de “caixa de tolerância”: (a) Rede fatorial inicial (soldas adequadas: pontos escuros); (b) testes concentrados na região de interesse; (c) posições fronteiriças determinadas experimentalmente; (d) caixa de tolerância e defeitos associados.

Mais recentemente, tem ocorrido uma utilização crescente de técnicas estatísticas para o planejamento de experimentos, a análise de seus resultados e o desenvolvimento de modelos empíricos em soldagem. O planejamento fatorial de experimentos tem sido comumente utilizado junto técnicas de regressão múltipla (Starling et al., 1995). Tem ocorrido, também, um interesse crescente em técnicas alternativas para o desenvolvimento de modelos para sistemas de controle, destacando-se a utilização de redes neurais (ver, por exemplo, Anderson et al., 1992, Ridings et al., 2002). Esta técnica tem sido também usada para outras aplicações, incluindo a modelagem das propriedades mecânicas da solda (Pal et al. 2008).

15.4. Fechamento

Nas últimas décadas, ocorreu uma explosão da aplicação por computador de métodos numéricos para a solução de modelos teóricos que retratam diferentes aspectos do processo de soldagem. Em particular, seguindo uma tendência já observada em projeto estrutural, análise de falha, conformação mecânica, tratamentos térmicos, entre outros, foram lançados, recentemente, programas comerciais baseados no métodos de numéricos capazes de simular aspectos como o formato do cordão, efeitos termo-mecânicos da soldagem e a formação da microestrutura voltados para profissionais da área de soldagem. Em princípio, estes programas permitem o uso de simulação numérica como uma ferramenta capaz de reduzir o número de testes necessários para estabelecer uma condição de soldagem para uma dada aplicação específica.

Paralelamente, foram feitos grandes avanços em técnicas de modelagem empírica de processos por computador com o desenvolvimento de programas capazes de selecionar automaticamente modelos para ajuste de um conjunto de dados. Foram feitos progressos importantes também em técnicas de modelagem empírica por redes neurais e outros métodos de inteligência artificial. Estas técnicas têm sido usadas para a criação de “modelos substitutos” (“surrogate models”) a partir de resultados obtidos por simulação numérica juntamente, ou não, com dados empíricos.

16. Bibliografia:

- Allemand, C. D., Schoeder, R., Ries, D. E., Eagar, T. W. (1985)
A Method of Filming Metal Transfer in Welding Arcs, **Welding Journal**, Jan. p. 45-47.
- Allum, C. (1983)
MIG Welding-Time for Reassessment, **Metal Construction**, Jun., p. 347-353.
- Allum, C.J., Quintino, M.L. (1984)
Pulsed GMAW, Interactions and Process Parameters - Parts 1 & 2, **Weld. & Metal Fab.**, 52(3) e (4), p. 85-89 e 126-129.
- Amson, J.C. (1962)
An Analysis of the Gas Shielded Consumable Metal Arc Welding System, **British Weld. Journal**, 41(4), p. 232-249.
- Anders, A (2005)
Physics of arcing, and implications to sputter deposition, Lawrence Berkeley National Laboratory, Link: <http://escholarship.org/uc/item/2sq5t35m>, 25p.
- Anderson, K. et all. (1992)
Gas tungsten arc welding process control using artificial neural networks, **International Trends in Welding Science and Technology**, ASM International, p. 877-881.
- Atthey, D.R. (1980)
A mathematical model for fluid flow in the weld pool at high currents, **J. Fluid Mech.**, 98(4), p. 787-801.
- Bálsamo, P. S. S., Vilarinho, L. O., Vilela, M., Scotti, A. (2000)
Development of an experimental technique for studying metal transfer in welding: synchronized shadowgraphy, **International Journal for the Joining of Materials** 12(1), p. 1-12.
- Benyounis, B. Y., Olabi, A.G. (2008)
Optimization of different welding processes using statistical and numerical approaches – A reference guide, **Advances in Engineering Software**, 39 p. 483–496.
- Carvalho, J.L.R. et al., (1977)
Dados Termodinâmicos para Metalurgistas, Universidade Federal Minas Gerais, Belo Horizonte.
- Cary, H.B. (1994)
Modern Welding Technology, 3ª edição, Regents Pretence-Hall, p. 183-196.
- Castelan, G.W. (1973)
Físico-Química, Vol. 2, capítulo 02, Ao Livro técnico SA, Rio de Janeiro
- Child, C.D. (1913)
Electric Arcs: Experiments upon Arcs between Different Electrodes in Various Environments, D. Van Nostrand Company, Nova York, 1913, 194p.

- Christensen, N. et al (1965)
Distribution of temperatures in arc welding, **British Welding Journal**, 12, p. 54-75.
- Craine, R.E. (1987)
On determining the shape of weld pools, **Applied Scientific Research**, 44, p. 261-275.
- Cranfield Institute of Technology (1986)
Arc Physics, In: **M.Sc. Handout**, Vol.I, CIT
- Cunningham, J. W., Cook, H. C. (1953)
A comparison of shielding mixtures for gas-shielded arc welding. **Welding Journal**, Sept. 1953, p. 834-841.
- Dutra, J. C. (2008)
MIG/MAG – Transferência Metálica por Curto-Circuito – Fontes de Soldagem versus Gases do Arco, **Soldagem & Inspeção**, 13 (1), p. 19-24.
- Farias, J.P. & Scotti, A. (1985)
Influência da Composição do Revestimento na Estabilidade de Eletrodos Básicos, **I Congresso Ibero-Americano de Soldagem** [Proc. Conf.], Rio de Janeiro: Associação Brasileira de Soldagem, p. 203-220.
- Fugimura, K. et al. (1988)
Estimation of contact tip-workpiece distance in gas shielded metal arc welding, **Welding International**, (6), p. 522-528.
- Galopin, M. & Borody, E. (1986)
Statistical experimentation in arc welding, **Advances in Welding Science and Technology**, ASM International, p. 719-722.
- Gillette R.H., Breymeyer, R.T. (1951)
Some Research Techniques for Studying Arcs in Inert Gases, **Welding Journal**, March, p. 146s-152s.
- Goldman, K. (1966)
Electric Arcs in Argon, **Physics of the Welding Arc** [Proc. Conf.], Londres: The Institute of Welding, p. 17-22.
- Gordon, G. (1978)
System Simulation, Prentice-Hall, 324 p.
- Greene, W.J. (1960)
An Analysis of Transfer in Gas-Shielded Welding Arcs, **AIEE Trans. Part II: Applications and Industry**, Vol.79, p. 194-203.
- Guile, A.E. (1971)
Arc-Electrode Phenomena, **Proceedings IEE**, 118(9R), Sept., p. 1131-1154.

- Guile, A.E. (1984)
Electric Arcs: Their Electrode Processes and Engineering Applications, **IEE Proceedings**, (131(7A), Sept., p. 450-480.
- Halmoy, E. (1979)
Wire Melting Rate, Droplet Temperature, and Effective Anode Melting Potential, **Arc Physics and Weld Pool Behaviour**[Proc. Conf.], The Welding Institute, p. 49-57.
- Halmoy, E. (1979b)
The pressure of the arc acting on the weld pool, **Arc Physics and Weld Pool Behaviour**[Proc. Conf.], The Welding Institute, p. 259-266.
- Heiper, C.R. & Roper, J.R. (1982)
Mechanism for minor element effect on GTA fusion zone geometry, **Welding Journal**, 61(4), p. 97s-102s.
- Hutt, G.A. & Lucas, W. (1982)
Arc Disturbances in Consumable Electrode Welding - a Literature Review, **Welding Institute Research Report**, 173/1982.
- Iordachescua, D. & Quintino, L. (2008)
Steps toward a new classification of metal transfer in gas metal arc welding, **Journal of Materials Processing Technology**, 202 p. 391–397
- Jackson, C.E. (1960)
The Science of Arc Welding, **Welding Journal**, 39, p. 129s-140s, 177s-190s, 225s-230s.
- Jackson, C.E. & Shrubbsall, A.E. (1953)
Control of penetration and melting ratio with welding technique, **Welding Journal**, (4), p. 172s-178s.
- Jones G.R., Fang, M.T.C. (1980)
The Physics of High Power Arcs, **Rep. Prog. Phys.**, 43, p. 1415-1465.
- Jones L. A., Eagar, T. W., Lang, J. H. (1998)
Images of Steel Electrode in Ar-2%O₂ Shielding during Constant Current Gas Metal Arc Welding, **Welding Journal**, 77(4), p. 135s-141s.
- Jones, S.B. et all (1977)
An approach to procedure selection in arc welding, **Welding Journal**, 56(7), p. 19-31.
- Jonsson, P. G., Szekelyf, J., Choos, R. T. C., Quinn, T. P. (1994)
Mathematical models of transport phenomena associated with arc-welding processes: a survey, **Modelling Simul. Mater. Sci. Eng.**, 2 p. 995-1016.
- Jütner, B. (1987)
Characterization of the Cathode Spot, **IEEE Trans. on Plasma Science**, PS-15(5), Oct., p. 474, 479.

- Katsaounis A., (1993)
Heat Flow and Arc Efficiency at High Pressures in Argon and Helium Tungsten Arcs, **Welding Journal**, 72(9), Sept., p. 447s-454s.
- Kim, Y.S. (1989)
Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding, Tese de Doutorado, Massachusetts Institute of Technology, 294p.
- Kim, Y.S. & Eagar, T.W. (1993a)
Analysis of Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding, **Welding Journal**, 72(6), June, p. 269s-278s.
- Kim, Y.S. & Eagar, T.W. (1993b)
Metal Transfer in Pulsed Current Gas Metal Arc Welding, **Welding Journal**, 72(7), July, p. 279s-287s.
- Kou, S. & Lee, Y. (1986)
Three-dimensional heat flow and solidification during autogenous GTA welding of aluminum plates, **Metall. Trans. A**, 16A, p. 2245-2253.
- Kovitya, P. & Lowke, J.J. (1969)
- Kovitya, P. & Lowke, J.J. (1985)
Two-Dimensional Analysis of Burning Arcs in Argon, **J. Phys. D.**, 18, p. 53-70.
- Lancaster, J.F. (1986)
The Physics of Welding, Pergamon Press & International Institute of Welding, 340p.
- Lancaster, J.F. (1987a)
The Physics of Welding. Part 1: The Electric Arc in Welding, **IEEE Proceedings B**, 134(5), Sept., p. 233-254.
- Lancaster (1987b)
The Physics of Welding. Part 2: Mass Transfer and Heat Flow, **IEEE Proceedings B**, 134(6), Nov., p. 297-316.
- Lesnewich (1958)
Control of Melting Rate and Metal Transfer. Parts I & II, **Welding Journal**, Aug./Sept., p. 343s-353s & 418s-425s.
- Lowke (2009)
Physical basis for the transition from globular to spray modes in gas metal arc welding, **J. Phys. D: Appl. Phys.**, 42, p. 1-8 (doi:10.1088/0022-3727/42/13/135204).
- Lu, M., Fujii, H., Nogi, K. (2005)
Influence of Welding Parameters and Shielding Gas Composition on GTA Weld Shape, **ISIJ International**, 45 (1) p. 66-70.

- Lu, M., Fujii, H., Nogi, K. (2006)
Marangoni Convection and Gas Tungsten Arc Weld Shape Variations on Pure Iron Plates, **ISIJ International**, 46 (2) p. 276-280.
- Lu, M., Kou, S. (1988)
Power and Current Distribution in Gas Tungsten Arcs, **Welding Journal**, 67(2), Feb., p. 29s-34s.
- Lucas, W. & Amin, M. (1975)
Effect of Wire Composition on Spray Transfer Mild Steel MIG Welding, **Metal Construction**, Feb., p. 77-83.
- Lucas, W., Iordachescu, D., Ponomarev, V. (2005)
Classification of Metal Transfer Modes in GMAW, IIW Doc. No XII-1859-05 9p.
- Lund, R.A. (1979)
Multivariate Computer Control of a Gas Metal Arc Welding Process, PhD Thesis, University of Wisconsin-Madison.
- Matsunawa, A. (1992)
Modeling of heat and fluid flow in arc welding, **International Trends in Welding Science and Technology**, ASM International, p. 3-16.
- Matumoto, J. et al. (1980)
Some Characteristics of Electrode Melting Phenomena in Narrow Gap MIG-Arc Welding, **Trans. Japan Weld. Soc.**, 11(1), April, p. 3-8.
- McGlone, (1982)
Weld bead geometry prediction - a review, **Metal Construction**, July, p. 378-384.
- Mills, K. C., Keene, B. J., Brooks, R. F., Shirali, A. (1998)
Marangoni Effects in Welding, **Phil. Trans. Royal Soc. Lond.**, 356 (1759), p. 911-925.
- Mirapeix, J., Cobo, A., Fernandez, S., Cardoso, R., Lopez-Higuera, J. M. (2008)
Spectroscopic analysis of the plasma continuum radiation for on-line arc-welding defect detection, **Journal of Physics D: Applied Physics** 41, p. 1-8.
- Mita, T. (1989)
Reducing Spatter in CO₂ Gas-Shielded Arc Welding - Waveform Control, **Welding International**, (3), p. 227-232.
- Mita, T. et al. (1988)
Quantitative Estimates of Arc Stability for CO₂ Gas Shielded Arc Welding, **Welding International**, (2), p. 152-159.
- Modenesi, P.J. (1990)
Statistical Modelling of the Narrow Gap Gas Metal Arc Welding Process, PhD Thesis, Cranfield Institute of Technology.

- Modenesi, P.J. (2003)
Monitoração e Controle em Soldagem, Relatório Técnico de Projeto de Pesquisa para o CNPq, UMG.
- Modenesi, P.J. (2008)
Projeto sendo desenvolvido no LabSend/LRSS/UFMG.
- Modenesi, P. J. ; Apolinário, E. R. ; Pereira, I. M. (2000)
TIG Welding with Single-component Fluxes, **Journal of Materials Processing Technology**, 99 (1) p. 260-265.
- Modenesi, P.J., Avelar, R.C. de (1999)
The Influence of Small Variations of Wire Characteristics on Gas Metal Arc Welding Process Stability, **Journal of Materials Processing Technology**, 86(1999), p. 226-232.
- Modenesi, P.J., Nixon, J. (1994)
Arc Instability Phenomena in GMA Welding, **Welding Journal**, 73(9), p. 219s-224s.
- Modenesi, P.J. et al. (1983)
Transferência de Metal de Adição na Soldagem com Eletrodos Revestidos, **Tecnologia de Soldagem-84** [Proc. Conf.], Associação Brasileira de Soldagem, Vitória, p. 285-296.
- Modenesi, P.J. et all., (1992)
Metalurgia da Soldagem, Departamento de Engenharia Metalúrgica da UFMG, capítulo 3.
- Myhr, O. R., Grong, O. (2008)
Utilizing a Predictive Tool for Designing Welded Aluminum Components, **Welding Journal**, 87(5), 36-39.
- Needham, J.C. (1965)
Pulsed Controlled Consumable Electrode Welding Arc, **British Weld. Journal**, 12, pp. 191-197.
- Nishiguchi, K. et all (1977)
Study on bead surface profile, **IIW Doc. 212-391-77**, IIW, 10 p.
- Norrish, J. (1992)
Advanced Welding Processes, IOP, Bristol, 375 p.
- Nunes, J.L. (1982)
Metal Transfer Investigations with a Synergic Power Supply, MSc Thesis, Cranfield Institute of Technology, 198 p.
- Oliveira Santos, J.F. (1986)
Pulsed MIG Welding of Stainless Steels, **Stainless Today** (Suplem. Sheet Metal Ind. & Weld. Rev.), Feb., p. 21, 24, 26, 28.

- Ono, H. et al. (1981)
Some Characteristics of the Electrode Melting Phenomena in Narrow Gap Arc Welding [Report II], **Trans. Japan Weld. Soc.**, 12(2), Oct., p. 79-83.
- Oreper, G.M. & Szekely, J. (1984)
Heat- and fluid flow phenomena in weld pools, **J. Fluid Mech.**, 147, p. 53-79.
- Pal, S., Pal, S. K., Samantaray, A. K. (2008)
Artificial neural network modeling of weld joint strength prediction of a pulsed metal inert gas welding process using arc signals, **Journal of Materials Processing Technology** 202 (1-3) p. 464–474.
- Ponomarev, V. et al. (2004)
Investigation of the mechanism of short arc MIG/MAG welding metal transfer mixed modes, **International J. for the Joining of Materials**, 16(3), Sept. 2004, p. 65-70.
- Ponomarev, V. & Scotti, A. (2004)
Investigation of the mechanism of long arc MIG/MAG welding metal transfer mixed modes provoked by inadequate dynamic features of the power source, **International J. for the Joining of Materials**, 16(3), Sept. 2004, p. 71-77.
- Quigley, M.B.C. (1977)
Physics of the Welding Arc, **Weld. & Metal Fab.**, Dec., p. 619-626.
- Quintino, L. (1986)
Fusion Characteristics in Pulsed-GMAW of Mild Steel, PhD Thesis, Cranfield Institute of Technology.
- Reis, R. I. (2004)
Anomalias na Velocidade de Fusão do Eletrodo na Soldagem GMAW, Tese de Doutorado, CPGEM-UFMG, Belo Horizonte, MG, 125p.
- Rhee, S., Kannatey-Asibu, Jr (1992)
Observation of Metal Transfer During Gas Metal Arc Welding, **Welding Journal**, 71(10), Oct., p. 381s-386s.
- Richardson, I.M. (1989)
Introduction to Arc Physics, School of Industrial Science, Cranfield Institute of Technology, 42 p.
- Ridings, G. E., R. C. Thomson, R. C., Thewlis, G. (2002)
Prediction of Multiwire Submerged Arc Weld Bead Shape using Neural Network Modeling, **Science and Technology of Welding and Joining** 7 (5) p. 265-279
- Rodwell, M.H. (1985)
A Preliminary Investigation into Arc Disturbances and Poor Welding Appearance in Spray Transfer MIG Welding of Steel, **Welding Institute Research Report**, 7851.01/84/422.2.

- Rokhlin, S.I., Guu, A.C. (1993)
A Study of Arc Force, Pool Depression, and Weld Penetration During Gas Tungsten Arc Welding, **Welding Journal**, 72(8), Aug., p. 381s-390s.
- Rosenthal, D. (1946)
The theory of moving sources and its application to metal treatments, **Transactions of the ASME**, Nov., p. 849-866.
- Salter, G.R. & Doherty, J. (1981)
Procedure selection for arc welding, **Metal Construction**, Sept., p. 544-550.
- Scotti, A et al. (1984)
Avaliação de Estabilidade de Eletrodos Revestidos, **Tecnologia da Soldagem - 84** [Proc. Conf.], Vitória: Associação Brasileira de Soldagem, p. 315-335.
- Shinoda, T. & Doherty, J. (1978)
The relationship between arc welding parameters and weld bead geometry - a literature survey, **Welding Institute Research Report 74/1978/PE**, 77 p.
- Simufact (2011)
www.simufact.com.
- Soderstrom, E. J., Scott, K. M., Mendes, P. F. (2011)
Colorimetric Measurement of Droplet Temperature in GMAW, **Welding Journal**, Vol. 90, April, p. 77s-82s.
- Spraragen W. , Lengyel, B.A. (1943)
Physics of the Arc and Transfer of Metal in Arc Welding, **Welding Journal**, Jan., p. 2s-42s.
- Starling, C.M.D., Marques, P.V., Modenesi, P.J., (1995)
Statistical modelling of narrow-gap GTA welding with magnetic arc oscillation, **Journal of Materials Processing Technology**, 51, p. 37-49.
- Suban, M., Tusek, J. (2001)
Dependence of melting rate in MIG/MAG welding on the type of shielding gas used, **Journal of Materials Processing Technology**, 119, p. 185-192.
- Ushio, M., Matsuda, F. (1982)
Mathematical Modelling of Heat Transfer of Welding Arc (Part I), **Trans. JWRI**, 11(1), p. 7-15.
- Ushio, M., Tanaka, M., Lowke, J. J. (2004)
Anode Melting From Free-Burning Argon Arcs, **IEEE Transactions on Plasma Science**, 32 (1) p. 108-117.
- Waszink, J.H., Heuvel, G.J.P. (1979)
Measurements and calculations of the resistance of the wire extension in arc welding, **Int. Conf. Arc Physics and Weld Pool Behaviour**, The Welding Institute, London , 227-239

Wegrzyn J., (1969)

Covered Electrode Arc, **IIW Doc. 212.166.69**, International Institute of Welding.

Wendelstorf (2000)

Ab initio modelling of thermal plasma gas discharges (electric arcs), Tese, Technischen Universität Carolo-Wihrlmina, 145p.

Wendelstorf (2010)

Animação obtida em http://www.wendelstorf.de/jens/e/paper/index_f.html.