

ESTUDO DA INSTABILIDADE DO CORDÃO EM SOLDAGEM MIG PULSADA

Warley A. Pereira

Universidade Federal de Uberlândia - Departamento de Engenharia Mecânica
Cx. P. 593 - CEP 38400-902. Uberlândia – MG.

Valtair A. Ferraresi

RESUMO. *O processo MIG pulsado em soldagens automatizadas em chanfros tem apresentado problemas como falta de fusão e de penetração, além de instabilidade do cordão. A instabilidade observada caracteriza-se por um desvio do cordão de solda para as paredes do chanfro, impedindo a soldagem contínua de trechos longos de solda. Testes preliminares mostraram a influência de alguns parâmetros operacionais sobre a estabilidade dos cordões. Dentre eles: inclinação da tocha, velocidade de soldagem, corrente média, gás de proteção, geometria do chanfro e comprimento do arco. A análise destes parâmetros mostrou que o volume de metal depositado por comprimento soldado é um dos principais fatores que influenciam a estabilidade do cordão. O objetivo deste trabalho é comprovar a validade de um modelo teórico que relaciona o volume de metal depositado por unidade de comprimento do cordão com alguns parâmetros operacionais do processo, em função da estabilidade geométrica do cordão. Os resultados mostraram que o modelo teórico apesar de demonstrar certa validade, é limitado, visto que este considera que somente o volume de metal depositado por comprimento soldado influencia a instabilidade do cordão, desprezando a influência dos demais parâmetros de soldagem, que demonstraram em um teste adicional, sua influência sobre a estabilidade do cordão.*

Palavras-chave: MIG pulsado, Modelagem, Instabilidade de cordão, Gás de proteção

1. INTRODUÇÃO

Nos processos de soldagem mecanizados em chanfros estreitos, um problema encontrado é a dificuldade de manter corretamente o perfil do cordão de solda, acarretando em falta de fusão, penetração e estabilidade do cordão. Algumas das razões para tais defeitos geométricos são simples; por exemplo, a incompatibilidade entre a largura da folga (“gap”), a velocidade de alimentação e a taxa de fusão, podem fornecer um volume de solda insuficiente para formar uma ligação metálica entre as paredes do chanfro. Outras razões não são assim tão facilmente identificadas ou justificadas (Scotti, 1991).

Na prática, há muitos tipos diferentes de instabilidade de cordão. Algumas vezes é difícil distinguir um tipo do outro, devido às similaridades em aspecto. Algumas instabilidades de cordão são entretanto bem conhecidas e freqüentemente ocorrem. Os tipos mais comuns normalmente propensos a ocorrer em MIG/MAG são a mordedura e o "humping" (ondulação do

cordão). Um tipo mais incomum de instabilidade do cordão é caracterizado pela não ligação metálica entre as paredes da junta, que será daqui em diante chamado de *Cordão não Ligado*. A Figura 1 mostra o aspecto deste tipo de instabilidade do cordão.

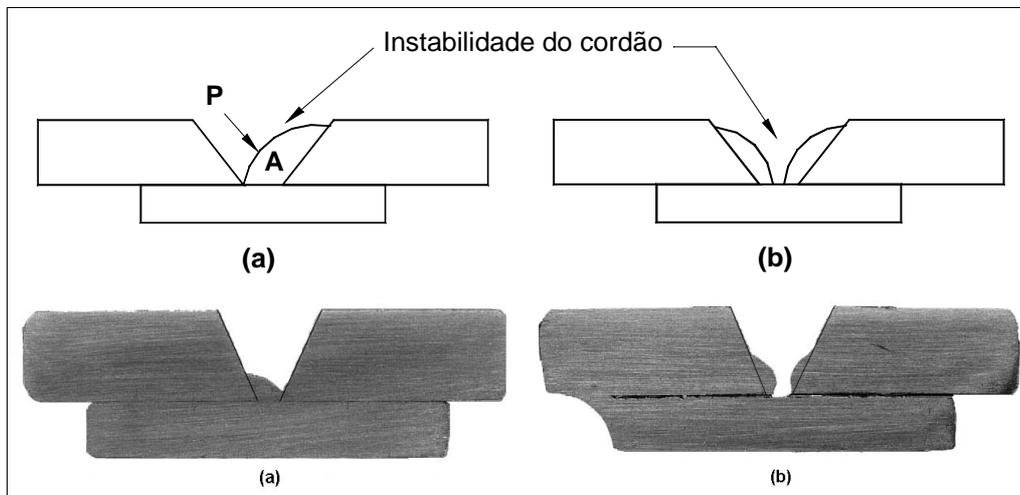


Figura 1. Aspecto da instabilidade do cordão (cordão não ligado), (a) simples e (b) dupla.

De acordo com Scotti (1991), qualquer dos tipos de instabilidade de cordão citados acima podem ser corrigidos, desde que se evite a combinação dos parâmetros que conduzem a estas instabilidades. A importância de estudar este assunto mais completamente, porém, é relacionada a necessidade de reduzir defeitos nas soldas devido às previsíveis irregularidades na forma dos cordões. Se o fenômeno que governa a estabilidade do cordão for bem entendido e os limites das faixas operacionais forem estabelecidos, poderão resultar em algumas vantagens práticas. Tal entendimento pode levar a uma redução dos testes para a determinação do ponto ótimo de trabalho e o estabelecimento de condições de não aceitação em um sistema de controle.

Alguns pesquisadores, como Matsunawa & Ohji (1985) e Craine (1987) tentaram prever a forma dos cordões de solda a partir de equações baseadas em um balanço de forças. Por outro lado, outros pesquisadores, como Scotti (1991) tentaram encontrar a condição de maior estabilidade do cordão relacionando volume e área de superfície, pois consideram que a principal força que governa este fenômeno é a tensão superficial. Porém, nenhum deles conseguiu definir com certeza qual fenômeno está ocorrendo.

De acordo com Modenesi & Nixon (1994), o gás de proteção tem uma influência significativa sobre a estabilidade do arco e, conseqüentemente, do cordão de solda. Eles observaram que a presença de um componente oxidante na mistura suaviza o perfil do cordão de solda, reduzindo seu ângulo de molhamento e a altura do reforço, melhora a penetração e reduz a tendência à mordedura pela diminuição da tensão superficial da poça fundida ou pela estabilização da posição da raiz do arco.

Através de uma série de testes, Pereira & Ferraresi (1998) chegaram a uma constatação na qual se admite que o volume de metal depositado por comprimento soldado é um dos principais fatores causadores da instabilidade denominada cordão não ligado

Scotti (1991), definiu o cordão ligado como a resultante das forças que permitem que o metal fundido ataque ao mesmo tempo ambas as paredes e o fundo de uma junta (Fig. 2 (a) – tipo 1). Se o efeito não ocorre, a poça de solda se acumula na base da junta (Fig. 2 (b) - tipo 2). Quando o efeito de ligação é mais fraco, porém, há uma tendência para um lado, como mostrado na Fig.2 (c) (tipo 3).

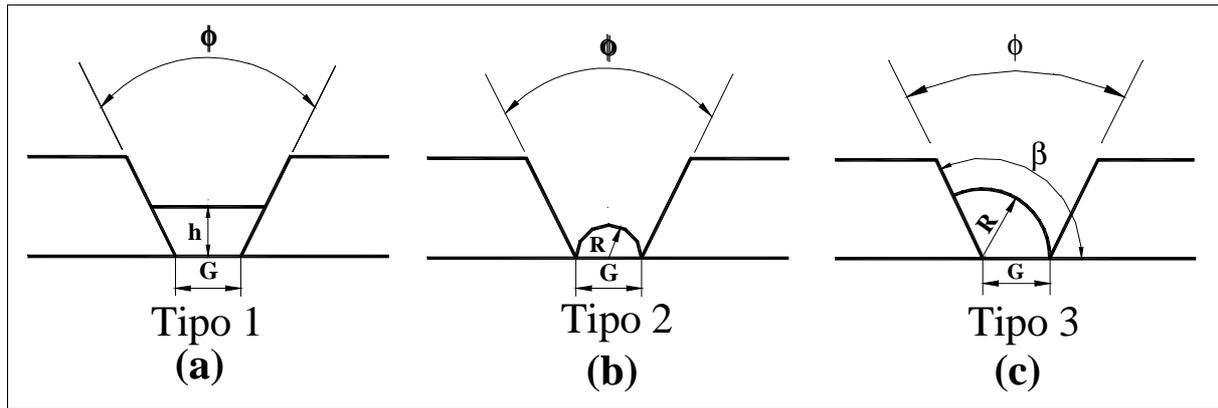


Figura 2. Definição dos tipos de ligação do cordão de solda, onde: (a) tipo 1 – ligação completa, (b) tipo 2 – sem ligação e (c) tipo 3 – ligação parcial (Scotti, 1991).

De acordo com Scotti (1991), existe uma relação entre o volume de metal depositado por comprimento soldado e a área superficial em contato com o ar. Isto é, para o mesmo volume, quanto maior a área superficial em contato com o ar, maior será a energia (condição de menor estabilidade). Scotti (1991) assumiu que a principal força que governa este fenômeno é a tensão superficial e propôs um modelo teórico relacionando volume e área superficial do cordão.

Fazendo algumas simplificações adicionais, tal como considerar a forma do cordão sem ligação como um semicírculo (Fig. 2 (b) – tipo 2), e a forma do cordão apresentando um cordão completamente ligado como uma seção trapezoidal (Fig. 2 (a) – tipo 1), pode-se mostrar que há uma relação entre a folga (G), o tamanho do cordão (h ou R , de acordo com o tipo de cordão) e o ângulo incluído (ϕ).

É válido notar que se o raio do cordão (R) for maior que metade da folga do chanfro (G), a forma do tipo 2 não será mais possível. Como um resultado, as duas formas mais possíveis são mostradas na figura 2 (a) e 2 (c). Definindo P como a área superficial por unidade de comprimento de solda (Fig. 1 (a)), então, de acordo com a Fig. 2 (a) e 2 (c) (para cordões dos tipos 1 e 3 respectivamente), para ter o tipo 3 em vez do tipo 1, a área da superfície do primeiro (P_3) deve ser menor que a do último (P_1), para o mesmo volume. Tem-se, então:

$$P_3 < P_1 \quad (1).$$

Permite considerar a área por unidade de comprimento do tipo 3 como o comprimento do arco β , onde $\beta = \phi/2 + \pi/2$. Assim, a Eq. 1 pode ser transformada em:

$$R \cdot \beta < G + 2 \cdot h \cdot \tan \phi / 2 \quad (2)$$

onde o lado esquerdo da equação corresponde a P_3 e o lado direito a P_1 . O volume de metal depositado por comprimento soldado da forma tipo 1 (A_1) é definido como:

$$A_1 = G \cdot h + h^2 \cdot \tan \phi / 2 \quad (3),$$

e a solução real para “ h ” é:

$$h = \frac{\left[-G + \sqrt{G^2 + 4 \cdot A_1 \cdot \tan \phi / 2} \right]}{2 \cdot \tan \phi / 2} \quad (4)$$

Substituindo (4) em (2), a nova expressão para a desigualdade é:

$$R^2 \cdot \beta^2 < G^2 + 4.A_1.tan\phi/2 \quad (5)$$

Definindo agora $A_3 = A_1$ (mesmo volume para os dois tipos de cordão), como:

$$A_3 = \beta.R^2/2 \quad (6),$$

e substituindo (6) em (5), portanto:

$$(R/G)^2 < \frac{1}{(\beta^2 - 2.\beta.tan\phi/2)} \quad (7).$$

De outro modo, a Eq. 5 pode ser transformada para ser correlacionada com outros parâmetros práticos usando a Eq. 6 como segue:

$$G^2 > 2.A.\beta - 4.A.tan\phi/2 \quad (8)$$

$$G^2 > A.(\phi + \pi - 4.tan\phi/2) \quad (9),$$

onde $A = A_2 = A_3$. A Eq. 9 representa as condições para cordões parcialmente ligados em vez de completamente ligados. Para cordões completamente ligados deve-se inverter o sinal (o primeiro termo da Eq. 9 deverá ser menor que o segundo).

Geometricamente, o volume do material depositado por comprimento soldado é:

$$A = \frac{\pi.d^2.\mu.Va}{4.Vs} \quad (10)$$

onde: A é a volume do material depositado por unidade de comprimento (mm^2), Va é a velocidade de alimentação do arame (mm/min), d é o diâmetro do arame (mm), Vs é a velocidade de soldagem (mm/min) e μ é a eficiência de deposição (%).

Agora, tomando a expressão para A em função dos parâmetros operacionais (Eq. 10), a expressão final representando as condições para um cordão completamente ligado é:

$$G^2 < \frac{\pi.d^2.\mu.Va.(\phi + \pi - 4.tan\phi/2)}{4.Vs} \quad (11).$$

Nesta equação, a importância do material depositado é notável, mas existe uma grande diferença entre os valores da folga limite. Esta diferença caracteriza a faixa de transição entre ligação completa e não ligação, isto é, a faixa de ligação parcial do cordão.

Recapitulando, da Eq. 11, a ligação não ocorre se o valor da folga (G) for maior que um valor limite. Este limite depende da velocidade de soldagem, do ângulo incluído e da taxa de deposição. Neste caso, o volume de metal (como uma função da taxa de alimentação de arame e velocidade de soldagem) é o principal fator atuando na ligação do cordão. É importante lembrar que, neste modelo, a influência da intensidade e distribuição de calor (ex., influência da oscilação da tocha) não é considerada e não pode ser estimada.

O modelo proposto por Scotti (1991) (Eq. 11), em termos da relação área superficial por unidade de comprimento de solda pelo volume depositado por comprimento soldado (P/A) (onde P é dado pelo lado esquerdo da Eq. 2 e A pela Eq. 6), para que não ocorra o desvio lateral do cordão, fica:

$$\frac{P}{A} < \sqrt{\frac{4.V_s.(\phi + \pi)}{\pi . d^2 . \mu.V_a}} \quad (12)$$

Neste trabalho foi feita uma série de testes e análises para verificar até que ponto o modelo descrito acima é válido.

2. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL E RESULTADOS

Na realização dos ensaios foi utilizada uma fonte de soldagem eletrônica multiprocessos, uma mesa de coordenadas controlada por computador, para o deslocamento da tocha de soldagem e um sistema de aquisição de sinais de corrente e tensão de soldagem, composto por um microcomputador, uma placa de aquisição, um divisor de tensão e um sensor “Hall”. Foi utilizado o processo MIG pulsado com imposição de corrente.

Os corpos de prova foram confeccionados com chapas de aço comum de 9,53 mm de espessura e o cobrejunta com 6,35 mm de espessura. O ângulo de abertura usado foi de 45° e a folga de 3 mm. Sua geometria é semelhante àquela mostrada na Fig.1. Foi usado um arame de aço de 1,0 mm de diâmetro.

Foram realizados testes com quatro níveis de corrente média (100, 130, 160 e 190 A), com uma Distância Bico de Contato Peça ($DBCP$) de 15 mm, utilizando-se a mistura de gás 90% Ar + 10% CO₂, com uma vazão de 12 l/min. Os demais parâmetros de soldagem estão na Tabela 1.

Tabela 1. Parâmetros utilizados para a soldagem dos corpos de prova.

TESTE	I_m	V_m	V_s	V_a	I_p	t_p	I_b	t_b	Cordão
TF1	102	19,0	200	4000	233	4,17	64	15,28	estável
TF2	102	19,3	250	4000	233	4,18	63	15,27	instável
TF3	129	21,0	300	5200	232	4,20	89	10,93	estável
TF4	130	21,2	350	5200	233	4,22	90	10,93	instável
TF5	161	22,1	350	6400	233	4,21	123	7,96	estável
TF6	160	21,5	400	6400	232	4,20	122	8,07	instável
TF7	190	24,2	400	7600	232	4,24	161	6,11	estável
TF8	190	24,4	450	7600	232	4,17	162	6,08	instável

Onde: I_m é a corrente média (A), V_m a tensão média (V), V_s a velocidade de soldagem (mm/min), V_a a velocidade de alimentação do arame (mm/min), I_p a corrente de pulso (A), t_p o tempo de pulso (mseg.), I_b a corrente de base (A), e t_b o tempo de base (mseg.).

Os testes foram realizados da seguinte forma: para cada nível de corrente média selecionado, mantendo-se os demais parâmetros constantes, foram realizadas as soldagens dos corpos de prova, variando-se a velocidade de soldagem (uma velocidade de soldagem para cada corpo de prova soldado) até que o cordão de solda mudasse de estável para instável. Desta forma foram obtidos quatro corpos de prova com cordões estáveis.

Todos os corpos de prova foram cortados em três pontos distintos, polidos e atacados com uma solução Nital 10%. Esse procedimento foi feito para que fosse possível medir a geometria da seção transversal do cordão, mais especificamente o volume de metal depositado por comprimento soldado, que na realidade é a área da seção transversal do cordão (área A da Fig. 1), e a área superficial do cordão por comprimento soldado, que é na realidade o perímetro superficial do cordão (perímetro P da Fig. 1). Em todos os testes, os corpos de prova foram pesados antes e depois da soldagem, para determinar a massa depositada. Além disso, as soldagens foram cronometradas para que, junto com o valor de V_a , fosse possível determinar o volume de metal fundido e, conseqüentemente, determinar (calcular) a massa fundida de arame. Esses dois últimos procedimentos foram realizados para se determinar o rendimento de deposição em cada cordão soldado. A Tabela 2 mostra os resultados dos parâmetros medidos para a determinação do rendimento de deposição μ .

Tabela 2. Parâmetros medidos para a determinação do rendimento de deposição.

TESTE	Md	Mf	t	μ
TF1	20,87	21,29	52,06	98,0
TF2	17,24	17,73	43,46	97,2
TF3	18,64	19,55	36,86	95,3
TF4	15,52	16,06	30,29	96,6
TF5	21,71	21,79	33,18	99,6
TF6	17,76	17,96	27,52	98,9
TF7	19,66	19,88	25,65	98,9
TF8	18,35	18,52	23,9	99,1

onde: Md é a massa depositada (g); Mf é a massa fundida (g); t é o tempo total de soldagem (s); μ é o rendimento de deposição (%).

Através de um sistema de aquisição e tratamento de imagens, composto por uma câmara filmadora e um software para tratar as imagens obtidas pela filmadora, foram medidos a área da superfície (P) e o volume do cordão por comprimento soldado (A). Com isto foi possível comparar os valores medidos de P/A , com aqueles determinados pelo modelo teórico (Eq. 12). A Tabela 3 mostra os resultados obtidos para a confecção do modelo experimental.

Tabela 3. Resultado da medição de P e A das amostras cortadas.

Teste	P	A	P/A	$(P/A)t$	$(V_s/V_a)^{1/2}$
TF1	6,879	17,612	0,392	0,505	0,224
TF2	13,855	13,745	1,008	0,565	0,250
TF3	6,764	18,406	0,368	0,550	0,240
TF4	15,288	15,726	0,972	0,586	0,259
TF5	7,025	20,471	0,344	0,524	0,234
TF6	14,430	16,436	0,878	0,565	0,250
TF7	7,860	21,596	0,365	0,516	0,229
TF8	15,972	17,943	0,890	0,550	0,243

Onde os valores de P (mm) e de A (mm²) são determinados pela média de três seções de cada corpo de prova. $(P/A)t$ é o valor da relação P/A calculado pelo modelo teórico (Eq. 12).

3. DISCUSSÃO

Através da Fig. 3, pode-se verificar que os pontos da relação P/A onde os cordões ficaram estáveis (determinados experimentalmente), estão todos abaixo da curva determinada pelo modelo teórico (Eq. 12) e que os valores de P/A onde os cordões foram instáveis ficaram todos acima dos valores de P/A determinados pela curva teórica. Estes resultados estão dentro daquilo que o modelo teórico se propõe, ou seja, o modelo teórico diz que qualquer valor da relação P/A abaixo da curva determinada por ele produzirá um cordão estável e que qualquer valor de P/A acima da curva produzirá cordões irregulares, fato que realmente ocorreu.

Outra observação que pode ser feita na Fig. 3 é que existe um valor limite da razão $(V_s/V_a)^{1/2}$ a partir da qual os cordões ficaram sempre instáveis. No caso dos testes realizados este valor limite ficou entre 0,240 (maior valor para um cordão estável) e 0,243 (menor valor para um cordão instável). Abaixo do limite mínimo os cordões ficaram sempre estáveis, o que demonstra que o modelo teórico realmente faz considerações corretas na determinação das condições onde o cordão de solda deverá ficar sempre estável.

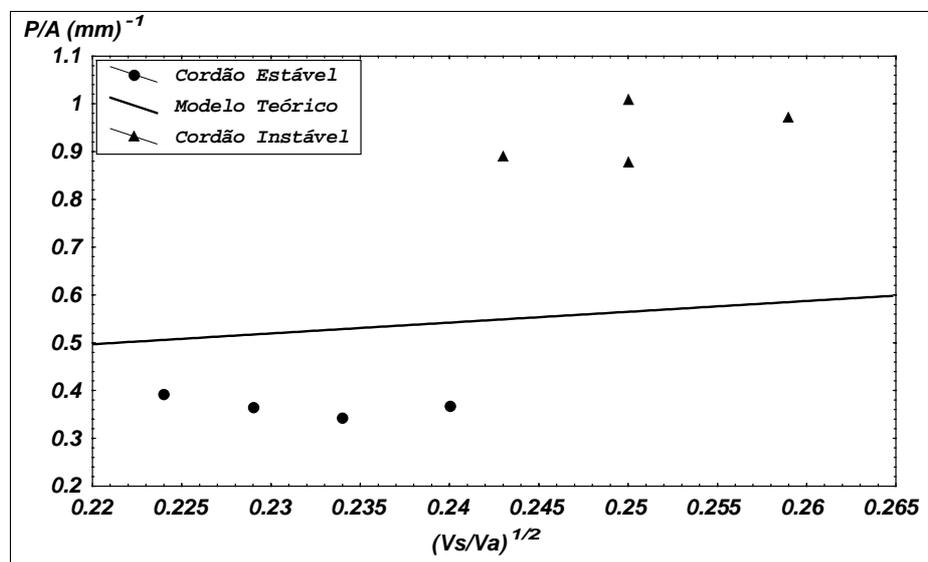


Figura 3. Relação P/A em função de $(V_s/V_a)^{1/2}$ para o modelo teórico e os valores medidos.

A Fig. 4 mostra o comportamento da instabilidade do cordão em função da corrente média (I_m). Pode-se observar que para qualquer valor de I_m , a curva que indica a relação P/A determinada pelo modelo teórico, ficou sempre acima dos valores medidos nos corpos de prova onde os cordões ficaram estáveis, como no caso em que se considera a instabilidade do cordão em função do volume depositado por comprimento soldado dado pela relação $(V_s/V_a)^{1/2}$. Por outro lado, quando se considera apenas os corpos de prova onde os cordões obtidos ficaram instáveis, para qualquer I_m os valores da relação P/A determinada pelo modelo teórico (curva tracejada) ficaram sempre abaixo dos valores medidos. Quanto à influência da corrente média sobre a instabilidade do cordão, pode-se observar que I_m tem um efeito muito pequeno, visto que com a variação deste parâmetro, os valores de P/A ficaram praticamente constantes.

Com estes resultados foi possível verificar que o problema da instabilidade do cordão estudada, até certo ponto, realmente é um problema de volume depositado por comprimento soldado. Porém, também foi possível verificar que existe um pequeno desacordo entre este e os valores obtidos por medição dos corpos de prova. A diferença apresentada entre o modelo teórico e os pontos determinados experimentalmente demonstra que além do volume

depositado por comprimento soldado, dado pela relação V_s/V_a e pela geometria do chanfro (ângulo de abertura e folga), devem existir outros parâmetros que podem influenciar a instabilidade do cordão e que o modelo teórico não considera. Para esta comprovação, testes adicionais foram realizados, variando-se o gás de proteção.

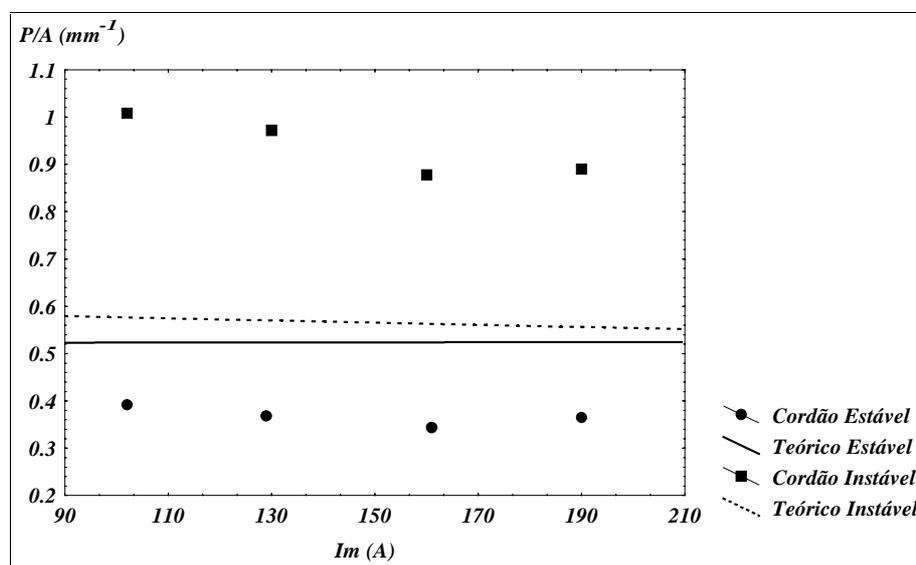


Figura 4. Influência da corrente média sobre a instabilidade do cordão, onde as curvas são determinadas pelo modelo teórico nas condições de cordão estável (linha contínua) e cordão instável (linha tracejada) e os pontos são valores medidos nos corpos de prova.

3.1. Influência do gás de proteção e da corrente média sobre a instabilidade do cordão

Para comprovar que outros parâmetros podem estar influenciando a instabilidade do cordão, além da relação P/A (que depende das velocidades de soldagem e de alimentação e da geometria do chanfro), novos testes foram realizados. Nestes testes foram variados o gás de proteção e a corrente média de soldagem. Foram usados três gases de proteção diferentes: 95% Ar + 5% O_2 (gás 1 da tabela 4), 92% Ar + 6% CO_2 + 2% O_2 (gás 2 da tabela 4) e 75% Ar + 25% CO_2 (gás 3 da tabela 4) e três níveis de corrente média de soldagem: 100, 150 e 200 A. A Tabela 4 mostra os demais parâmetros de soldagem e os resultados obtidos nestes testes (só foram analisados as soldas onde os cordões ficaram estáveis).

Tabela 4. Parâmetros e resultados dos testes para verificação da influência do gás de proteção e da corrente média de soldagem sobre a instabilidade do cordão.

GÁS	I_m	V_m	V_s	I_p	t_p	I_b	t_b	V_a	P/A
1	96	19,0	20	303	2,5	25	6,6	4,9	0,456
1	150	23,5	35	300	2,5	65	3,5	6,7	0,516
1	196	24,7	45	300	2,5	110	2,0	8,7	0,514
2	99	19,8	10	393	1,7	40	6,6	4,9	0,323
2	158	23,9	30	349	2,1	60	3,4	6,8	0,474
2	206	27,1	45	395	1,7	130	2,4	9,3	0,497
3	102	24,3	35	395	1,7	35	6,6	5,0	0,592
3	147	26,6	45	372	2,0	45	3,5	7,2	0,559
3	208	31,6	60	370	2,0	110	2,0	9,5	0,562

Para cada nível de corrente média foram feitas soldagens, onde a velocidade de soldagem foi variada (um nível de velocidade em cada corpo de prova), até que fosse obtida a velocidade de transição onde o cordão mudava de estável para instável. Encontrada a velocidade de soldagem de transição, para cada nível de corrente e gás de proteção, foram calculados, através do modelo teórico (Eq. 12), os valores da relação P/A para cada cordão estável obtido. A partir daí foram traçadas as curvas que relacionam a corrente média de soldagem com a relação P/A (Fig. 5) para os três gases analisados.

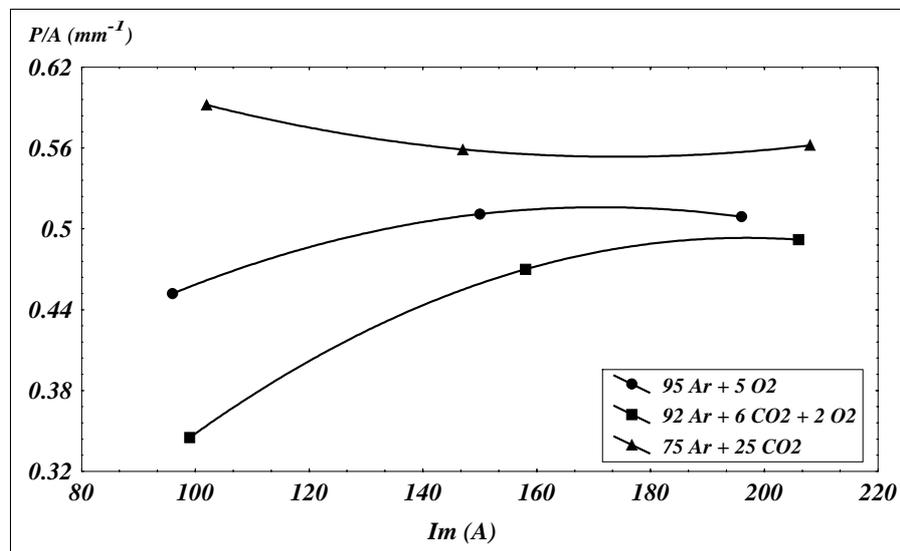


Figura 5. Influência do gás de proteção e da corrente média sobre a instabilidade do cordão.

Através da Fig. 5, pôde-se observar que o gás de proteção, assim como a corrente média (em uma escala menor), também influenciam a instabilidade do cordão (mesmo com o valor de P/A tendo sido calculado pelo modelo teórico), visto que com a variação destes dois parâmetros o valor da relação P/A também variou. Se não houvesse a influência da corrente média sobre a instabilidade do cordão, as curvas da Fig. 5 seriam retas constantes, paralelas ao eixo das abcissas e se não houvesse a influência do gás de proteção, as três curvas estariam sobrepostas, ou seja, os valores da relação P/A seriam constantes para qualquer gás analisado.

A partir da Fig. 5, observa-se também que a influência do gás de proteção é menor em correntes médias maiores. Provavelmente isto ocorre porque com o maior calor gerado em altas correntes a molhabilidade do cordão de solda nas paredes do chanfro aumenta, facilitando o escoamento do cordão para o fundo do chanfro e reduzindo a instabilidade do cordão. Além disso, em maiores correntes a pressão do arco é forte bastante para direcionar as gotas para o fundo do chanfro. Esses dois efeitos podem reduzir o efeito da variação do gás de proteção sobre a instabilidade do cordão em correntes médias altas.

O modelo proposto por Scotti (1991) considera que a tensão superficial é o principal fator que governa o fenômeno do tipo de instabilidade do cordão estudado neste trabalho. Porém, seu modelo não considera o efeito do fluxo e da distribuição de calor na poça fundida, que é um fator de grande influência sobre a tensão superficial. A variação do fluxo e da distribuição de calor na poça fundida pode ser obtida pela variação da energia fornecida pelo processo (no caso, corrente média) e pelo gás de proteção (condutividade térmica diferente para cada gás). Outro fator não considerado pelo modelo de Scotti e que também tem um grande efeito sobre a tensão superficial é a composição química da poça fundida. A variação do gás de proteção promove a variação da composição química da poça fundida pela mudança das reações que ocorrem entre o oxigênio do gás e os elementos de liga do metal de base e do metal de adição.

Ou seja, a ação conjunta da formação de diferentes filmes óxidos, pela mudança do gás e da variação da temperatura, pela mudança tanto do gás quanto da corrente média, podem estar mudando a tensão superficial do cordão e, conseqüentemente mudando o comportamento da instabilidade do cordão. Embora o modelo teórico considere que a tensão superficial seja o principal fator atuando na causa da instabilidade do cordão, a não consideração de todos os fatores que atuam sobre esta, pode justificar a pequena discrepância entre os valores calculados pelo modelo e os valores obtidos experimentalmente, como visto no item anterior.

4. CONCLUSÕES

A consideração feita no modelo teórico proposto por Scotti (1991), onde se considera que a instabilidade do cordão se deve a uma relação entre a área superficial do cordão por comprimento soldado e o volume depositado por comprimento soldado é válida, porém, existe a influência de outros parâmetros de soldagem que o modelo teórico não considerou.

O gás de proteção e a corrente média (em menor escala) influenciaram a instabilidade do cordão, comprovando que o modelo teórico não considerou todos os parâmetros que, de certa forma, têm alguma influência sobre a instabilidade do cordão de solda.

REFERÊNCIAS

- Craine, R. E., 1987, On Determining the Shape of Weld Pools, Applied Scientific Research, 44, pp 261-275.
- Matsunawa, A. & Ohji, T., 1985. Role of Surface Tension in Fusion Welding, IIW doc. no. Z/Z-618-85. 29 p.
- Modenesi, P. J. & Nixon, J. H., 1994, Arc Instability Phenomena in GMA Welding, Welding Research Supplement - Welding Journal, September, pp 219-s - 224-s.
- Pereira, W. A. & Ferraresi, V. A., 1998, Estudo dos parâmetros que influenciam a instabilidade do cordão em soldagem MIG pulsada automatizada, XXIV Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem, 20 a 23 de Setembro, Fortaleza, CT/29.
- Scotti, A., 1991, Process Modeling to Establish Control Algorithms for Automated GMAW, Ph.D. Thesis, Cranfield Institute of Technology, UK.

STUDY OF BEAD INSTABILITY IN PULSED MIG WELDING

ABSTRACT. The MIG pulsed process in automated weldings in grooves has been presenting problems as melt and penetration lack, besides bead instability. The observed instability is characterized by a weld bead deviation for the walls of the groove, impeding the continuous welding of long spaces of welds. Preliminaries tests showed the influence of some operational parameters on the bead stability. Among them: torch inclination, travel speed, current average, shielding gas, groove geometry and arc length. The analysis of these parameters showed that the deposited metal volume by length welded is one of the main factors that influence the bead stability. The aim of this work is to check the validity of a theoretical model that relates the deposited metal volume by unit of length of the bead with some operational parameters of the process, in function of bead geometric stability. The results showed that the theoretical model in spite of demonstrating certain validity, it is limited, because this considers that only the deposited metal volume by welded length influences the bead instability, despising the influence of the other welding parameters, that demonstrated in an additional test, its influence on the bead stability.

Keywords: Pulsed MIG, Model, Bead instability, Shielding gas