

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA DE MATERIAIS

APLICAÇÃO DAS VARIANTES MAG PULSADO E MAG PULSADO TÉRMICO COM
ARAME MACIÇO EM SOLDAS DE REVESTIMENTO DO TIPO “LINING”

Dissertação submetida à

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA

para a obtenção do grau de

MESTRE EM ENGENHARIA DE MATERIAIS

FERNANDO ELIAS SILVESTRE ABDALLA

Florianópolis, Julho de 2005

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MATERIAIS

**APLICAÇÃO DAS VARIANTES MAG PULSADO E MAG PULSADO TÉRMICO
COM ARAME MACIÇO EM SOLDAS DE REVESTIMENTO DO TIPO “LINING”**

FERNANDO ELIAS SILVESTRE ABDALLA

**ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
MESTRE EM CIÊNCIA E ENGENHARIA DE MATERIAIS**

**ESPECIALIDADE CIÊNCIA E ENGENHARIA DE MATERIAIS E APROVADA EM
SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E
ENGENHARIA DE MATERIAIS**

Prof. Augusto José de Almeida Buschinelli, Dr.-Ing
(Orientador)

Prof. Jair Carlos Dutra, Dr. Eng.
(Co-orientador)

Prof. Alexandre Lago, Dr. Rer. Nat.
(Coordenador do Curso)

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Carlos Enrique Niño, Dr. Eng.
(Presidente)

Prof. Ramón Sigifredo C. Paredes, Dr. Eng.
(Membro)

Prof. Carlos Eduardo Iconomos Baixo, Dr. Eng.
(Membro)

“Por mais difíceis que as coisas possam parecer, nada acontece por acaso, pois tem sempre uma coisa boa para acontecer na vida da gente e no final tudo dá certo.”

Fernando Abdalla/2005

Aos meus pais, Edson e Edsonina , pela educação, carinho e dedicação necessários na formação do meu caráter;

À minha esposa Karina, meu pilar de sustentação, por dividir e compartilhar os momentos bons e difíceis nesta etapa de minha vida profissional;

As minhas “filhas”, Iroana, Grazielle e Bianca, por representarem a minha principal fonte de inspiração e energia;

Aos meus irmãos, Maria José, Antônio Elias, Edson Júnior e Jorge, por fazerem parte de minha vida.

À Dorotéria, Lupercínio e Godofredo (in memorian) pela companhia e momentos de distração

AGRADECIMENTOS

Ao todo poderoso *Senhor Deus* pela proteção e por iluminar meu caminho;

A Marinha do Brasil, pela oportunidade de estar enriquecendo meus conhecimentos;

Ao meu orientador, Prof. Augusto Buschinelli, pela orientação e por abdicar de momentos de lazer para a conclusão deste trabalho;

Ao meu co-orientador, Prof. Jair Dutra, pela orientação e compreensão;

Ao soldador Vladimir, peça fundamental para o desenvolvimento e conclusão deste trabalho;

Aos especiais amigos Guber, Nilceu e Ricardo (Galo Véio), pelos momentos de descontração e pelo apoio nos momentos difíceis;

Ao Rogério, secretário do PGMAT, pelo apoio prestado durante o mestrado;

A equipe do LABSOLDA/IMC, em especial, Moisés, Luciani e Régis, pelo apoio durante esta jornada;

Aos bolsistas Bruno, Marcelo e Rodrigo que auxiliaram nos ensaios metalográficos;

Aos amigos, Lima, Josi, Norton, Geovana, Prof. Nino, Prof. Cleide, Patrícia, pelo apoio e momentos de descontração;

A todos aqueles que de alguma forma contribuíram na realização deste trabalho.

SUMÁRIO

LISTA DE TABELAS.....	ix
LISTA DE FIGURAS.....	x
SIMBOLOGIA.....	xiii
RESUMO.....	xiv
ABSTRACT.....	xv
CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO.....	1
1.1 – Colocação do problema.....	1
1.2 – Objetivos.....	4
CAPÍTULO 2 – FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	5
2.1 – A soldagem MIG/MAG com arame maciço	5
2.2 – Modos de transferência metálica.....	7
2.3 – O processo MIG/MAG com corrente pulsada.....	10
2.4 - O processo MIG/MAG pulsado com pulsação térmica.....	14
2.5 – A soldagem MIG/MAG com arame tubular.....	16
2.6 – Antecedentes no reparo do “lining” nas torres de destilação.....	18
2.7 – Soldagem de Aços dissimilares.....	23
2.8 – Corrosão por ácido naftênico.....	24
2.9 – Descontinuidades associadas ao processo de soldagem MIG/MAG nas soldas de revestimento.....	26
2.9.1 – Falta de Fusão.....	26
2.9.2 – Mordedura.....	27
2.9.3 – Trincas de solidificação.....	28
2.9.4 – Porosidade.....	29
2.10 – Influência dos parâmetros de soldagem sobre as características do cordão de solda.....	31
2.10.1 – Diâmetro e composição do arame.....	31
2.10.2 - Tipo e vazão do gás de proteção.....	32
2.10.3 - Velocidade de soldagem.....	32
2.10.4 - Comprimento do eletrodo ou Stickout.....	32
2.10.5 - Posicionamento da tocha em relação à peça.....	33
2.10.6 - Corrente de soldagem.....	34
2.10.7 - Tensão de soldagem.....	34

CAPÍTULO 03 – MATERIAIS E MÉTODOS.....	36
3.1 – Introdução.....	36
3.2 – Bancada de ensaios.....	36
3.2.1 – Fonte de soldagem MINITEC 200.....	37
3.2.2 – Software.....	37
3.2.3 – Placa de Aquisição INTERDATA 3.....	37
3.3 – MATERIAIS.....	38
3.3.1 – Corpos de prova.....	38
3.3.2. – Gás de Proteção.....	39
3.3.3 – Eletrodo.....	40
3.4 – Metodologia experimental.....	40
3.4.1 – Ensaio preliminares.....	40
3.4.2 – Análise das amostras.....	43
a) Exame visual.....	43
b) Micrografia e Macrografia.....	43
c) Preparação metalográfica.....	43
d) Revelação da estrutura.....	43
3.4.3 – Ensaio por líquido penetrante.....	44
3.4.4 – Diluição.....	45
3.4.5 – Microscopia Ótica.....	46
3.4.6 – Critérios de Aceitação.....	46
a) Mordedura.....	46
b) Reforço.....	46
c) Trincas de solidificação.....	47
d) Porosidade superficial.....	47
e) Falta de fusão.....	48
f) Falta de penetração.....	48
g) Ensaio de Dobramento.....	48
h) Análise Química.....	49
CAPITULO 04 - RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	50
4.1 – Introdução.....	50
4.2 – Avaliação quanto ao aspecto visual das soldas.....	50
4.2.1 – Efeitos do gás de proteção no acabamento superficial.....	50
4.2.2 – Efeito do comprimento do eletrodo na incidência de defeitos superficiais.....	52
4.3 – Avaliação das soldas quanto à geometria do cordão.....	56

4.3.1 - Influência da variação do comprimento do eletrodo e do gás de proteção na penetração média da solda para MAG-P e o MAG-PT.....	56
4.3.2 - Influência do comprimento do eletrodo e da velocidade de soldagem sobre a penetração e reforço da solda para o MAG-P.....	60
4.3.3 - Influência do comprimento do eletrodo e da velocidade de soldagem sobre a penetração e reforço da solda para o MAG-PT.....	62
4.4 – Avaliação das soldas quanto aos critérios de aceitação.....	64
4.4.1 – Mordeduras.....	64
4.4.2 - Trincas de solidificação e porosidade superficial.....	65
4.4.3 - Porosidades.....	68
4.4.4 - Falta de fusão e falta de penetração.....	70
4.4.5 – Análise química.....	71
4.4.6 – Ensaio de dobramento.....	74
4.5 - Soldagem na posição vertical.....	75
4.6 – Estudo das características econômicas – custos do reparo.....	76
CAPÍTULO 5 – CONCLUSÕES.....	79
CAPÍTULO 6 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	81
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	82
APÊNDICE.....	85

LISTA DE TABELAS

Tabela 01 – Composição química dos metais de base e de revestimento	38
Tabela 02 – Composição química dos metais de adição	40
Tabela 03 - Parâmetros de solda utilizados para o MAG-P e o MAG-PT	42
Tabela 04 – Seqüência de soldagem	42
Tabela 05 - Velocidades de alimentação de arame	42
Tabela 06 – Valores médios de reforço, penetração e velocidade de soldagem para o processo MAG pulsado	56
Tabela 07 – Valores médios de reforço, penetração e velocidade de soldagem para o processo MAG pulsado térmico	56
Tabela 08 - Comportamento da velocidade de soldagem com o aumento do comprimento do eletrodo	62
Tabela 09 – Comportamento da velocidade de soldagem com o aumento do comprimento do eletrodo para o MAG-P	62
Tabela 10 – Teores de Molibdênio - resultado dos valores determinados por análise química e calculados pela diluição para os dois processos de soldagem	72
Tabela 11 – Dados comparativos entre o processo de soldagem MAG convencional com arame tubular e o MAG-P com arame maciço	76
Tabela 12 – Dados calculados relativos ao reparo do “lining”	78

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Revestimento interno em torres de destilação	1
Figura 2 – Cordão de solda obtido atualmente pelo processo MAG convencional	3
Figura 3 - O processo MIG/MAG	6
Figura 4 – Modos de transferência metálica para o processo MIG/MAG	8
Figura 5 – Condições de corrente e tensão para as diferentes formas de transferência	8
Figura 6 – Corrente-tensão versus tempo típico do ciclo de curto-circuito	10
Figura 7 – Forma de onda da tensão e da corrente na soldagem com MIG/MAG pulsado com imposição de corrente	11
Figura 8 – Representação da variante MIG/MAG Térmico	15
Figura 9 - Esquema de soldagem com eletrodo tubular com gás de proteção	17
Figura 10 – Esquema de soldagem com eletrodo tubular sem gás de proteção ou autoprotetidos	17
Figura 11 - Desenho esquemático da torre de destilação atmosférica	18
Figura 12 – Desenho esquemático da torre de destilação a vácuo	19
Figura 13 – Aspecto do cordão de solda obtido atualmente pelo processo MAG com arame tubular e gás de proteção com 80 % Ar e 20 % CO ₂	20
Figura 14 – Aspecto do cordão de solda obtido com eletrodo E 317L - processo MAG com arame tubular e gás de proteção com 80 % Ar e 20 % CO ₂	22
Figura 15 – Diagrama de Schaeffler mostrando liga obtida na zona fundida para processo MAG (curto-circuito)	23
Figura 16 – Exemplo de falta de fusão	27
Figura 17 – Exemplos de mordedura	27
Figura 18 – Exemplos de trinca longitudinal	28
Figura 19 – Exemplos de porosidade	29
Figura 20 – Ângulos de soldagem	34
Figura 21 – Influência de alguns parâmetros de soldagem no formato do cordão: w – largura do cordão, p – penetração, r – reforço, d – diâmetro do eletrodo I – corrente de soldagem, V – tensão do arco, Vs – velocidade de soldagem	35
Figura 22 – Bancada de ensaios	36
Figura 23 – Desenho esquemático dos corpos de prova	38
Figura 24 – Corpo de prova marcado para cálculo da diluição	39
Figura 25 – Amostra visualizada no AUTOCAD.	46

	11
Figura 26 – Critérios de aceitação para reforço e mordedura	46
Figura 27 – Critério de aceitação para porosidades com indicações lineares	47
Figura 28 – Critério de aceitação para porosidades com indicações arredondadas	47
Figura 29 - Critério de aceitação para porosidades com indicações alinhadas	47
Figura 30 - Critério de aceitação para porosidades com indicações em linha separada	48
Figura 31 - Esquema de ensaio de dobramento semiguiado	48
Figura 32 – Esquema da etapa final do ensaio de dobramento	49
Figura 33 – Cordão de solda - MAG-P com comprimento do eletrodo de 10 mm	51
Figura 34 – Cordão de solda - MAG-PT com comprimento do eletrodo de 10 mm	51
Figura 35 – Aspecto do cordão de solda MAG-P com comprimento do eletrodo de 10 mm	53
Figura 36 – Aspecto do cordão de solda – MAG-PT com comprimento do eletrodo de 10 mm	53
Figura 37 – Aspecto do cordão de solda – MAG-P com comprimento do eletrodo de 15 mm	54
Figura 38 – Aspecto do cordão de solda – MAG-PT com comprimento do eletrodo de 15 mm	54
Figura 39 – Aspecto do cordão de solda –MAG-P com comprimento do eletrodo de 20 mm	55
Figura 40 – Aspecto do cordão de solda – MAG-PT com comprimento do eletrodo de 20 mm	55
Figura 41 – Variação da penetração com o comprimento do eletrodo e o gás de proteção para as variantes MAG-P e MAG-PT	57
Figura 42 – Corte longitudinal de amostra do MAG-PT – Comprimento do eletrodo de 10 mm e gás 95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂	57
Figura 43 – Corte longitudinal de amostra do MAG-PT mostrando áreas com penetração e sem penetração	58
Figura 44 – Perfil de penetração para o MAG-PT com variação do tempo de pulsação	58
Figura 45 – Corte transversal de amostra do MAG-P	59
Figura 46 – Corte transversal de amostra do MAG-PT	60
Figura 47 – Variação da penetração, reforço e velocidade de soldagem com o comprimento do eletrodo para o MAG-P com gás 95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂	61
Figura 48 – Variação da penetração, reforço e velocidade de soldagem com o comprimento do eletrodo para o MAG-P com gás 92%Ar-8%CO ₂	61
Figura 49 – Variação da penetração, reforço e velocidade de soldagem com o comprimento do eletrodo para o MAG-PT com gás 92%Ar-8%CO ₂	63
Figura 50 – Variação da penetração, reforço e velocidade de soldagem com o comprimento do eletrodo para o MAG-PT com gás 95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂	63
Figura 51 – Mordeduras – MAG-PT	65

	12
Figura 52 – Mordeduras – MAG-P	65
Figura 53 - Ausência de trincas e poros após ensaio por líquido penetrante para o MAG-P	66
Figura 54 – Ausência de trincas e poros após ensaio por líquido penetrante para o MAG-PT	66
Figura 55 – Diagrama de Schaeffler mostrando liga obtida na zona fundida	67
Figura 56 – Micrografia mostrando a presença de ferrita delta	68
Figura 57 – Micrografia mostrando a presença de ferrita delta	68
Figura 58 – Micrografia mostrando ausência de porosidades e inclusões – MAG-P e MAG-PT, com <i>stickout</i> de 10 mm e o gás 95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂ .	69
Figura 59 – Micrografia mostrando ausência de porosidades e inclusão isolada – MAG-P e MAG-PT, com <i>stickout</i> de 15 mm e gás 92%Ar-8%CO ₂	70
Figura 60 – Micrografia mostrando pequena quantidade porosidades e inclusão isolada – MAG-P e MAG-PT, com <i>stickout</i> de 20 mm e gases 95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂ e 92%Ar-8%CO ₂	70
Figura 61 – Micrografias de amostra do MAG-PT apresentando falta de fusão	71
Figura 62 – Teor de Molibdênio obtido por análise química para MAG-P e MAG-PT	72
Figura 63 – Variação do teor de molibdênio determinado por análise química e a média do calculado por diluição para o MAG-PT	73
Figura 64 – Variação do teor de molibdênio determinado por análise química e a média do calculado por diluição para o MAG-P	73
Figura 65 – Corpos de prova submetidos ao ensaio de dobramento: 1) Comprimento do eletrodo de 10 mm e gás 95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂ ; 2) Comprimento do eletrodo de 10 mm e gás 92%Ar-8%CO ₂	74
Figura 66 – Corpos de prova submetidos ao ensaio de dobramento: 1) Comprimento do eletrodo de 15 mm e gás 95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂ ; 2) Comprimento do eletrodo de 15 mm e gás 92%Ar-8%CO ₂	74
Figura 67 – Corpos de prova submetidos ao ensaio de dobramento: 1) Comprimento do eletrodo de 20 mm e gás 95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂ ; 2) Comprimento do eletrodo de 20 mm e gás 92%Ar-8%CO ₂	75
Figura 68 - Aparência do cordão de solda realizado na posição vertical – gás 95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂	76

SIMBOLOGIA

AISI	- American Iron and Steel Institute
ASTM	- American Society for Testing Materials
AWS	- American Welding Society
CC-	- Corrente contínua com polaridade direta
CC+	- Corrente contínua com polaridade inversa
CP	- Corpo de prova
ER	- Eletrodo revestido
FCAW	- Fluxed Cored Arc Welding
Ib	- Corrente de base (A)
IIW	- Internacional Institute of Welding
Im	- Corrente média (A)
Ip	- Corrente de pulso (A)
LABSOLDA	- Laboratório de soldagem e mecatrônica
MAG	- “Metal Active Gas”
MAG-P	- Processo de soldagem MAG com corrente pulsada
MAG-PT	- Processo de soldagem MAG pulsado com pulsação térmica
MIG	- “Metal Inert Gas”
REPLAN	- Refinaria de Paulínia - SP
Stickout	- Comprimento do eletrodo (mm)
tb	- Tempo de base (s)
Tb	- Tempo de pulsação na base térmica (s)
TIG	- “Tungsten Inert Gas”
tp	- Tempo de pulso (s)
Tp	- Tempo de pulsação no pulso térmico (s)
U	- Tensão (V)
Vs	- Velocidade de soldagem (cm/min)

RESUMO

Neste trabalho, descreve-se o estudo dos processos de soldagem MAG pulsado e MAG pulsado térmico na aplicação em soldas para revestimento interno tipo “*lining*” de aço inoxidável ASTM A 240 TP 317L nas torres de processamento de óleo pesado de elevada acidez naftênica. A grande dimensão das torres e o requisito de rapidez na manutenção demandam por um processo de soldagem que proporcione elevada produtividade, ao mesmo tempo em que garanta requisitos mínimos de qualidade. O processo de soldagem atualmente empregado é o MAG com arame tubular E309MoL, metal de adição mais caro relativamente ao arame maciço. Além disso, como essa variante MAG opera com elevadas correntes médias, torna-se difícil soldar as chapas de aço inox, que são de baixa espessura (3 mm), sem que o espaçamento entre as chapas seja relativamente grande (10 mm), o que exige 05 passes de solda para preencher a junta soldada e manter o teor de Molibdênio $\geq 2,5 \%$, ou seja, devido a alta diluição do processo, são necessários dois passes para fixar o revestimento e os demais para assegurar o teor de Molibdênio dentro da faixa especificada. No presente trabalho aproveitou-se as vantagens do processo MAG pulsado e MAG pulsado térmico, para soldar com o arame maciço ER309MoL. Verificou-se que a redução das correntes médias torna possível soldar chapas de menor espessura, com controle da diluição. Isso permite diminuir o espaçamento entre as chapas, elevar a produtividade e diminuir os custos de manutenção, uma vez que se torna necessário apenas um passe de solda para preencher o cordão. Neste estudo foram utilizados dois tipos de gás de proteção e 03 valores de stickout diferentes. Obteve-se resultados interessantes quanto ao acabamento do cordão, penetração, etc. A principal conclusão é de que é viável substituir o processo de soldagem MAG com arame tubular pelo MAG pulsado com arame maciço. O processo MAG pulsado térmico apresentou problemas de falta de penetração para esses parâmetros de soldagem. Com o processo MAG pulsado obteve-se um aumento acentuado na produtividade e uma redução substancial nos custos de manutenção.

ABSTRACT

This work describes the welding processes of pulsed MAG and pulsed thermal MAG for the application in welds for internal lining of ASTM A 240 TP 317L stainless steel in towers of heavy oil processing with raised naphtenic acidity. The large dimension of the towers and the speed requirement in maintenance demand a welding process which provides high productivity, while warranting minimum quality requirements. The welding process employed nowadays is the MAG process with E309MoL tubular wire, a more expensive addition metal in relation to the solid wire. Furthermore, as that MAG variant operates with high medium currents, it becomes difficult to weld the stainless steel plates, which have low thickness (3 mm), because the spacing between the plates becomes relatively large (10 mm). Hence, it demands 05 passes of weld to fill out the welded junction and to maintain the amount of molybdenum $\geq 2,5\%$. In other words, due to the high dilution of the process, it is necessary two passes of welding to fix the lining and the others to assure the amount of molybdenum inside of the specified range. The present work took advantage of the pulsed MAG and pulsed thermal MAG processes in order to welding using the ER309MoL solid wire. It was verified that the reduction of the medium currents turns possible to weld plates of smaller thickness, with control of the dilution. This allows to reduce the spacing among the plates, while elevating the productivity and reducing the maintenance costs, once it is just necessary a pass of welding to fill out the fillet. In this study two types of protection gas and 03 values of different stickout were used. It allowed significant results regarding the appearance of the weld, penetration etc. The main conclusion is that it is feasible the substitution of the MAG welding process with tubular wire for the pulsed MAG with solid wire. The pulsed thermal MAG process presented problems due to the lack of penetration for those welding parameters. The use of the pulsed MAG process obtained a significant increase in the productivity and substantial reduction in the maintenance costs.

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1 – Colocação do problema

No cenário da indústria petroquímica brasileira vem ocorrendo grande esforço de pesquisa no sentido de desenvolver métodos para se prolongar a disponibilidade e a confiabilidade dos equipamentos.

Neste ambiente, o principal fenômeno responsável pela deterioração dos materiais metálicos na indústria tem sido a corrosão. A sua manifestação acontece das mais diferentes formas sendo provocada por diversos fatores, relacionados, em sua grande maioria, com agentes agressivos presentes em diversos meios em contato com as superfícies metálicas.

É comum fabricar equipamentos em aço ao carbono, devido ao seu baixo custo e revesti-lo com aço inoxidável austenítico. Este recurso é muito utilizado nas indústrias química, petroquímica e hidroelétrica, dentre outras.

Devido aos teores de H_2S e acidez naftênica existentes no petróleo brasileiro, e à sua forte ação corrosiva, tornou-se necessária a instalação, por meio de soldagem, de um revestimento com chapas de aço inoxidável ASTM A-240 tipo 317L (figura 1) nas torres de processamento de óleo pesado, de modo a torná-las resistentes à ação desses meios corrosivos.



Figura 1 – Revestimento interno em torres de destilação (Balducci et al., 2004)

Dentre os processos de soldagem usuais, destaca-se a soldagem manual com eletrodo revestido como uma das técnicas comumente aplicadas na indústria, devido ao baixo custo dos equipamentos e a versatilidade do processo. Porém, no caso das torres de destilação, pela extensão das soldas para fixação do revestimento - aproximadamente 1700 metros lineares - faz-se necessária a aplicação de um processo de soldagem com altas taxas de deposição, adequado ao rígido cronograma de trabalho das refinarias de petróleo.

A exigência de aumento de produtividade e qualidade, somadas as evoluções tecnológicas, têm ampliado a aplicação nas indústrias do processo de soldagem MIG/MAG (GMAW) com arame tubular e, em menor escala, com arame maciço.

O processo de soldagem atualmente empregado para fixar o revestimento é o MIG/MAG com arame tubular (Cersosimo et al., 2003; Balducci et al., 2004) usando proteção gasosa, que tem satisfeito os requisitos estabelecidos pelas empresas petrolíferas, tais como: revestir grandes áreas com elevada produtividade (para reduzir o prazo de execução) e obter um teor de molibdênio acima de 2,5 % no cordão de solda, de modo a garantir a proteção contra corrosão pelo H₂S e pelo ácido naftênico.

Conforme relatado por pessoal técnico da Petrobrás (Soldate, 2005): “Atualmente é utilizado uma abertura entre chapas de 10 mm, pois quando foi tentado utilizar uma abertura menor, houve dificuldade em introduzir o arame gerando descontinuidades, como falta de fusão, nos cantos e na raiz. Além disso, como o processo MAG curto-circuito resulta numa diluição da ordem de 25%, além dos dois cordões para fixar o revestimento são necessários outros três para garantir o teor de molibdênio acima de 2,5 % na solda. Mesmo assim, as soldas geram cordões de aspecto ruim, com muitos poros e irregularidades. Foi tentado preencher a junta com menos passes de solda, mas não foi obtido sucesso devido ao baixo teor de molibdênio alcançado. O processo MAG com arame maciço não foi tentado, porque os fornecedores colocaram muitas dificuldades no fornecimento.”

A figura 2 mostra o aspecto da solda obtida atualmente durante a manutenção das torres de destilação, utilizando o processo MAG com transferência por curto circuito.



Figura 2: Cordão de solda obtido atualmente pelo processo MAG com transferência por curto circuito (Soldate, 2004)

Com a introdução de novas tecnologias para a fabricação de fontes de energia para soldagem a arco voltaico, tornou-se possível a utilização da corrente pulsada para os processos de soldagem como o MIG, com arame maciço e tubular, e o TIG. No Brasil, não tem sido demonstrado interesse dos fabricantes de consumíveis nas pesquisas com arame maciço devido ao seu baixo custo comparativamente ao arame tubular, e são poucas as pesquisas com a utilização da corrente pulsada, basicamente restritas ao ambiente universitário (Dutra, 1990; Dutra et al., 1995; Braga, 1998; Trevisan, 2001; Bálsamo et al., 1999; Scotti & Lagares, 2001; Motta, 2003).

Na corrente pulsada o arco é mantido com uma corrente de base baixa, enquanto uma corrente de pulso, de curta duração, provoca o destacamento da gota. Com isso é obtida transferência por spray com níveis de corrente médias mais baixas, menor energia no arco e na taxa de fusão, menor diluição e é indicada para soldar chapas finas e fora da posição plana.

Já o pulsado térmico, há imposição de dois níveis de corrente média (corrente da base térmica e corrente do pulso térmico), com isso dois níveis de potência são transferidos para o arco com uma baixa frequência, menor que 5 Hz. Com a imposição da corrente de pulso há uma fusão mais efetiva da chapa e do metal de adição e com a imposição da corrente de base há um esfriamento da poça, induzindo-se melhores condições de tensão superficial e viscosidade, garantido melhor controle da poça de fusão.

Os estudos realizados até o presente sobre a solda de revestimento tipo “lining” contam com a falta de interesse dos fabricantes de consumíveis e a incerteza pelos resultados da substituição dos métodos e processos tradicionais.

Desta maneira, no presente trabalho busca-se basicamente estudar a viabilidade de aplicar o processo MAG com as variantes pulsado e pulsado térmico com arame maciço em

soldas de revestimento tipo “lining”, uma vez que, por trabalhar com correntes médias mais baixas, obtém-se diluição menor.

1.2 – OBJETIVOS

Os objetivos específicos deste trabalho são:

- a. Estudar a viabilidade de aplicar o processo MAG com arame maciço, explorando comparativamente suas variantes com corrente pulsada (MAG-P) e com pulsação térmica (MAG-PT) nas soldas de revestimento (lining);
- b. Realizar uma análise comparativa entre os dois processos estudados e, baseado na literatura, com o processo MAG convencional com arame tubular, verificando a produtividade, teor de molibdênio na solda, índice de defeitos, acabamento do cordão de solda e facilidade de operação;
- c. Realizar uma análise comparativa de custos entre os processos estudados e o aplicado atualmente em refinarias da Petrobrás.

CAPÍTULO 2

FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 – A soldagem MIG/MAG com arame maciço

Na soldagem ao arco elétrico com gás de proteção e arame sólido consumível de alimentação contínua (GMAW – Gas Metal Arc Welding), também conhecida como soldagem MIG (MIG – Metal Inert Gas), um arco elétrico é estabelecido entre a peça e um consumível na forma de arame. No arco funde continuamente o arame à medida que este é alimentado à poça de fusão. O metal de solda é protegido da atmosfera pelo fluxo de um gás inerte ou por uma mistura de gases (ativo e/ou inertes).

O conceito básico de GMAW foi introduzido nos idos de 1920, e tornado comercialmente viável após 1948. Inicialmente foi empregado com um gás de proteção inerte na soldagem do alumínio. Conseqüentemente, o termo soldagem MIG foi inicialmente aplicado e ainda é uma referência ao processo.

O processo MIG/MAG foi desenvolvido visando combinar a vantagem do arco suave e da poça de fusão sem escória com alta produção de metal de adição, que se poderia obter com o uso de altas densidades de corrente.

Pode ser descrito mais detalhadamente como um processo de soldagem a arco que utiliza um eletrodo consumível nu, o qual é alimentado continuamente a partir de uma bobina. A proteção é realizada por um gás externo, que pode ser totalmente inerte (processo MIG, usando Ar ou He) ou parcialmente ativo (MAG, usando CO₂ puro ou misturas de Ar com CO₂ ou O₂), e é responsável por criar o ambiente em que se forma o arco e por proteger da oxidação a poça de fusão e as gotas metálicas em transferência. O eletrodo é constituído de um arame fino (0,8 a 1,6 mm), que é bobinado em carretéis apropriados e conduzido até o arco através de pequenos rolos impulsadores acionados por um motor. O arame-eletrodo se funde no calor do arco e o metal liquefeito é impelido em direção ao material de base, onde formará a poça de fusão. O arco voltaico fica inteiramente dentro do gás de proteção que ioniza e protege a poça líquida e o cordão solidificado. Na figura 3 é mostrado esquematicamente o processo.

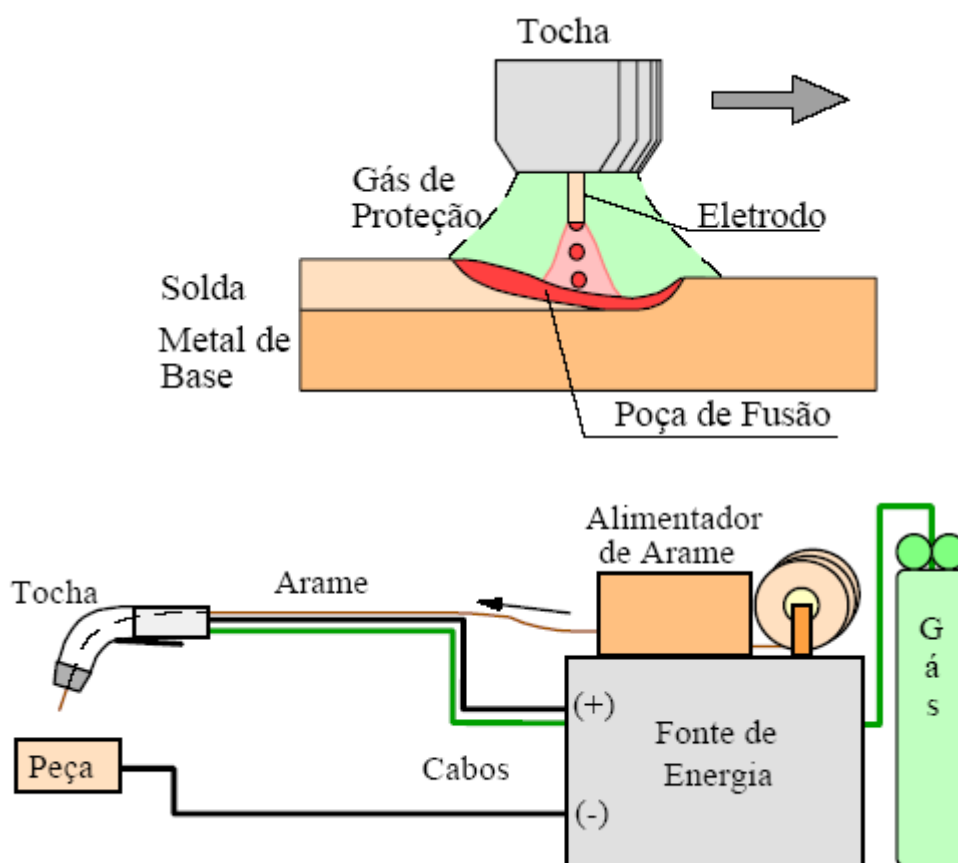


Figura 3 – O processo MIG/MAG

Em virtude de o eletrodo ser nu e seu comprimento útil muito pequeno, pode-se usar elevadas densidades de corrente, até 300 A/mm^2 , cerca de dez vezes maior do que é possível na soldagem a arco com eletrodos revestidos. Isso possibilita obter uma elevada velocidade de soldagem e menor tempo de enchimento de junta. No entanto, isto implica em algumas limitações: o cordão de solda, devido à alta velocidade de soldagem, sofre uma velocidade de resfriamento relativamente alta, o que é grave quando o material for susceptível a trincas por hidrogênio (Piza Paes, 2000).

De um modo geral, pode-se dizer que as principais vantagens da soldagem MIG/MAG são:

- Alta produção de material de adição e alto fator de trabalho;
- Inexistência de troca freqüente de eletrodos porque o eletrodo é alimentado continuamente a partir de um carretel;
- Grande versatilidade quanto à aplicação a materiais e espessuras e solda em qualquer posição;
- Inexistência de fluxos e a conseqüente falta de necessidade de operações de remoção de escória; e

- Menor exigência de habilidade do soldador, comparado a soldagem com eletrodos revestidos.

As principais desvantagens da soldagem MIG/MAG são:

- O equipamento de soldagem é mais complexo, mais caro e menos portátil do que o de eletrodos revestidos;

- É difícil soldar em locais de difícil acesso porque a pistola de soldagem é maior que o porta-eletrodo para soldagem manual (ER) e porque o bocal deve estar muito próximo da junta (10 a 20 mm) para garantir uma adequada proteção gasosa;

- O arco voltaico deve estar protegido contra correntes de ar que podem turbilhonar o fluxo de gás de proteção, contaminando a solda com nitrogênio e oxigênio, o que limita a aplicação deste processo a locais fechados ou dotados de adequada proteção da área de soldagem.

Um dos mais importantes fatores a considerar na soldagem MIG é a seleção correta do arame de solda. Esse arame, em combinação com o gás de proteção, produzirá uma poça com composição química que determina as propriedades físicas e mecânicas da solda. Basicamente existem cinco fatores principais que influenciam a escolha do arame para a soldagem MIG/MAG:

- a composição química do metal de base;
- as propriedades mecânicas do metal de base;
- o gás de proteção empregado;
- o tipo de serviço ou os requisitos da especificação aplicável;
- o tipo de projeto de junta.

Entretanto, a grande experiência na soldagem industrial levou a *American Welding Society* — AWS — a simplificar a seleção. Foram desenvolvidos e fabricados arames que produzem os melhores resultados com materiais de base específicos. Embora não exista uma especificação aplicável à indústria em geral, a maioria dos arames está em conformidade com os padrões da AWS.

2.2 – Modos de Transferência Metálica

A maneira pela qual o metal de adição é transferido do eletrodo para a poça fundida determina a estabilidade do processo, a possibilidade de soldar fora da posição plana, o molhamento do metal de base pela poça fundida, a quantidade de respingos, a aparência do cordão de solda e sua qualidade (em termos de ausência de defeitos como poros, falta de fusão, falta de penetração).

O metal se transfere impulsionado por, entre outras, forças eletromagnéticas. Segundo o IAW (International Institute of Welding), basicamente existem dois grupos principais: transferência por curto circuito e transferência por vôo livre. Na transferência por vôo livre sempre existe espaço entre o eletrodo e a peça, de forma que as gotas viajam através do arco. Ela inclui vários subgrupos que são: globular, repulsiva, projétil, escoamento axial, escoamento rotativo. A figura 4 mostra os diferentes tipos de transferência metálica.

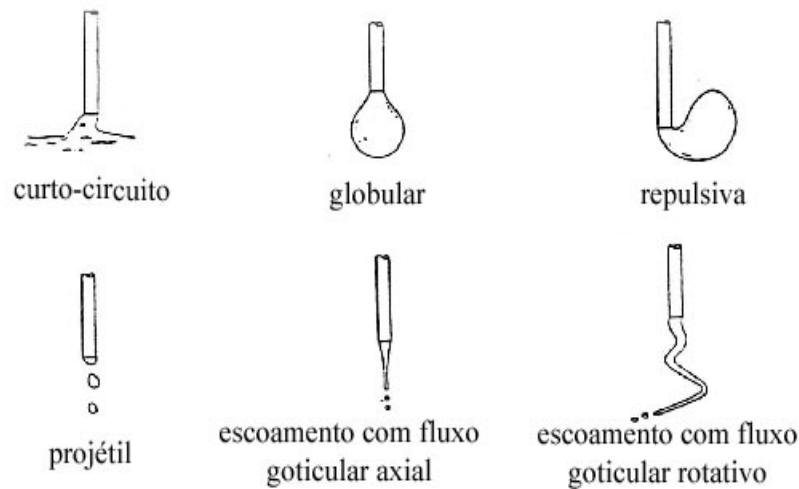


Figura 4 - Modos de transferência metálica para o processo MIG/MAG

Os diferentes modos de transferência originam-se nas diferentes condições de soldagem. Assim, podem-se localizar alguns desses modos no sistema de coordenadas tensão x corrente, como mostrado na figura 5. Entretanto, há outros fatores, como tipo de gás de proteção e a polaridade (na soldagem com corrente contínua), que influenciam também o modo de transferência.

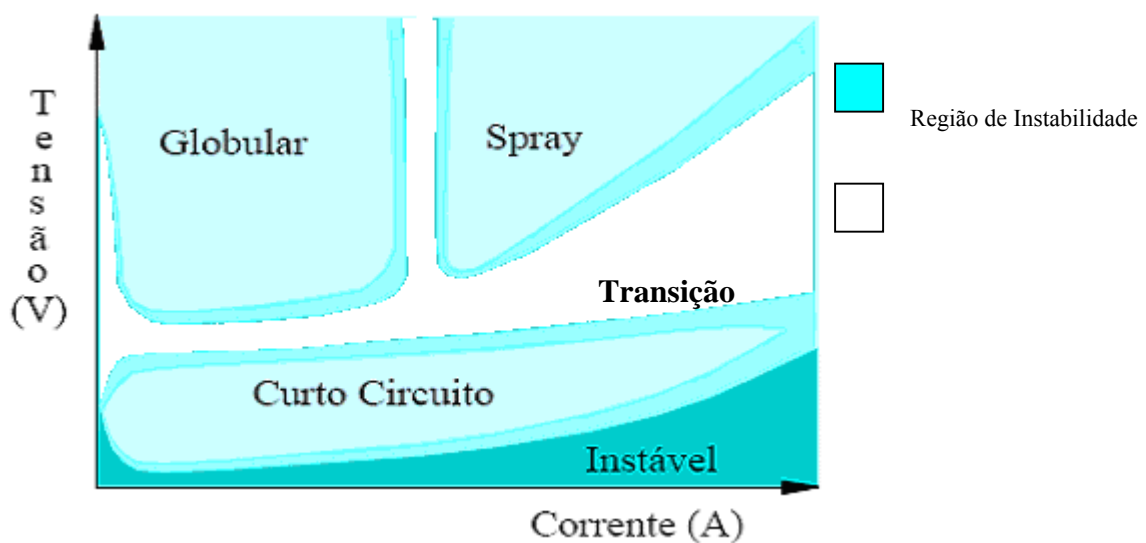


Figura 5 – Condições de corrente e tensão para as diferentes formas de transferência

Com baixas correntes e tensão do arco suficientemente elevadas, para evitar a ocorrência de curtos-circuitos, as forças dominantes são a gravidade e a tensão superficial, o que leva à transferência globular, na qual a gota cresce até que seu peso ultrapasse a força exercida pela tensão superficial.

Se a corrente for aumentada, de modo que a força eletromagnética venha a ser da mesma ordem ou maior que a força da gravidade, e se a área condutora - chamada de “mancha anódica” - na ponta da gota for pequena, há uma concentração de corrente na parte inferior da gota. Nesta condição o fluxo de corrente convergente, produz uma força eletromagnética que atua na gota no sentido do eletrodo, opondo-se ao destacamento da gota. A ação desloca a gota de sua posição axial, gerando um campo magnético assimétrico, que faz a gota girar em torno de si mesma e do eixo do eletrodo; é a chamada **transferência repelida**. Esse modo de transferência prejudica a estabilidade do arco e causa respingos.

Se a área condutora – mancha anódica - na parte inferior da gota for maior que o diâmetro do eletrodo (que pode ser obtida mediante mudança na composição do gás ou incremento da corrente), então a força eletromagnética muda de direção. Isto é, agora tende a destacar a gota do eletrodo, dado que a concentração de fluxo de corrente dentro da gota é divergente; esta é a chamada **transferência por projétil**, em que as gotas possuem tamanho igual, (tendendo a diminuir com o aumento da corrente), o diâmetro do eletrodo e são destacadas e projetadas dele com força em direção à poça.

Aumentando ainda mais a corrente, a ponta do eletrodo torna-se afunilada, o tamanho das gotas diminui e elas são transferidas numa fina corrente; esta é a **transferência por escoamento**. Entretanto, como por ação da força do plasma pode ocorrer forte turbulência na poça de fusão, há o risco de absorção do ar circundante para dentro do arco e do metal fundido.

Para ocorrer a transferência por curto-circuito deve haver um equilíbrio entre velocidade de alimentação e taxa de fusão. O que distingue o curto-circuito dos demais é que o processo é interrompido pela proximidade da linha de fusão (eletrodo) à linha de fusão. Existe um desequilíbrio instantâneo mas, ao longo do tempo (valores médios) deve haver o equilíbrio entre velocidade de alimentação do arame e velocidade de fusão, caso contrário ocorrerá choque do eletrodo sólido contra a poça ou eletrodo funde o bico de contato. Ao encostar a gota fundida na poça, a tensão superficial começa a agir também na interface gota-peça, com o resultado de atraí-la para si, ao mesmo tempo, no curto-circuito, a corrente aumenta e, com isto, aumenta o efeito “pinch”, promovendo o destacamento da gota; esta é a chamada **transferência por curto-circuito**. A Figura 6 ilustra um ciclo completo de curto-circuito.

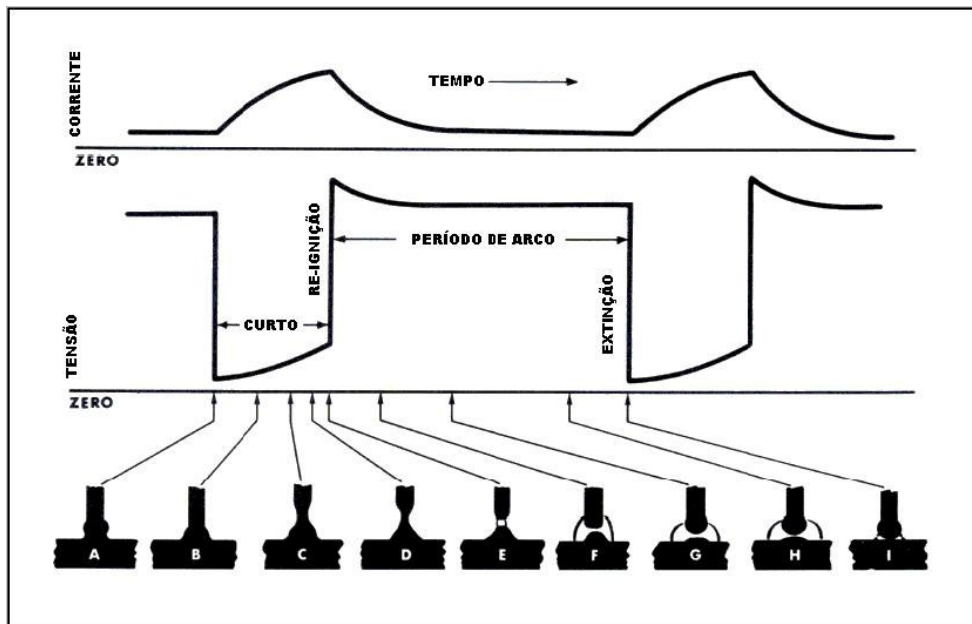


Figura 6 - Corrente-tensão versus tempo típico do ciclo de curto-circuito (Fortes, 2004)

Para que ocorra a mudança do modo de transferência de curto-circuito ou globular para o modo spray, é necessário que a corrente ultrapasse um valor chamado de corrente de transição, acima do qual a taxa de transferência de gotas aumenta de umas poucas por segundo para centenas e o tamanho das gotas diminui.

A corrente de transição é aquela acima da qual as forças eletromagnéticas são suficientemente grandes para vencer a força produzida pela tensão superficial (que tende a segurar a gota na ponta do eletrodo), produzindo o destacamento da gota e projetando-a em direção à peça. A corrente de transição depende de vários parâmetros, sendo os principais o tipo e diâmetro de eletrodo, a extensão do eletrodo sólido, o tipo de gás de proteção e polaridade da corrente.

2.3 – O processo MIG/MAG com corrente pulsada

A soldagem com corrente pulsada tem por objetivo obter uma transferência de metal fundido de forma semelhante à transferência goticular projetada (spray), porém, com valores de corrente média inferiores a transferência por spray. Devido à redução da energia média do arco o processo é indicado para soldagem de chapas mais finas e, ainda, para soldagens fora da posição plana.

Estudos realizados por Quintino (1985) e Pereira (1995), apontaram os benefícios que a corrente pulsada proporciona ao processo MIG/MAG. Essas vantagens se resumem basicamente em: redução dos salpicos em relação à transferência por curto-circuito, melhoria do controle da transferência metálica, uma vez que, o tamanho da gota e sua frequência de

destacamento são comandados pela pulsação de corrente e obtenção de uma transferência goticular projetada, com um arco estável, porém, em níveis baixos de aporte térmico (em correntes médias abaixo da corrente de transição).

A transferência por projétil é obtida com a utilização de dois níveis de corrente de soldagens diferenciados, denominados corrente de base e corrente de pulso, cada qual com seu respectivo tempo de duração (tempo de base e tempo de pulso). A figura 7 mostra um oscilograma de corrente e tensão, obtida em uma soldagem no processo MIG/MAG com imposição de corrente pulsada. Todas essas variáveis devem ser ajustadas de forma a produzir em cada pulso de corrente uma gota metálica.

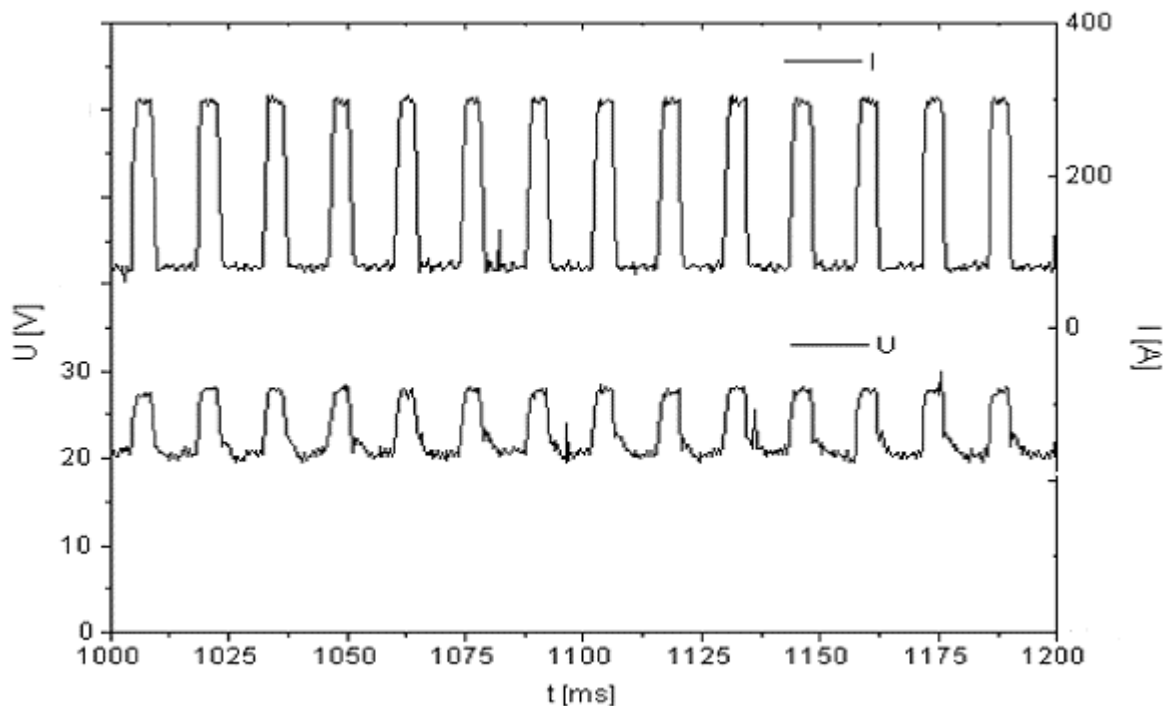


Figura 7 - Forma de onda da tensão e da corrente na soldagem com MIG/MAG pulsado com imposição de corrente

Neste processo, as funções das variáveis de soldagem são:

- Corrente de pulso (I_p): esta deve possuir um valor acima de um nível mínimo (corrente de transição), de forma a promover o destacamento de uma gota. Esse valor de corrente depende basicamente do material e diâmetro do eletrodo e do gás de proteção.
- Tempo de pulso (t_p): depende do material e diâmetro do eletrodo e do gás de proteção, e deve ser ajustado juntamente com a corrente de pulso para produzir uma gota por pulso.
- Corrente de base (I_b): a mesma é ajustada para que se obtenha uma corrente média que equilibre a velocidade de fusão do arame com sua velocidade de alimentação. O valor da

corrente de base é limitado em dois patamares, um mínimo, abaixo do qual a manutenção do arco fica comprometida, ou seja, pode ocorrer a extinção do arco, e um máximo, acima do qual a transferência deixa de ser por projétil.

- Tempo de base (t_b): este deve ser ajustado conforme o diâmetro de gota pretendido de maneira que a soma do mesmo com o tempo de pulso, garanta a fusão de uma quantidade suficiente de arame para formá-la.

A corrente de pulso e o tempo de pulso, são denominados parâmetros de destacamento da gota. A combinação adequada dessas duas variáveis gera um conjunto de forças que ocasiona o destacamento da gota. Deve-se observar que as mesmas permanecem inalteradas para uma dada situação de soldagem, pois estão atreladas às características do eletrodo e gás de proteção.

A transferência de uma gota de metal fundido por pulso foi desenvolvido primordialmente para não haver contato físico entre o eletrodo e a peça. Como o processo é realimentado evita-se o contato físico (curto-circuito), pois, se houvesse contato este fato seria basicamente em função da forma da onda de corrente ser imposta, ou seja, a mesma não sofre variações durante a soldagem, como ocorre se a solda é feita com o MIG/MAG convencional, usando o controle de tensão. Desse modo, como a taxa de fusão é fundamentalmente dependente da corrente para uma dada condição de soldagem (distância entre o bico de contato e a peça, gás de proteção, tipo de arame-eletrodo, material de base, etc...), variações da condição de soldagem podem dar origem a curtos-circuitos.

Com os curtos-circuitos, além do surgimento de salpicos, o arco pode extinguir totalmente e o arame embolar (se enrolar). Isso pode acontecer entre o bico de contato e a peça, ou no tracionador do arame, ou em ambos.

A fim de evitar esses inconvenientes, pode-se fazer a realimentação das variáveis de soldagem (aumentando ou reduzindo a corrente média ou a quantidade de arame), de forma a manter o equilíbrio entre a velocidade de fusão e a velocidade do arame; assim, surgiram o modo misto e o controle externo.

O modo misto difere do pulsado com corrente imposta por controlar a tensão de pulso durante o tempo de pulso, no lugar de impor a corrente de pulso. Com isso, a corrente de pulso, e conseqüentemente a corrente média, tornam-se dependentes da tensão de pulso e da altura do arco. Esse mecanismo é utilizado como uma forma de controle sobre a taxa de fusão do arame. Por outro lado, a corrente de pulso pode assumir valores que não provoquem mais o desprendimento de uma gota por pulso, causando uma anomalia na transferência.

O modo pulsado com controle externo (Dutra, 1990; Gohr Júnior, 2002) difere do modo misto devido à necessidade do usuário ajustar a tensão de referência do arco no lugar

da velocidade do arame. Esta forma de controle fundamenta-se na relação que existe entre a tensão do arco e sua altura. Partindo-se desse princípio, o controle ajusta a velocidade do arame, de modo que a tensão do arco estabilize em um valor igual ao ajustado para a tensão de referência; desta maneira, ajustando indiretamente a altura do arco. Assim, caso ocorra alguma variação da mesma, conseqüentemente na tensão do arco, o controle irá atuar sobre a velocidade do arame até que a tensão seja restabelecida. Com isso, o arco volta a altura original, evitando eventuais curtos-circuitos ou fusões do bico de contato. Contudo, foi observado como fator negativo a variação no diâmetro da gota, causada pelas alterações da velocidade do arame.

Dentro desse contexto, também existem outras duas formas de se modificar a corrente média usando a tensão do arco como variável sensitiva. Uma delas é através da modificação da corrente de base. Todavia, o uso da corrente de base é um tanto limitado, pois a mesma possui um limite mínimo abaixo do qual o arco torna-se instável. Outra forma é através da alteração do tempo de base.

Mesmo que contornados estes problemas, a aplicação em campo do processo pulsado é um outro ponto de dificuldade, principalmente devido a grande quantidade de variáveis as serem ajustadas e a falta de informações que relacionem estas variáveis em vasta gama de aplicações (vários tipos de eletrodo, material de base, gases, posições de soldagem, etc.), aliada ainda a falta de preparo da grande maioria dos soldadores, que por não conhecerem este processo, acabam criando vários obstáculos quanto a sua utilização.

Em várias ocasiões, devido a trabalhos realizados pelo LABSOLDA, observou-se que não somente os soldadores desconhecem este processo, mas também, há uma falta de entendimento, por parte de seus supervisores, do que é o pulsado e a que se destina.

Com o objetivo de diminuir o grau de complexidade no ajuste das variáveis de soldagem, pode-se utilizar o conceito do MIG/MAG pulsado sinérgico. Este termo foi usado pela primeira vez pelo International Institute of Welding (IIW) no final da década de 70 para descrever um método particular de controle do processo MIG/MAG pulsado.

Uma proposta de definição de MIG/MAG pulsado sinérgico foi submetida ao IIW, que estabelece:

“Controle sinérgico abrange qualquer sistema (aberto ou fechado) no qual uma corrente de pulso (ou velocidade de arame correspondente) é compensada de tal forma que uma condição de equilíbrio é mantida por uma faixa de velocidades de arame (ou níveis de corrente média).”

Resumidamente, pode-se dizer que o controle sinérgico tem como finalidade o ajuste automático das variáveis de soldagem de forma predeterminada, a partir de um conjunto mínimo de informações de entrada.

Dutra (1990) apresenta algumas formas de se obter o controle sinérgico e descreve uma metodologia para determinação da constante de destacamento de gota ($I_p^2 \times t_p$), bem como, do equacionamento que relaciona a corrente com a velocidade do arame.

2.4 – O processo MIG/MAG pulsado com pulsação térmica

O MIG/MAG é um processo de soldagem a arco voltaico que possui como características principais a elevada produtividade, a boa qualidade da solda produzida e a flexibilidade associada. Contudo, sua eficiência é muito dependente do tipo de transferência metálica. Uma das principais formas de se conseguir uma transferência metálica eficiente é através da pulsação da corrente, com a qual a corrente de base é utilizada para manter o arco aberto e a corrente de pulso deve ser alta o suficiente para provocar o destacamento das gotas. Neste caso, o processo passa a ser denominado de MIG/MAG pulsado, cuja transferência se assemelha a goticular (“Spray”).

Já o processo TIG tem como característica principal a concentração do calor do arco e, conseqüentemente, o melhor controle da poça de fusão. Apesar da baixa capacidade produtiva, em contraste com o MIG/MAG, o processo TIG permite realizar cordões de solda de ótimo acabamento, em todas as posições e espessuras de chapas. Esta característica do TIG é acentuada quando se usa corrente pulsada, ou seja, durante a imposição de uma corrente de pulso, há uma fusão mais efetiva da chapa e do material de adição, enquanto que durante a imposição de uma corrente de base, há um esfriamento da poça, induzindo-se melhores condições de tensão superficial e viscosidade, garantindo-se melhor controle da poça.

Partindo-se destes princípios, o LABSOLDA/UFSC teve a idéia de associar os dois processos, ou seja, fazer o controle da transferência metálica e da poça de fusão ao mesmo tempo. Este processo foi batizado de MIG/MAG com pulsação térmica (Dutra et al, 1995). A principal vantagem esperada deste processo seria a aglutinação das próprias vantagens citadas de cada processo individualmente. Esta técnica foi inicialmente testada na recuperação de partes erodidas por cavitação em turbinas hidráulicas (Dutra e Teichmann, 1997). Falta, entretanto, explorar melhor esta técnica, sobretudo na soldagem de novos materiais ou materiais que estão tendo sua utilização crescente, como o alumínio.

A forma de onda de saída que caracteriza o processo MIG/MAG com pulsação térmica é ilustrada na figura 8. Aliando-se a vantagem dos dois processos, MAG pulsada e TIG térmico, foi possível obter uma combinação na qual é obtida com a imposição conjunta da

modulação nos sinais de corrente média e da velocidade de alimentação do arame em duas fases distintas. A primeira fase, denominada de *pulso térmico (pt)*, é caracterizada pela presença de valores altos de corrente média (*corrente média no pulso térmico – $I_{m_{pt}}$*) e da velocidade de alimentação do arame (*velocidade de alimentação do arame no pulso térmico – v_{a-pt}*). Complementando o *período térmico (T_t)* vem a fase de *base térmica (bt)*, que se distingue pela injeção de valores baixos de corrente média (*corrente média na base térmica – $I_{m_{bt}}$*) e da velocidade de alimentação do arame (*velocidade de alimentação do arame na base térmica – v_{a-bt}*).

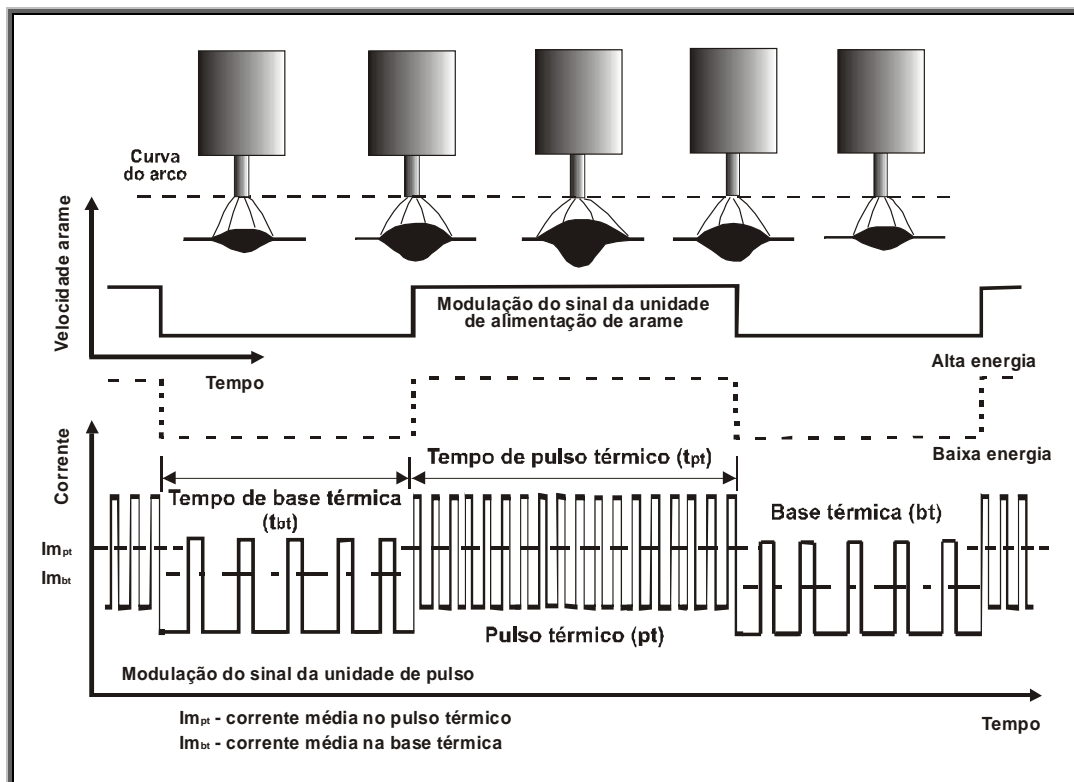


Figura 8 – Representação da variante *MIG/MAG Térmico* (Barra, 2002)

Na figura 8 observa-se que o processo de pulsação se dá em duas fases distintas (**pt** e **bt**) e que esta variação dará como resposta diferentes níveis de calor aportado (valores diferentes para I_m) e frequência de destacamento das gotas metálicas.

Como o processo *MIG/MAG Térmico* ainda encontra-se numa fase embrionária, os reais efeitos (vantagens e/ou desvantagens) da sua aplicação sobre as características geométricas e a microestrutura do metal aportado ainda são incipientes.

Em termos de literatura, algumas vantagens, pressupostas ou pretendidas, e limitações citadas na implementação da variante são enumeradas (Street, 1990; Dutra et al, 1995; Barra, 1998).

- Controle sobre o tamanho da poça de fusão, melhoria nas condições de viscosidade e de tensão superficial e no aspecto do perfil do cordão de solda;
- Em função do controle sobre o tempo e o tamanho que a poça venha a apresentar entre as fases de *pulso* e *base térmica*, a variante possibilita atingir condições de soldagem característicos da soldagem em curto-circuito, com boa penetração e redução na espessura da chapa a ser soldada;
- Nível de frequência adequado para ter efeito sobre a poça de fusão (frequência térmica “ F_t ” na faixa de 0,5 a 10 Hz);
- Nível de frequência, em cada período, adequado para controlar a transferência metálica (frequência de destacamento das gotas no modo *pulsado convencional*);
- Curto espaço de tempo em temperaturas elevadas, em face da modulação de corrente;
- Redução no nível de defeitos como porosidades e mordeduras;
- Formação de pontos de concentração de tensão, para valores baixos de F_t , em decorrência da formação de escamas na superfície do cordão;
- Diferentes níveis de diluição entre as fases de pulso e base térmica.

2.5 – A soldagem MIG/MAG com arame tubular

Para se ter as vantagens do processo MIG/MAG quanto à produção e a versatilidade da soldagem com eletrodos revestidos convencionais, sem precisar manipular fluxos como no caso do processo a arco submerso, foi idealizado um processo, na literatura inglesa designado de FCAW, ou seja, literalmente “solda a arco com arame tubular”. Devido a semelhança, hoje em dia é comum enquadrar este processo com a denominação MIG/MAG com arame-eletrodo tubular. O equipamento necessário é o mesmo da soldagem MIG/MAG. O arame-eletrodo contém, no seu núcleo, ingredientes fluxantes do metal fundido, além de materiais geradores de gases e vapores de proteção do arco e formadores de escória de cobertura. Este processo, relativamente ao eletrodo revestido convencional, permite que se alcance maiores densidades de corrente e apresenta uma produção de material de adição equivalente a do processo MAG.

O processo de soldagem com arame tubular segue o paradigma dos processos de alta produção, o que significa: arame fino, alta densidade de corrente, tomada de corrente bem próxima ao arco e controle automático do comprimento do arco. No entanto o arame eletrodo não é maciço, mas tubular. O fluxo está no interior do arame. A forma tubular do arame torna possível alojar no seu interior, em forma de pó fino, todos os elementos necessários para se conseguir proteção do arco voltaico contra a ação do ar, estabilização do arco, desoxidação da

solda (ação de fluxo) e introdução dos necessários elementos de liga para corrigir a composição química da solda.

Neste processo, o arame tubular pode ter em seu interior pó metálico (metal cored arc welding) ou fluxo interno, nesse caso possui duas variantes:

- Auto-protegido (self-shielded arc welding);
- Com gás de proteção externo (gás shielded flux cored arc welding)

A figura 09 mostra um esquema de soldagem com eletrodo tubular com gás de proteção e a figura 10 um esquema de soldagem sem gás.

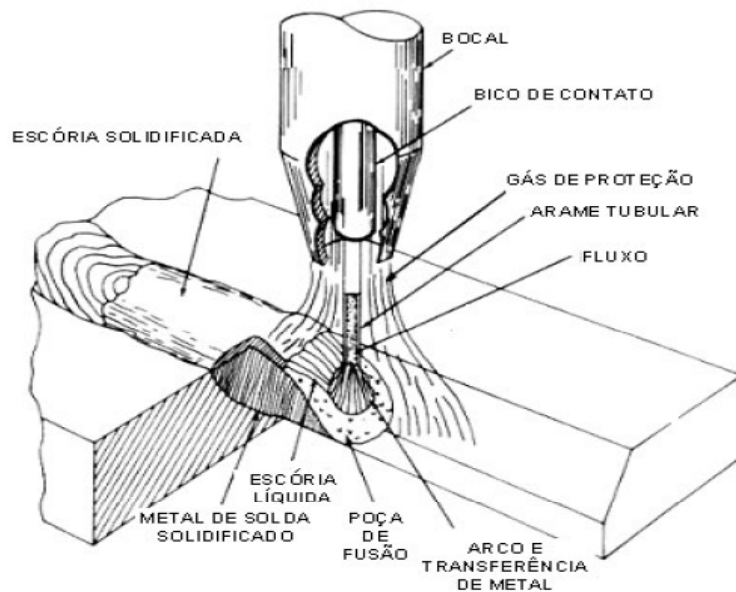


Figura 09 – Esquema de soldagem com eletrodo tubular com gás de proteção

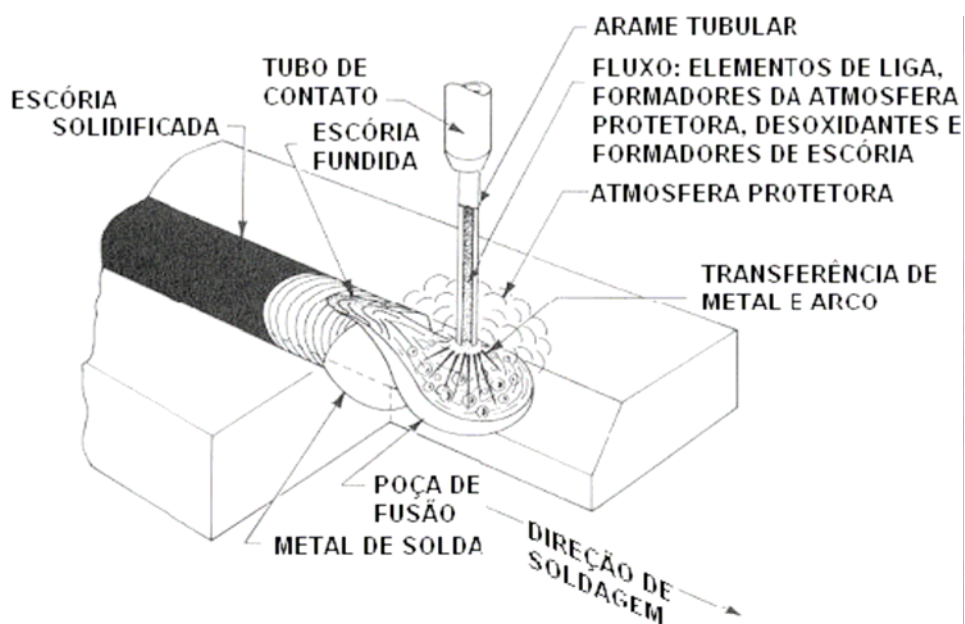


Figura 10 – Esquema de soldagem com eletrodo tubular sem gás de proteção ou autoprottegidos

O processo com eletrodo tubular com pó metálico é o que mais se assemelha ao MIG (pelas normas AWS ele é classificado como uma variante do MIG, que usa eletrodo maciço nu), com a vantagem de poder obter uma maior variedade de ligas metálicas, pois grande parte dos elementos de liga encontra-se investida no eletrodo (cuja capa pode ser fabricada simplesmente de aço de baixo carbono).

As vantagens do eletrodo tubular (Fortes, 2004) com fluxo interno são: os benefícios metalúrgicos que podem derivar do uso de fluxo; a formação de uma escória que ajuda a suportar a poça líquida e dar uma geometria adequada ao cordão. Dentro dos eletrodos tubulares com fluxo interno encontram-se elementos desoxidantes (como Si, Mn e Al) e desnitrificantes (como Al). Adicionalmente, na variante autoprottegida, o fluxo interno, ao queimar no calor do arco, produz uma atmosfera de CO₂ na ponta do eletrodo, o que faz esta variante pouco sensível a perturbações por corrente de ar.

Os fabricantes que utilizam arame sólido se concentram no argumento do maior preço do arame tubular, devido ao processo de fabricação ser mais complexo. Já os fabricantes de arames tubulares, sustentam os argumentos que o uso de arames tubulares em substituição a arames sólidos, são o risco reduzido de defeitos de falta de fusão lateral, maior penetração, menos respingos e uma menor probabilidade de ocorrência de porosidade (Fortes, 2004).

2.6 – Antecedentes no reparo do “lining” nas torres de destilação

Durante o processamento de petróleos contendo significativa quantidade de ácidos naftênicos, observou-se ataques diretos destes ácidos ao aço inoxidável AISI 410, que revestiam as paredes das torres de destilação, em zonas de média a elevadas temperaturas (meio não aquoso) ou indireto, via degradação térmica. A corrosão por ácidos naftênicos ocorre nas unidades de destilação atmosféricas e a vácuo. As principais seções destas unidades susceptíveis à corrosão estão localizadas na metade para baixo das torres atmosféricas e de vácuo. As figuras 11 e 12 mostram um desenho esquemático das torres de destilação e as áreas mais sujeitas à ação corrosiva.

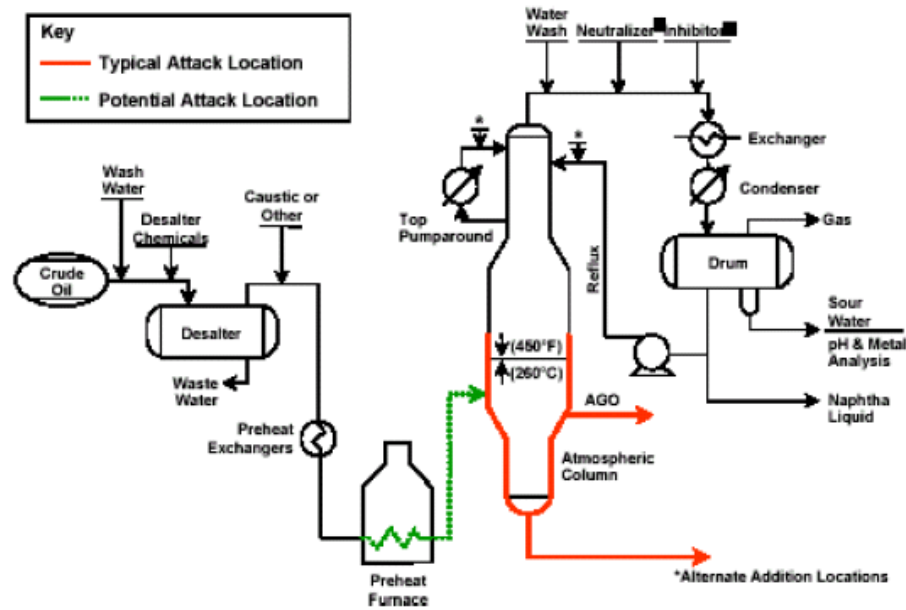


Figura 11 - Desenho esquemático da torre de destilação atmosférica (Balducci et al., 2004)

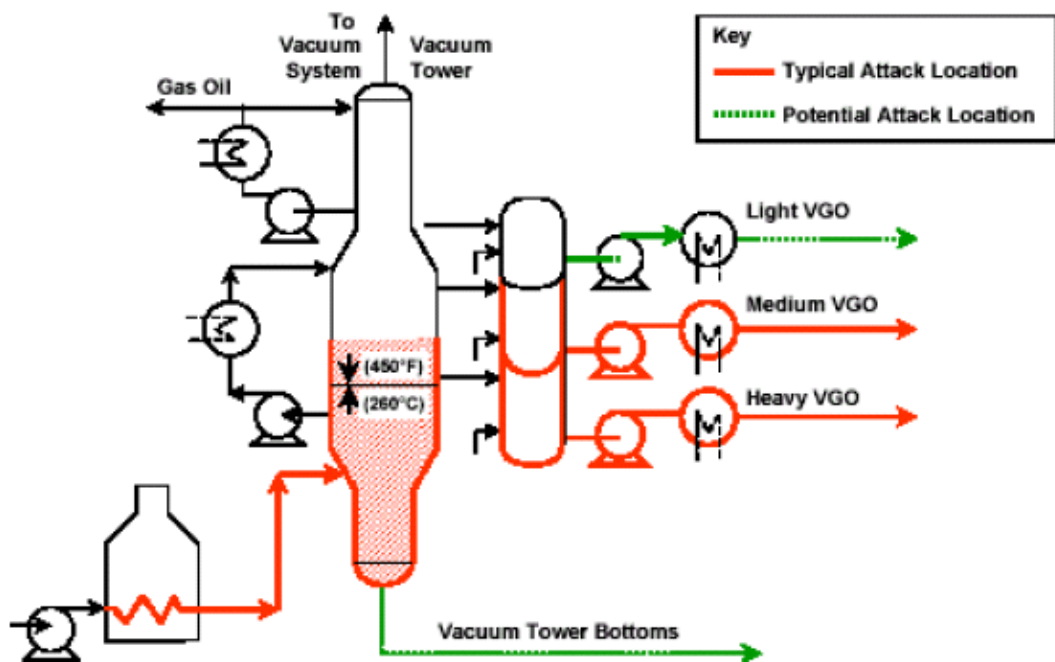


Figura 12 - Desenho esquemático da torre de destilação a vácuo (Balducci et al., 2004)

Em função disto, chegou-se à conclusão de que seria necessário tomar providências no sentido de evitar o ataque dos ácidos naftênicos. Após pesquisas, concluiu-se que aços inoxidáveis que possuem teores de molibdênio acima de 2,5 % como, por exemplo, o AISI 317L devem ser utilizados em substituição aos aços inoxidáveis AISI 410, ou seja, seria

necessário instalar um revestimento com chapas de aço inox AISI 317 L nas torres de vácuo e atmosférica.

Em 1999 iniciou-se a instalação do revestimento (“*lining*”) nas torres de destilação. Foi revestida uma área de 232 m² e foi utilizado o processo de soldagem a arco com eletrodo revestido. O eletrodo utilizado para soldar as chapas de aço AISI 317L foi o AWS E309 MoL com diâmetro de 2,5 mm. O tempo gasto para instalação do lining foi de 32 dias empregando 14 soldadores em dois turnos de trabalho.

Após 03 anos, durante inspeção de rotina, observou-se a necessidade de estender a área a ser revestida de 232 m² para 670 m². Em função da grande extensão das soldas, cerca de 1730 m lineares, foi necessária a aplicação de um processo de soldagem de grande produção, com altas taxas de deposição, adequadas a essas condições.

O pessoal técnico da Petrobrás fez uma parceria com fabricantes de equipamentos e fornecedores de consumíveis, visando desenvolver e qualificar um procedimento de soldagem. Essa parceria sugeriu a utilização do processo de soldagem MAG com arame tubular com proteção gasosa, que com isso, aumentaria a produtividade dos trabalhos sem perda de qualidade.

Após diversos treinamentos e ensaios em oficina, as seguintes condições de soldagem foram definidas:

- Processo MAG com arame tubular e proteção gasosa;
- Eletrodo E 309 MoL com diâmetro de 1,2 mm;
- Tensão: 25 V;
- Corrente: 190 a 200 A;
- Velocidade de soldagem: 49 cm/min;
- Distância bico-peça: 20 mm;
- Abertura entre chapas de 10 mm (“gap”);
- 05 passes de solda para preenchimento do “gap”, sendo dois para fixação do revestimento e três para garantir o teor de Molibdênio acima de 2,5 %;

O tempo gasto para instalação do lining foi de 40 dias, utilizando 08 soldadores com dois turnos de trabalho. A figura 13 mostra o cordão de solda obtido nesse procedimento, qualificado junto a REPLAN (Refinaria de Paulínia – SP).



Figura 13 – Aspecto do cordão de solda obtido atualmente pelo processo MAG com arame tubular e gás de proteção com 80 % Ar e 20 % CO₂ (Balducci et al., 2004)

O pessoal técnico da Petrobrás (Soldate, 2005) relatou que tem sido utilizado uma abertura entre chapas de 10 mm, pois ao utilizar uma abertura menor as soldas apresentaram defeitos como falta de fusão, nas bordas das chapas do “lining” e na raiz, e dificuldade de introduzir o arame na junta da solda. Além disso, são necessários 05 passes de solda para preencher a junta, sendo 02 passes para fixar o revestimento e os outros 03 para garantir o teor de molibdênio acima de 2,5% na solda, uma vez que a diluição¹ do processo MAG convencional é da ordem de 25%. O aspecto do cordão de solda é ruim, com muitos poros e irregularidades. O preenchimento da junta com menos passes foi tentado, mas o teor de molibdênio ficou abaixo do especificado por norma. O processo MAG com arame maciço não foi tentado, porque os fornecedores colocaram muitas dificuldades no fornecimento, tentando convencer os compradores de que o arame tubular apresenta melhores resultados.

As constantes exigências de produtividade a baixo custo, aliada à necessidade de reduzir o tempo de manutenção das torres de destilação, têm incentivado pesquisas neste sentido.

¹ Diluição é a relação entre a quantidade de material de base que se incorporou à solda e a quantidade total de metal de solda (proveniente do metal de adição e do de base)

Assim é que um grupo de técnicos da Refinaria Duque de Caxias no Rio de Janeiro se reuniu e resolveu estudar formas de diminuir o tempo e os custos de manutenção das torres das diversas refinarias da Petrobrás, conforme relatado por Cersósimo et al. (2003), porém sempre em parceria com fabricantes de consumíveis interessados no uso do processo arame tubular para essa aplicação.

Numa etapa preliminar foram feitos ensaios com os arames E309 MoL e o E 317L. A utilização de metal de adição do tipo 317L, similar ao metal do recobrimento e mais rico em molibdênio (entre 3 e 4%), que aquele utilizado na REPLAN (E309MoL), foi proposta como opção para garantir os teores mínimos de molibdênio requeridos e garantir uma semelhança química e metalúrgica com o material do lining. Também foi proposta a redução do diâmetro do arame tubular de 1,2mm para 0,9mm, visando diminuir a quantidade de material na poça de fusão, facilitando o controle do depósito, minimizando a quantidade de mordeduras nas chapas do “lining” percebidas nas soldas com arame de diâmetro de 1,2mm. Foi verificado que a soldabilidade do E-309MoL e o E-317L são semelhante, em termos de geometria, índice de defeitos, facilidade de controle da poça de fusão, entre outras.

No que diz respeito a comparação entre os diâmetros de 0,9 mm e 1,2mm, verificou-se que a variação na taxa de deposição não é significativa: os resultados foram muito semelhantes.

De forma a buscar a otimização dos parâmetros e técnicas de soldagem, foram estudados o chanfro reto , “semi V” e “V”. A soldagem na posição horizontal foi executada comparando-se chanfro tipo reto e “semi V”, ficando definido a utilização deste último, devido a maior facilidade o controle da poça de fusão, uma vez que, com o chanfro reto, ocorreu um aumento da quantidade de material fundido na poça, devido a maior fusão das bordas das chapas, causando sobreposição e um aspecto de escorrimento do cordão.

Com isso, as seguintes condições ficaram definidas:

- Processo MAG com arame tubular;
- Espaçamento entre chapas (gap) de 6 mm;
- 02 passes de solda para preenchimento do “gap”;
- Eletrodo E317L com diâmetro de 1,2 mm;

O aspecto da solda obtido pode ser visto na figura 14.

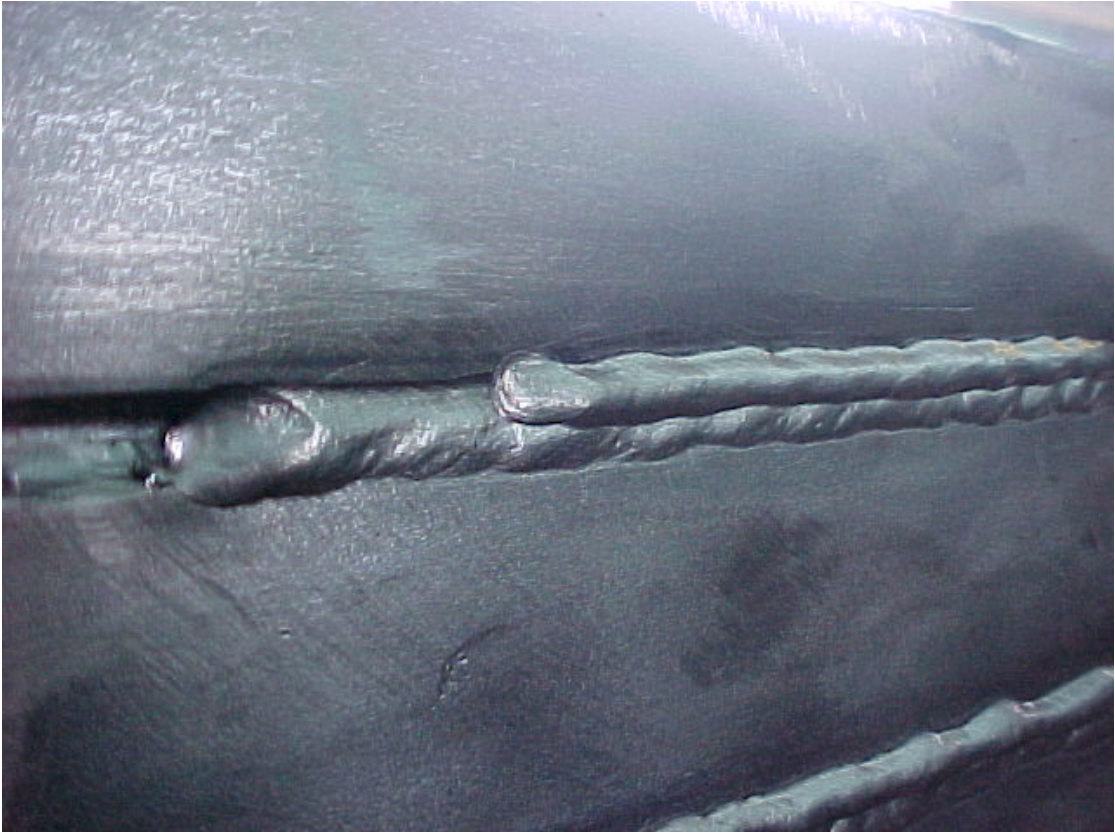


Figura 14 – Aspecto do cordão de solda obtido com eletrodo E 317L - processo MAG com arame tubular e gás de proteção com 80 % Ar e 20 % CO₂ (Cersosimo et al., 2003)

A redução da abertura entre chapas e do número de passes deve-se basicamente ao teor mais elevado de molibdênio do arame E317L, com o qual mesmo com diluição da ordem de 25 % do processo MAG, obteve-se teor daquele elemento acima de 2,5 %.

Ainda não há relatos de resultados do emprego desse procedimento nos reparos das torres de destilação. Os reparos ainda tem sido realizados com o arame E309MoL. Os fabricantes de consumíveis não indicam o eletrodo E317L para esse tipo de solda, uma vez que o material fica susceptível a trincas de solidificação. Como pode ser observado no Diagrama de Schaeffler (figura 15), a liga final se situa dentro do campo totalmente austenítico, ficando o material susceptível a trincas de solidificação.

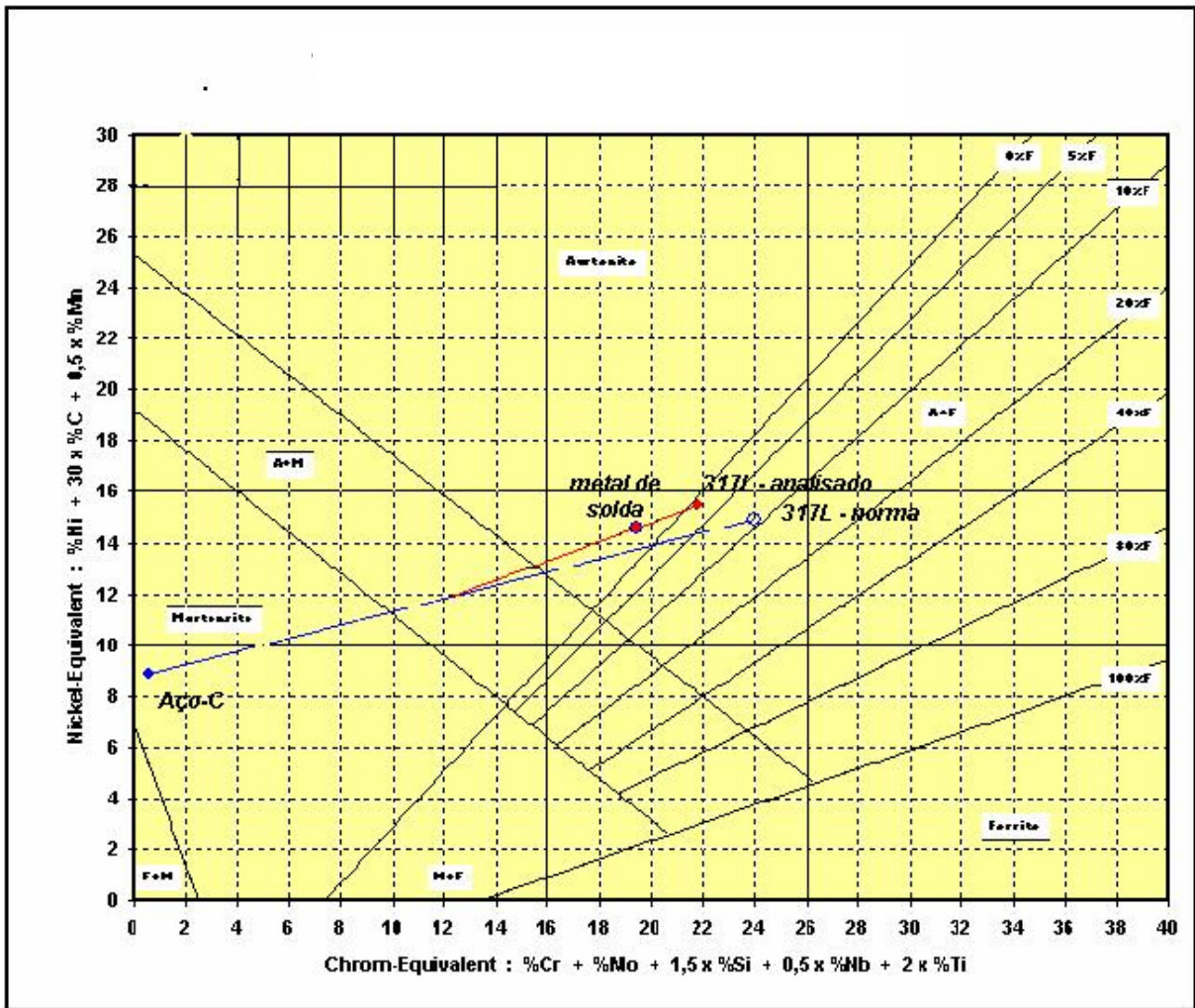


Figura 15 – Diagrama de Schaeffler mostrando liga obtida na zona fundida para processo MAG (curto-circuito) com diluição de 25%

2.7 – Soldagem de aços dissimilares

As soldas dissimilares são utilizadas quando se trata de requisitos de projeto ou reparo de manutenção. Seu uso comercial teve início em 1940 com a soldagem de aços resistentes ao calor e aços inoxidáveis austeníticos submetidos a modificações nas condições de temperatura e pressão de serviço.

É comum deparar-se com soldagens de metais diferentes. Nesses casos, deve-se tomar cuidados especiais que não seriam necessários no caso de soldagem homogênea. No mínimo, os cuidados referentes a ambos os metais componentes da junta. O problema é a seleção do metal de adição apropriado, bem como os parâmetros de soldagem a serem utilizados.

Em princípio, o metal de adição deve ser pelo menos igual em resistência mecânica e à corrosão, que o pior dos componentes da junta.

Para se escolher o eletrodo apropriado para cada soldagem, recorre-se ao principal instrumento para a avaliação do depósito de solda, o diagrama de Schaeffler (Bussinger,

2000). O diagrama de Schaeffler, dentro de suas limitações, é útil não apenas para prever a estrutura da zona fundida de soldas heterogêneas, de metais diferentes, ou de um mesmo metal com eletrodo diferente, mas também para prever a estrutura da zona fundida e a possibilidade de ocorrência de problemas na soldagem dos aços inoxidáveis. Entretanto, em situações onde é exigida uma precisão mais acurada do teor de ferrita delta deve-se aplicar o diagrama de De Long, ou modificações mais recentes, que contemplam faixas mais amplas de certos elementos químicos, como o WRC 92 (Modenesi, 2001).

É comum utilizar em aços especiais, em especial o inoxidável com teor de carbono baixo o bastante para evitar certos problemas, como corrosão intergranular. Nesses casos, durante a soldagem, o interesse é manter o teor de Carbono baixo. Se a soldagem é heterogênea, isto é difícil devido à diluição, que deve ser mantida a mínima possível, compatível com a fusão total. Se não há interesse em manter o teor de Carbono baixo, esta não é uma preocupação. Entretanto, a composição química do metal depositado difere do material do eletrodo, devido, além da diluição, a perda de certos elementos de liga, por oxidação e escorificação, formação de carbonetos, volatilização, segregação e outros mecanismos, dependendo do revestimento e dos parâmetros de soldagem (Bussinger, 2000).

2.8 – Corrosão por ácido naftênico

A corrosão por ácidos naftênicos é um dos temas de maior interesse na indústria de petróleo. Embora já se saiba sobre este fenômeno, ele ainda não está completamente compreendido. O tipo de ácido e a presença de outros constituintes no petróleo possuem influência na corrosão, assim como a temperatura e o fluxo do fluido (Gomes, 2003).

Os ácidos naftênicos são ácidos orgânicos que estão presentes em muitos óleos crus. São ácidos com estrutura de anel saturado com um único grupo carboxila. Possuem temperatura de ebulição entre 177 e 343 °C e, quase sempre, são responsáveis pela acidez total do petróleo.

A corrosão por ácidos naftênicos se apresenta principalmente através de três formas (Dos Santos, 1992):

- Sob algumas condições, o metal é “afinado” uniformemente, freqüentemente produzindo um efeito “casca de laranja” sobre a superfície. Áreas afinadas também ocorrem quando o ácido condensado escoar pelas paredes de um vaso;
- Outras condições produzem *pitting*, freqüentemente em tubulações ou soldas. Eles podem estar aglomerados ou se formarem em um padrão associado com uma solda ou qualquer ressalto na superfície. Usualmente o metal externo ao *pit* é coberto com um filme

de sulfeto pesado, preto, enquanto a superfície do *pit* tem apenas um filme fino, de cor variando do cinza para o preto;

- Um terceiro tipo de corrosão é facilmente reconhecido como corrosão-erosão, pois o ataque do metal tem relação definida com o *escoamento do fluido*. A regra derivada dessas observações é que, quanto mais complexa for a corrosão – uniforme → *pitting* → corrosão-erosão – menor é o valor de NAT (número de acidez total) que desencadeia o processo.

A corrosão por ácidos naftênicos ocorre principalmente nas unidades de destilação de cru e a vácuo. Esta corrosão é mais pronunciada em locais com alta velocidade e turbulência, como em cotovelos, reforços de solda, impulsores de bombas, bocais de injeção de vapor e em locais onde ocorre gotejamento de frações condensadas sobre as superfícies metálicas.

Basicamente mudando-se o material com que é feito o equipamento, pode-se controlar a taxa de corrosão por ácido naftênicos. A escolha do material pode ser realizada em função de duas variáveis de processo (Dos Santos, 1992):

- Temperatura: em temperaturas inferiores a 220°C, aço carbono de baixa ou média liga podem ser utilizados, porém em temperaturas superiores deve-se usar aço inox austenítico com um teor mínimo de molibdênio de 2,5%.

- Velocidade: em baixas velocidades não se recomenda o uso de aço inox 304, 321 e 347. Para estes casos deve-se utilizar aço inox 316 ou 317 devido à adição de molibdênio. Em alguns casos, como em linhas que trabalham com vácuo, usa-se o aço inox 317, ao invés do 316, devido à maior percentagem de molibdênio em sua liga.

A velocidade tem um efeito marcante na corrosão de tubos de fornos e linhas de transferência devido à turbulência provocada pelo fluxo bifásico (líquido/vapor). Sendo o efeito ainda maior onde ocorre turbulência provocada por barreiras físicas, como em curvas, locais com excesso de reforço de soldas, desalinhamentos e bombas.

Com relação à influência da temperatura, a corrosão por ácidos naftênicos ocorre nos aços carbono, aços de baixa liga, aços inoxidáveis AISI 410 e austeníticos AISI 316 na faixa de temperatura de 200 °C a 400 °C (Cooper, 1972).

A prática usual tem sido usar materiais como aço inox austenítico com um mínimo de teor de molibdênio de 2,5% quando for encontrada corrosão por ácido naftênico.

Em relação à temperatura, a corrosão naftênica é praticamente desprezível abaixo de 230°C, aumentando continuamente com a temperatura acima de 250°C. Acima de 260°C aproximadamente, os ácidos naftênicos vaporizam-se parcialmente, dependendo da pressão e do tipo de óleo cru. A vaporização normalmente diminui a quantidade de ácido no líquido e contra balança um aumento na tendência à corrosão devido ao aumento da temperatura. Os

ácidos naftênicos vaporizados não são agressivos aos materiais comuns utilizados na construção dos equipamentos

As taxas de corrosão atingem um máximo em aproximadamente 370°C, e acima de 400°C, os ácidos naftênicos se decompõem produzindo compostos neutros. Acredita-se que o aumento das taxas de corrosão, com o acréscimo da temperatura a partir de 380°C, é causado pela influência dos componentes sulfúricos que se tornam corrosivos ao aço carbono e aos aços de baixa liga nestas temperaturas (Craig, 1995).

2.9 – Descontinuidades associadas ao processo de soldagem MIG/MAG nas soldas de revestimento

Um aspecto importante na soldagem do lining refere-se aos defeitos associados (Houle & McGuire, 2001). Não são aceitáveis trincas e falta de fusão. Entretanto, há tolerância para mordeduras, porosidade e reforço excessivo. Respingos, apesar de não ser geralmente considerado defeitos, também devem ser evitados para evitar pontos de corrosão localizada.

Em soldagem se denomina descontinuidade a qualquer interrupção da estrutura típica do material, que signifique falta de homogeneidade nas características mecânicas, metalúrgicas ou físicas da junta soldada. Uma descontinuidade torna-se um defeito quando ela torna um componente não apto para atingir os requisitos mínimos de qualidade para o uso específico.

A maioria dos defeitos encontrados na soldagem é causada por práticas de soldagem inadequadas. Uma vez que as causas sejam determinadas, o operador pode facilmente corrigir o problema.

A seguir são descritos alguns tipos de descontinuidades, suas causas e soluções:

2.9.1 – Falta de Fusão

A falta de fusão é um tipo de defeito onde parte do cordão não está unido na lateral do chanfro ou entre dois cordões na soldagem multipasse, devido a uma deficiência na fusão destas regiões. Este defeito pode ser observado na figura 16.

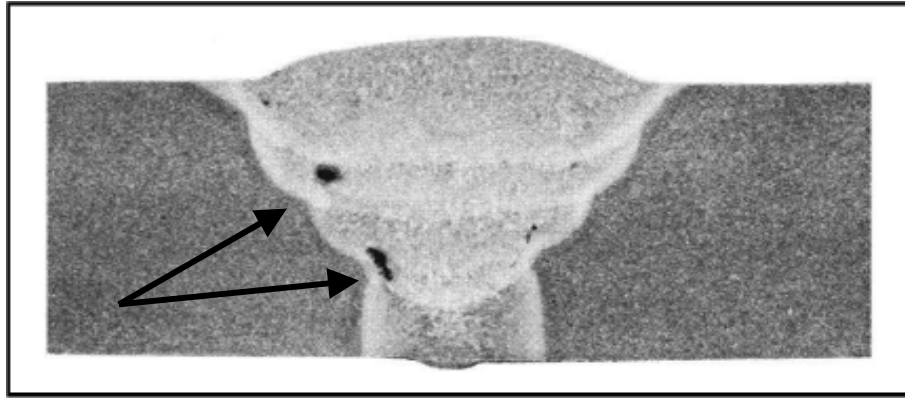


Figura 16 – Exemplo de falta de fusão (Fortes, 2004)

A causa básica da falta de fusão pode ser uma energia de soldagem insuficiente para fundir a região do chanfro onde está sendo realizado o cordão. Ela pode ocorrer devido a:

- energia de soldagem baixa, isto é, corrente de soldagem baixa ou velocidade de soldagem elevada;
- consumível especificado erroneamente: diâmetro excessivo para a geometria do chanfro ou com pouca penetração;
- projeto da junta inadequado, ou seja, tipo do chanfro não adequado para a espessura do material, ângulo do chanfro pequeno ou abertura de raiz pequena;
- procedimento de soldagem incorreto como: posição de soldagem da peça; desalinhamento entre as partes; superfície da chapa contaminada por óleo, graxa, pintura ou oxidação superficial; presença de escória do passe anterior; falta de goivagem do passe de raiz (processo de remoção de material por meios mecânicos ou térmicos cuja função é aumentar a abertura de raiz para facilitar a soldagem do lado oposto do primeiro cordão).

2.9.2 – Mordedura

A mordedura é caracterizada pela fusão do metal de base na região adjacente à margem do cordão de solda. Ela não deve ser confundida com a deposição insuficiente, onde pode-se observar a face original do chanfro no metal de base. A figura 17 mostra este tipo de defeito.

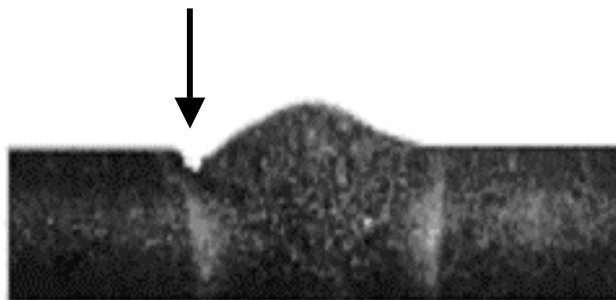


Figura 17 – Exemplo de mordedura (Fortes, 2004)

As causas da mordedura podem ser:

- energia de soldagem elevada, isto é, corrente de soldagem elevada ou velocidade de soldagem baixa;
- consumível especificado erroneamente: diâmetro excessivo para a geometria do chanfro;
- projeto da junta inadequado, ou seja, tipo do chanfro não adequado para a espessura do material, ângulo do chanfro pequeno;
- procedimento de soldagem incorreto como: tensão do arco excessiva; ângulo de trabalho do eletrodo, tocha ou pistola; ângulo de ataque do arco elétrico favorecendo a fusão das extremidades do chanfro; evitar a técnica de deposição com oscilação lateral; velocidade de soldagem inconstante.

2.9.3 - Trincas de solidificação

As trincas de solidificação são geradas pela presença de um filme líquido em um cordão de solda ou na zona de ligação. Este tipo de trinca está associado à composição química do metal de solda e a presença de tensões geradas durante a soldagem. Geralmente aparece durante o resfriamento, na faixa de 100°C, no centro do cordão de solda ou na zona de ligação, ou mesmo em regiões reaquecidas na soldagem multipasse. A figura 18 mostra um exemplo deste tipo de defeito.

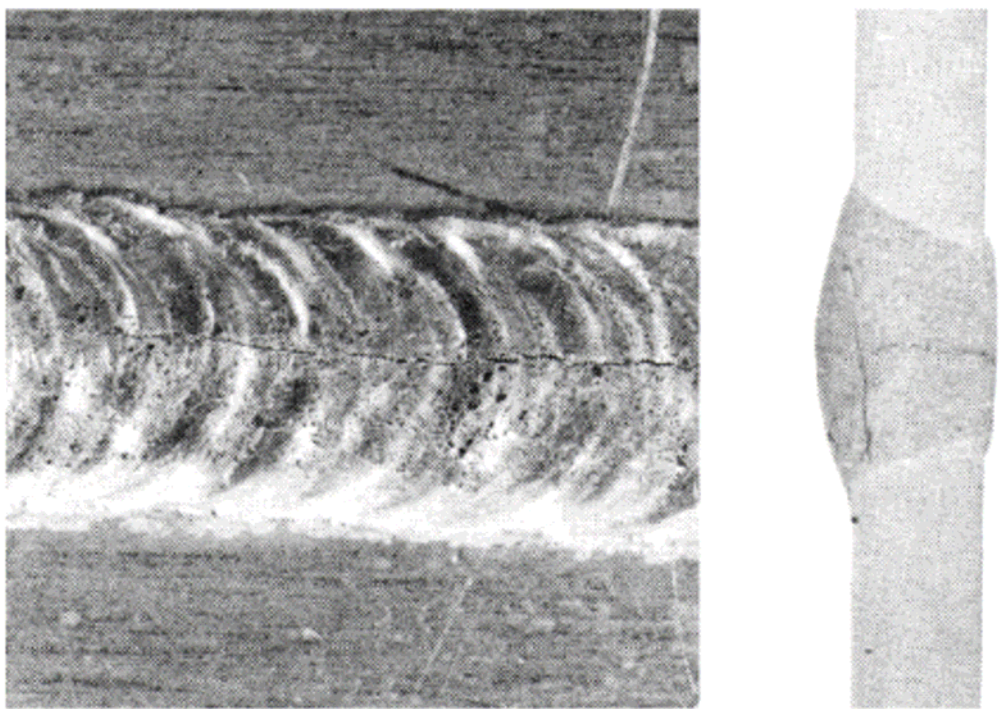


Figura 18 – Exemplo de trinca longitudinal (Fortes, 2004)

As causas das trincas de solidificação podem ser:

- Energia de soldagem elevada, isto é, corrente de soldagem elevada e/ou velocidade de soldagem baixa;
- Consumível especificado erroneamente: teor de ferrita pequeno (menor que 2%);
- Metal de base com teores elevados de enxofre e fósforo, no caso dos aços;
- Projeto da junta inadequado, por exemplo, ângulo do chanfro muito grande; abertura da raiz excessiva; restrição elevada da junta;
- Procedimento de soldagem incorreto como: formato do cordão inadequado, isto é, cordão estreito e com grande penetração; deposição de cordões compridos e largos; técnica de soldagem que aumenta as tensões geradas durante a soldagem; desalinhamento entre as partes; excesso de restrição na junta devido aos dispositivos para posicionamento.

2.9.4 – Porosidade

A porosidade é caracterizada pelo aprisionamento de bolhas de gás no cordão de solda. Como está ilustrado na Figura 19, esses poros podem variar em tamanho e são geralmente distribuídos numa forma aleatória. Entretanto, é possível que a porosidade possa ser encontrada apenas no centro da solda. Os poros podem ser superficiais ou sub-superficiais.

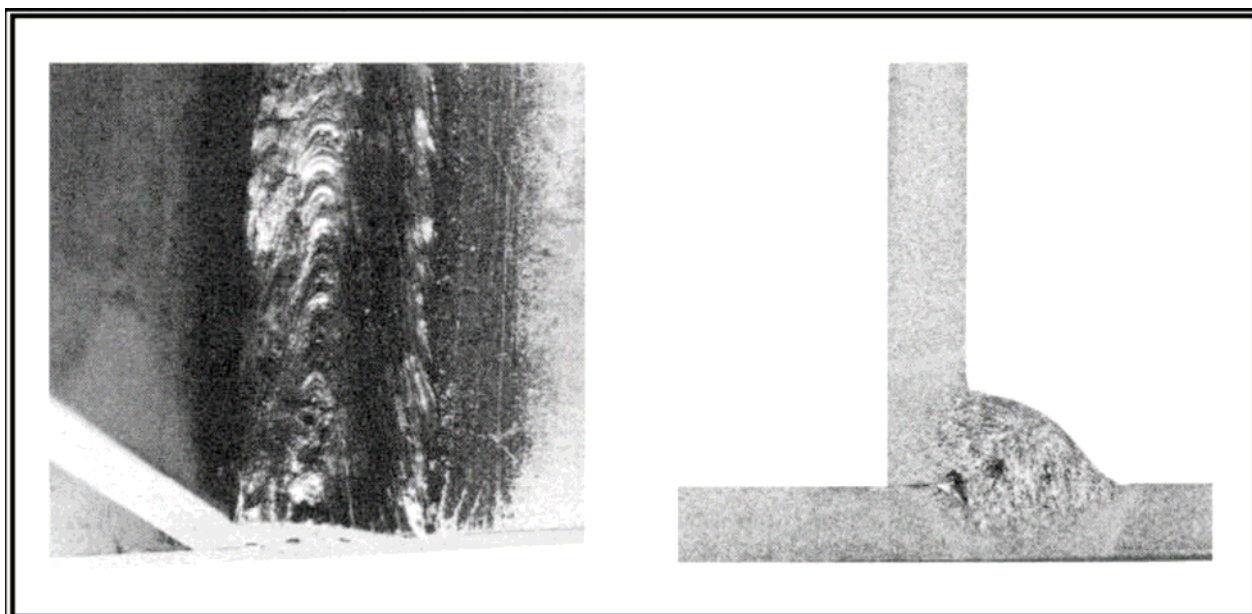


Figura 19 - Exemplos de porosidade (Fortes, 2004)

As causas mais comuns da porosidade são a contaminação atmosférica, superfícies das peças a serem soldadas excessivamente oxidadas, elementos de liga desoxidantes no arame inadequados e a presença de materiais estranhos. A contaminação atmosférica pode ser causada por:

- Vazão de gás de proteção insuficiente;
- Vazão de gás de proteção excessiva, que pode causar aspiração de ar para dentro do fluxo do gás de proteção;
- Bocais obstruídos ou sistema de fornecimento de gás danificado (mangueiras e conexões sem vazamentos, etc.);
- Correntes de ar excessivas na área da soldagem, que podem arrastar o gás de proteção da região da poça de fusão.

Os gases atmosféricos que são primariamente responsáveis pela porosidade no aço são o nitrogênio e o oxigênio em excesso. No entanto, uma quantidade considerável de oxigênio pode ser tolerada sem gerar porosidade na ausência do nitrogênio. A vazão de gás deve ser inspecionada a intervalos regulares para assegurar que esteja livre de vazamentos. Adicionalmente, a umidade excessiva na atmosfera pode causar porosidade no aço e particularmente no alumínio. Sob climas úmidos deve ser tomado um cuidado especial. Por exemplo, tochas resfriadas continuamente a água podem apresentar condensação durante os períodos de alta umidade e conseqüentemente contaminar o gás de proteção.

A oxidação excessiva das peças é uma fonte óbvia de oxigênio, bem como a umidade aprisionada.

A porosidade pode também ser causada por uma desoxidação inadequada do arame de solda durante a soldagem de aços semi-acalmados ou efervescentes. O oxigênio no aço pode causar porosidade por monóxido de carbono (CO) se os elementos desoxidantes adequados não estiverem presentes.

Materiais estranhos podem ser uma fonte de porosidade. Um exemplo é o lubrificante excessivo no arame de solda. Esses hidrocarbonetos são fontes de hidrogênio.

Outras causas de porosidade podem ser taxas de solidificação da solda extremamente altas e características de arco errático. Quando as taxas de solidificação são muito altas, qualquer gás que normalmente escaparia fica aprisionado.

Características de arco errático podem ser causadas por uma condição de soldagem irregular, tensão muito baixa ou muito alta, transferência de metal instável, e variação na velocidade de alimentação do arame.

Todas essas ocorrências causam uma turbulência violenta na poça de fusão, que tende a romper a atmosfera do gás de proteção e provoca a contaminação da poça de fusão.

2.10 – Influência dos parâmetros de soldagem sobre as características do cordão de solda

Em comparação com a soldagem com eletrodos revestidos, a soldagem MAG é relativamente mais simples quanto à sua técnica de execução, pois a alimentação de metal de adição é feita pela fonte de soldagem e a quantidade de escória gerada é mínima. Por outro lado, este processo é mais complicado em termos da seleção e ajuste de seus parâmetros devido ao seu maior número de variáveis e a forte inter-relação entre elas.

São variáveis importantes do processo (Modenesi, 2000; Bracarense, 2003; Fortes, 2004):

- Diâmetro e composição do arame;
- Tipo do gás de proteção;
- Velocidade de soldagem;
- Comprimento do eletrodo;
- Posicionamento da tocha em relação à peça;
- Corrente de soldagem; e
- Tensão de soldagem.

A seleção incorreta destes parâmetros resulta em soldas insatisfatórias devido a problemas metalúrgicos e/ou operacionais como, por exemplo, instabilidade do arco, respingos, falta de fusão ou de penetração, porosidade, etc.

2.10.1 – Diâmetro e composição do arame

A composição do arame depende do tipo de metal de base, das propriedades desejadas para a solda e, em menor grau, do tipo de gás de proteção. O tipo de arame é, em geral, indicado com base em classificações dadas por normas de especificação como, por exemplo, as da American Welding Society (AWS), ou nos casos dos aços inoxidáveis, utiliza-se o principal instrumento para a avaliação do depósito de solda, o diagrama de Schaeffler (Modenesi, 2001).

O diâmetro do arame é escolhido principalmente em função da espessura do metal de base, da posição de soldagem e de outros fatores que limitem o tamanho da poça de fusão ou o aporte de calor na solda. Para cada diâmetro e composição de arame, existe uma faixa de corrente adequada à sua utilização, isto é, para a qual a estabilidade do processo e as condições de formação do cordão de solda são satisfatórias.

2.10.2 - Tipo e vazão do gás de proteção

O gás ou mistura gasosa de proteção se caracteriza com uma variável crítica na operação de soldagem ao arco elétrico com proteção gasosa, afetando as características de ionização e formação do arco elétrico, além de proteger o metal fundido de reações de oxidação, da absorção de H₂ e da formação de nitretos. O tipo de mistura empregada irá, ainda, influenciar diretamente no modo de transferência metálica, na penetração da solda, na geometria e no aspecto superficial do cordão, nas características metalúrgicas do metal aportado, na tendência à formação de mordeduras e na ação de limpeza.

No processo MIG/MAG a utilização de diferentes gases ou misturas irá caracterizar o nível de atividade, reações metalúrgicas com a gota e com a poça de fusão, a ser imposto na região do arco.

A vazão de gás a ser empregada em uma determinada operação de soldagem dependerá, inicialmente, da faixa de corrente a ser utilizada. Valores elevados de vazão podem significar aumento no custo final da obra em face da perda do gás em excesso, da perda de calor do arco e da possibilidade de contaminação da atmosfera do arco em face da elevação no efeito convectivo. Em contrapartida, para reduzidas vazões poderá ocorrer o surgimento de porosidades e redução nas propriedades mecânicas.

2.10.3 - Velocidade de soldagem

O valor máximo de penetração do cordão é conseguido para valores intermediários de velocidade de soldagem V_s , devido a energia térmica do arco transferida por unidade de comprimento de solda e a maior ou menor incidência do calor sobre a poça fundida ou sobre metal de base. Para baixas velocidades de soldagem, a energia transferida por unidade de tempo é maior. Entretanto, como o volume da poça fundida também fica maior, isso reduz a incidência direta do calor do arco na peça. Para altas velocidades, a energia transferida é menor e, portanto, diminui a penetração.

Quando a velocidade de soldagem é demasiadamente elevada, há uma tendência a ocorrer mordeduras, porque há insuficiente deposição de metal para preencher o caminho fundido deixado pelo arco, e trincas de solidificação.

2.10.4 - Comprimento do eletrodo

Com o aumento do comprimento do eletrodo aumenta a resistência elétrica do mesmo e, então, o aquecimento por efeito Joule e a produção se torna maior. Entretanto, se o comprimento do eletrodo for longo demais, grande parte do calor de soldagem será dispendido na fusão do eletrodo e pouca no aquecimento da peça, gerando assim problemas como falta de penetração e falta de fusão.

O eletrodo conduz a corrente de soldagem entre o bico de contato e o arco, sendo aquecido por este pelo efeito Joule (aquecimento resistivo). Como a resistência do eletrodo é proporcional ao seu comprimento, a intensidade do aquecimento do eletrodo será proporcional a este comprimento. Assim, um aumento deste (causado, por exemplo, por um maior afastamento da tocha em relação à peça), para uma velocidade constante de alimentação de arame, reduz a corrente necessária para fundir o arame. Como resultado, a quantidade de calor cedido à peça e a penetração do cordão são, também, reduzidos. Em soldagem semi-automática, trabalha-se com um comprimento de eletrodo entre cerca de 6 e 25mm.

2.10.5 - Posicionamento da tocha em relação à peça

A inclinação da pistola de soldagem durante a execução dos cordões, tem, a nível de forma e penetração do cordão, um efeito mais marcante do que algumas variações em parâmetros como velocidade e tensão de soldagem. Considera-se a posição em função do ângulo de posicionamento (figura 20).

a) Ângulo positivo ou arco quente

O arco é aberto sobre a poça de fusão, o que provoca maior penetração, cordões mais estreitos, o reforço é mais convexo, melhor estabilidade do arco e menor formação de respingos.

b) Ângulo neutro

A configuração do cordão de solda nesse sentido é de média penetração como também a largura do mesmo.

c) Ângulo negativo ou arco frio

O cordão é mais baixo e mais longo que o arco quente. A penetração é menor. Por outro lado a formação de respingos é maior.

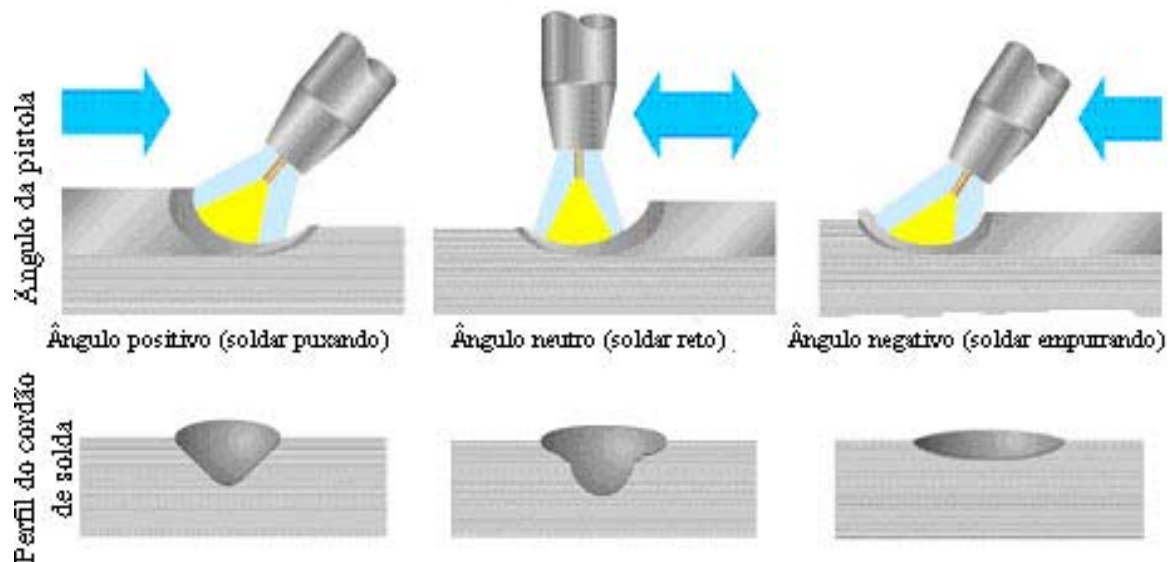


Figura 20 – Ângulos de soldagem (Fortes, 2004)

2.10.6 - Corrente de soldagem

A corrente de soldagem controla fortemente a velocidade de fusão do arame. Além disso, a penetração, o reforço e a largura do cordão tendem a aumentar com a corrente quando as demais variáveis são mantidas constantes.

A corrente de soldagem também afeta o modo de transferência do metal de adição, particularmente na soldagem com argônio ou com misturas Ar-CO₂ (CO₂ < 25%) e Ar-O₂.

2.10.7 – Tensão de soldagem

A tensão de soldagem afeta o modo de transferência de metal de adição e a aparência do cordão. Uma maior tensão aumenta a largura do cordão e diminui a sua convexidade, mas valores excessivamente altos causam porosidade, respingos e mordeduras. Valores muito baixos também podem causar porosidade (por perda de proteção devido à turbulência causada pela instabilidade do processo), convexidade excessiva e dobras na margem do cordão. O valor adequado da tensão para uma dada aplicação depende de muitos fatores como, por exemplo, a espessura e tipo da junta, a posição de soldagem, o diâmetro e composição do arame e a composição do gás de proteção.

A figura 21 ilustra de forma esquemática a influência do diâmetro do eletrodo, corrente, tensão e velocidade de soldagem na geometria do cordão de solda.

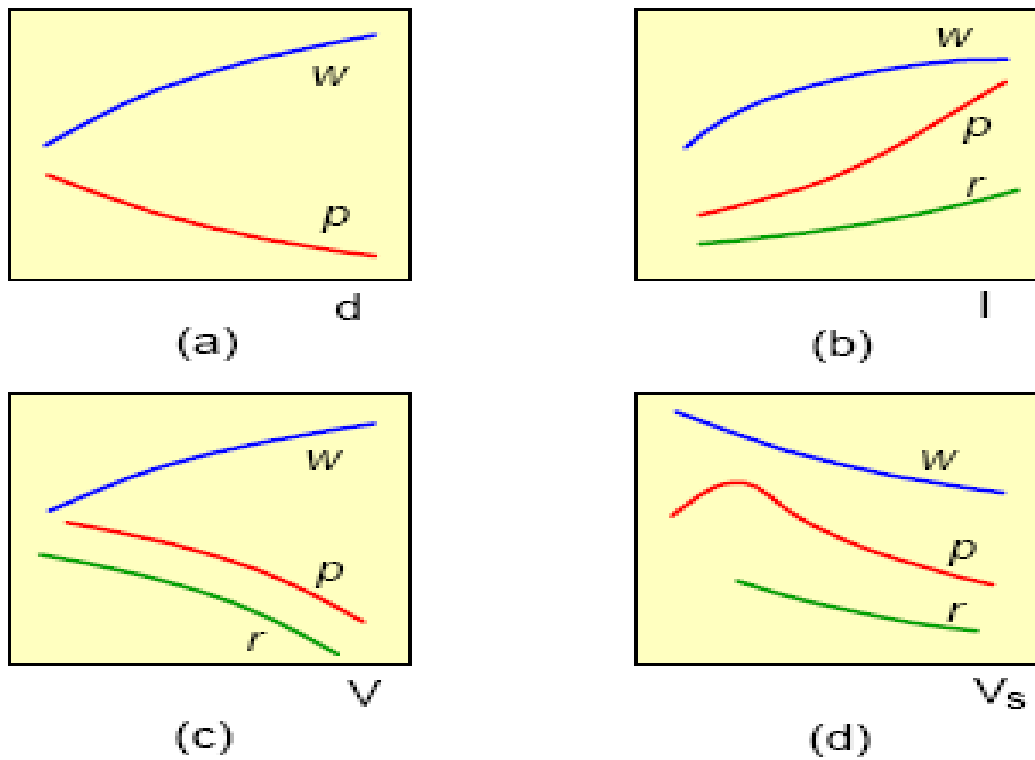


Figura 21 – Influência de alguns parâmetros de soldagem no formato do cordão:

w – largura do cordão, p – penetração, r – reforço, d – diâmetro do eletrodo

I – corrente de soldagem, V – tensão do arco, V_s – velocidade de soldagem

(Modenesi, 2000)

CAPÍTULO 3

MATERIAIS E METODOS

3.1 – INTRODUÇÃO

Este capítulo apresenta os materiais e métodos utilizados decorrentes da adoção do processo de soldagem MAG com as variantes MAG-P e MAG-PT com arame maciço, para serem utilizados em soldas de revestimento do tipo “lining”.

Aqui são apresentados os equipamentos e materiais utilizados, os ensaios preliminares para a busca dos parâmetros de soldagem, os métodos para avaliação dos resultados e os critérios de aceitação para qualificação do processo e aprovação das soldas.

3.2 – BANCADA DE ENSAIOS

A bancada de ensaios, figura 22, usada neste trabalho é constituída basicamente por:

1. Fonte de soldagem;
2. Tocha de soldagem;
3. Dispositivo de fixação de corpo prova;
4. Microcomputador para aquisição de dados;
5. Garrafas de gás;



Figura 22 – Bancada de ensaios

3.2.1 – Fonte de Soldagem MINITEC 200 (Silva & Mori, 2002)

O equipamento é uma fonte de energia para soldagem multiprocesso, desenvolvida e fabricada pelo LABSOLDA/UFSC que reúne, num mesmo equipamento, todas as características necessárias para possibilitar sua utilização para a soldagem TIG, MIG/MAG, AT e ER. Possui um tamanho reduzido além da grande facilidade oferecida pela interface homem-máquina.

Suas principais características estão relacionadas abaixo:

- Tensão em vazio: 68 V
- Faixa de corrente: 5 a 450 A
- Tipo de corrente: Contínua (constante ou pulsada)
- Potência máxima fornecida: 4 kVA
- Fator de potência: 0,95

3.2.2 – SOFTWARE

O software utilizado foi o OSCILOS que permite simular um osciloscópio de memória digital. Neste estudo, o programa foi utilizado na aquisição de dados de corrente e da tensão de soldagem.

3.2.3 – Placa de Aquisição INTERDATA 3

É uma placa de aquisição de dados inserida na própria fonte de soldagem, que pode ser conectada diretamente com o microcomputador mediante um cabo serial. Dita placa de 205 x 100 mm, possui um conector compatível com o barramento de 16 bits de microcomputadores da linha IBM PC. Ela possui as seguintes unidades:

- a) Conversor D/A de 16 canais, com 14 dos quais disponíveis para aquisição de dados. Dois deles são utilizados com alimentação interna de 0 V e 9 V para uma autocalibração;
- b) Conversor D/A de 8 canais;
- c) Freqüencímetro;
- d) Porta digital com 8 entradas e 8 saídas, que possui 16 canais de entradas analógicas e permite uma freqüência máxima de aquisição por canal de 35 kHz.

3.3 - Materiais

3.3.1 – Corpos de prova

Os ensaios foram realizados revestindo chapas de aço carbono ASTM A 516 Gr 60 de 25 mm de espessura com chapas de aço inoxidável ASTM A 240 TP 317L de 3 mm de espessura. Todo o material foi fornecido pela Refinaria Landulpho Alves – Mataripe – BA (UN-Rlam).

A figura 23 mostra um esquema dos corpos de prova que possuem as seguintes dimensões:

- aço carbono – comprimento de 180 mm, largura de 100 mm e espessura de 25 mm;
- aço inoxidável – para cada corpo de prova de aço carbono foram utilizadas duas chapas de aço inoxidável com 170 mm de comprimento, 45 mm de largura e 3 mm de espessura.

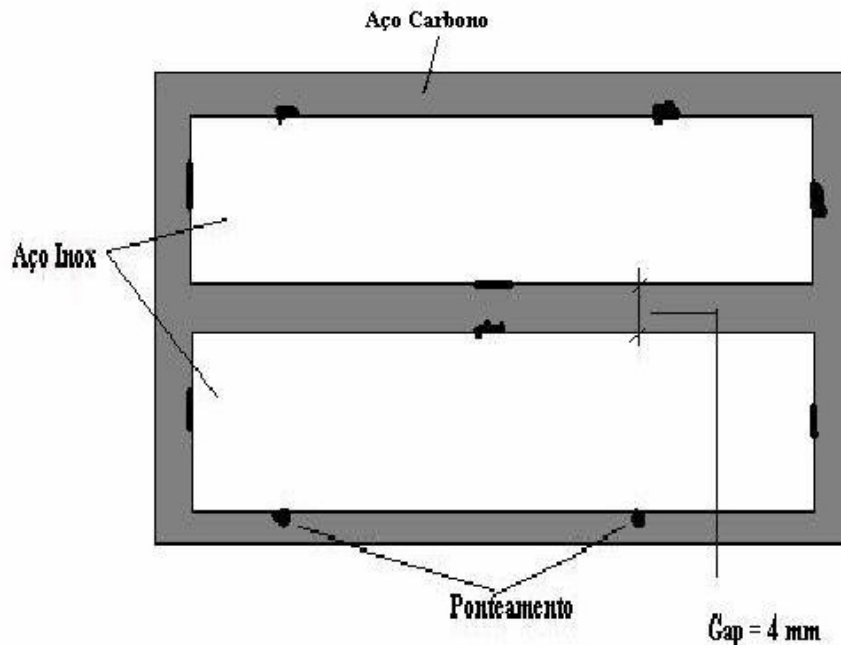


Figura 23 – Desenho esquemático dos corpos de prova

Na tabela 01, são apresentadas as composições químicas correspondentes.

Tabela 01 – Composição química dos metais de base e de revestimento

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Nb	Cu
Aço A516 Gr.70	0,27	0,15/0,40	0,5/ 1,4	0,035	0,035	-	0,08	0,3	0,02	0,3
Aço inox 317L										
- norma (1)	Máx. 0,03	Máx. 1,00	Máx. 2,00	0,045	0,03	18/20	3/4	11/15	-	-
- fornecido (2)	0,02	0,39	1,76	0,021	0,003	18,16	3,06	14,00	-	0,21

(1) Especificado na norma (2) Analisado quimicamente na firma PRECICAST

O tipo de junta utilizado nos corpos de prova de aço inox foi de topo em I com folga de 2, 3 e 4 mm. Os corpos de prova foram cortados com guilhotina e a medição do espaçamento entre as chapas foi feita com a alma de um eletrodo revestido de 2, 3 e 4 mm, de forma a garantir um espaçamento constante. Foram feitas marcações paralelas à junta de soldagem, distantes 5mm, de forma a possibilitar o cálculo da diluição (figura 24). O cálculo da diluição foi utilizado para estimar o teor de molibdênio do cordão de solda, uma vez que, numa etapa preliminar dos ensaios, o arame ER309MoL não estava disponível e os testes foram realizados com o ER309L, ou seja, sem molibdênio. A adoção deste procedimento foi importante também, para verificar a confiabilidade do cálculo da diluição para prever a composição química da solda.



Figura 24 – Corpo de prova marcado para cálculo da diluição

Os corpos de prova de aço carbono foram cortados através de maçarico nas medidas especificadas no item 3.2.1. Após o corte foram esmerilhados no centro, na região de união do aço inox ao aço carbono, para retirar a camada superficial de oxidação existente.

Após os corpos de prova estarem prontos, foi feito o ponteamento das chapas de aço inox no aço carbono. O ponteamento foi feito com o MAG-P e MAG-PT, conforme o ensaio que estava sendo realizado, e o eletrodo utilizado foi o mesmo que está sendo estudado neste trabalho.

3.3.2 – Gás de Proteção (White Martins, 2003)

Os gases listados abaixo foram utilizados durante a pesquisa, devido aos mesmos estarem disponíveis comercialmente para soldagem com corrente pulsada:

- Mistura de Argônio (90%) e dióxido de carbono (< 10%) – Denominado nesse trabalho de 92%Ar-8%CO₂;

- Mistura de Argônio (95%), dióxido de carbono (3%) e Nitrogênio (2%) – Denominado nesse trabalho de 95%Ar-3%CO₂-2%N₂;

3.3.3 – Eletrodos

Numa primeira etapa deste estudo, utilizou-se o eletrodo ER309L, com diâmetro de 1,2 mm, cuja composição química típica está na tabela 02, uma vez que, o arame com molibdênio não estava disponível no mercado brasileiro. A estimativa do teor desse elemento no metal de solda foi feita usando o cálculo da diluição.

Posteriormente, de posse do eletrodo ER309MoL, com diâmetro de 1,2 mm, cuja composição química típica está na tabela 02, os ensaios foram refeitos, de forma a comprovar os resultados obtidos.

Tabela 02 – Composição química dos metais de adição

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni
ER309L (1)	0,2	1	2	0,045	0,030	22/24	-	12/15
ER309MoL (2)	Max. 0,03	1	2	0,045	0,030	22/24	2,6/2,8	12/15
ER309L *	0,03	0,4	1,9	0,02	0,001	23,0	0,1	14,0
ER309MoL *	0,01	0,3	1,4	0,02	0,001	21,2	2,6	14,9

(1)(2) Especificado por norma

* Análise química enviada pela firma Kestra através dos certificados nº 04398/04 e 06201/05.

O metal de adição foi selecionado com base em recomendações dos fabricantes de consumíveis (Carbó, 2001) e, por se tratar de uma solda dissimilar, ou seja, mais de uma liga envolvida, foi utilizado o Diagrama de Schaeffler para prever a constituição final da zona fundida. Pelo diagrama, tomando como base uma diluição de 25%, a liga final cairá dentro do campo austeno-ferrítico com percentual de ferrita delta da ordem de 2%, o que é bom para diminuir os riscos de trinca à quente.

3.4 – Metodologia experimental

3.4.1 – Ensaios preliminares

Os ensaios preliminares visaram encontrar a melhor condição de soldagem que possibilitasse obter uma redução do espaçamento entre chapas (“*gap*”), com conseqüente redução do número de passes, mantendo o teor de molibdênio dentro da composição química mínima exigida.

Todas as soldas foram realizadas de forma manual e na posição horizontal. Depois de obtidas as melhores condições de soldagem, foram realizadas soldas na posição vertical descendente, de forma a comprovar a aplicabilidade do processo também para essa posição de soldagem. Para dar início à soldagem, o arco foi

aberto numa das extremidades do corpo de prova e o tempo foi cronometrado para verificar a velocidade média de soldagem.

O ângulo de inclinação da tocha utilizado foi 60°, ou seja, formando um ângulo negativo e realizando a solda empurrando de forma a obter menor penetração.

Alguns ensaios foram realizados até que se conseguisse encontrar um espaçamento entre chapas satisfatório, ou seja, que permitisse boa penetração, sem reforço excessivo e preenchimento da junta com apenas um passe de solda. A seqüência de ensaios é descrita a seguir:

- **Espaçamento entre chapas (*gap*) de 2 mm**

Variou-se a corrente média de soldagem em 80, 100 e 120 A. Para as três faixas de corrente os corpos de prova apresentaram falta de penetração (valor zero) e reforço alto (acima de 3 mm). Logo a utilização do espaçamento entre chapas de 2 mm foi descartada.

- **Espaçamento entre chapas (*gap*) de 3 mm**

Numa segunda experiência, novamente variou-se a corrente média de soldagem em 80, 100 e 120 A.

Para a corrente média de 80 A, não houve penetração (zero) e o reforço ficou alto (acima de 3 mm). Para corrente média de 100 A houve uma pequena penetração (0,2 mm) e o reforço ainda um pouco alto (acima de 3 mm). Já a corrente média de 120 A apresentou uma penetração pouco maior (0,28 mm) que a obtida com corrente média de 100 A, mas ainda insatisfatória devido a reprovação no ensaio de dobramento, onde os corpos de prova trincaram na junção das duas chapas. Devido a reprovação no ensaio de dobramento a utilização do espaçamento entre chapas de 3 mm foi descartada.

- **Espaçamento entre chapas (*gap*) de 4 mm**

Numa terceira experiência, variou-se a corrente média em 80, 100 e 120 A.

Para a corrente média de 80 A, o corpo de prova foi reprovado no ensaio de dobramento devido a penetração muito pequena no cordão de solda. Para a corrente média de 120 A a penetração foi alta (1,6 mm) e o reforço satisfatório, mas o teor de molibdênio (2,32 %) da solda, pois ao usar arame maciço MoL se obteria um valor abaixo de 2,5%. Finalmente, para a corrente média de 100 A, a penetração ficou adequada (da ordem de 1 mm), aprovada no ensaio de dobramento, teor de molibdênio na faixa de 2,7% e reforço de acordo com as normas. Além do mais, a junta foi preenchida com apenas um passe de solda. A

Tabela 03 apresenta os parâmetros de soldagem utilizados para as duas variantes do processo MAG.

Tabela 03 – Parâmetros de solda utilizados para o MAG-P e o MAG-PT

MAG-PT	
Corrente Média de Pulso (Imp):	120 A
Corrente Média de Base (Imb):	80 A
Tempo de pulsação (Tp e Tb):	0,5 s
MAG-P	
Corrente média (Im):	100 A

Obtida a corrente média para a soldagem, partiu-se para a variação de outros parâmetros de modo a alcançar a condição para a soldagem de revestimento do tipo “lining”.

Após ponteamento e identificação do corpo de prova (através de marcador permanente), os mesmos foram fixados na posição horizontal e foram executadas as seqüências de soldagem mostradas na tabela 04, mantendo-se como parâmetros fixos o comprimento do eletrodo de 10, 15 e 20 mm e a abertura entre chapas de 4 mm.

Tabela 04 – Seqüência de soldagem

ETAPAS	VARIANTE DO PROCESSO MAG	GÁS
1ª	MAG pulsado (MAG-P)	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
2ª	MAG com pulsação térmica (MAG-PT)	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
3ª	MAG pulsado (MAG-P)	92%Ar-8%CO ₂
4ª	MAG com pulsação térmica (MAG-PT)	92%Ar-8%CO ₂

Realizadas as soldas utilizando os parâmetros fixos definidos, as seguintes velocidades de alimentação de arame foram obtidas, conforme apresentado na tabela 05 para as duas variantes do processo MAG:

Tabela 05 – Velocidades de alimentação de arame

Comprimento do eletrodo (mm)

		10	15	20
MAG-P	Vel. de alim. do arame	2,76 m/min	3,12 m/min	3,36 m/min
MAG-PT	Vel. de alim. do arame no pulso	3,36 m/min	3,84 m/min	4,44 m/min
	Vel. de alim. do arame na base	2,16 m/min	2,52 m/min	3 m/min

3.4.2 – Análise das amostras

a) Exame visual

Depois de efetuados os cordões de solda, estes foram limpos com escova manual e inspecionados visualmente. No exame visual foi observado o aspecto superficial e se os cordões de solda apresentavam mordeduras e reforço excessivo.

b) Micrografia e Macrografia

Para a análise da macrografia e micrografia foram extraídos 03 amostras situadas nos dois terços finais dos cordões. Esta condição teve como objetivo garantir que a amostra fosse retirada de uma região, na qual, os cordões de solda estivessem em regime térmico.

A extração dos corpos de prova na condição “como soldado” seguiu as seguintes etapas:

- Corte, através de serra de fita de uma tira de 20 mm de largura, transversal a linha de centro dos cordões, para os soldados pelo MAG-P e MAG-PT;
- Seccionamento longitudinal dos cordões, utilizando a máquina “cut-off” com disco de corte, sobre a linha de maior penetração do cordão, ou seja, um pouco deslocada do centro, devido à solda ser realizada na posição horizontal e a tocha de soldagem direcionada para a chapa de aço inox situada na parte superior do corpo de prova, para o MAG-PT.

No exame micrográfico foram observados a incidência de porosidades e inclusões.

No exame macrográfico foram observados: penetração, falta de fusão, perfil de penetração longitudinal do cordão e realizado o cálculo da diluição.

c) Preparação metalográfica

A preparação das superfícies para análise metalográfica (micrografia e macrografia) da zona fundida foi executada seguindo as subseqüentes etapas:

- Corte das regiões selecionadas através de serra de fita;
- Embutimento a frio das amostras, utilizando resina de poliéster e moldes de PVC;

- Lixamento com abrasivo de SiC, polimento em politriz automática com pasta de diamante de 6 μm e 1 μm .

d) Revelação da estrutura

❖ Macrografia

➤ Aço Inoxidável

- Reagente → Marble (20 ml de água destilada, 20 ml de HCl e 4 g de CuSO_4);
- Técnica → Imersão;
- Tempo de ataque → 10 a 20 s;
- Temperatura → ambiente
- Lavagem de superfície atacada com água corrente e álcool;
- Secagem de superfície;
- Aquisição e digitalização de imagem através de máquina digital;

➤ Aço carbono

- Reagente → Nital a 2 % (2 ml HNO_3 + 98 ml $\text{C}_2\text{H}_5\text{OH}$);
- Técnica → Imersão;
- Tempo de ataque → 10 a 15 s;
- Temperatura → ambiente
- Lavagem de superfície atacada com água corrente e álcool;
- Secagem de superfície;
- Aquisição de imagem através de microscópio ótico (até 1000x).

❖ Micrografia

➤ Ataque eletrolítico

Os procedimentos adotados foram:

- Imersão da amostra em uma solução de FeCl_2 5g, Hcl 2ml, e 99ml de álcool.
- Aplicada uma diferença de potencial de 1,5 V, durante 5 segundos;
- Lavagem da superfície, após ataque, com água morna a 50 °C;
- Limpeza da superfície com álcool;
- Secagem da superfície;
- Aquisição de imagem através de microscopia ótica.

3.4.3 – Ensaio por líquido penetrante

O ensaio por líquido penetrante foi realizado para verificar a incidência de trincas de solidificação e porosidade superficial, conforme descrito abaixo:

a) Preparação da superfície - Limpeza inicial

Antes de se iniciar o ensaio, a superfície foi limpa com thinner e depois foi secada com pano limpo. O objetivo foi eliminar qualquer contaminante que pudesse vir a existir, tais como: água, óleo, graxa, etc.

b) Aplicação do Penetrante

Foi aplicado o penetrante visível removível a solvente, sobre a superfície da solda, de tal maneira que formasse um filme sobre a superfície e que, por ação de capilaridade, penetrasse na descontinuidade. Após aplicação, foi aguardado um tempo de 15 minutos para atuação do penetrante.

c) Remoção do excesso de penetrante.

Para remoção do excesso de penetrante da superfície, foi utilizado thinner até que a superfície ficasse totalmente isenta de qualquer resíduo de superfície.

d) Revelação

Foi aplicado o revelador não aquoso, de modo a formar um filme uniforme sobre a superfície da solda. O revelador é usualmente um pó fino (talco) branco. Pode ser aplicado seco ou em suspensão, em algum líquido. O revelador age absorvendo o penetrante das descontinuidades e revelando-as. Após aplicação, foi aguardado um tempo de 15 minutos para revelação.

e) Avaliação e Inspeção

Após a aplicação do revelador, os resultados foram fotografados para posterior análise e avaliação.

3.4.4 – Diluição

Para o cálculo da diluição, a amostra foi preparada conforme descrito no item 3.2.1. Depois de fotografada, a amostra foi visualizada através do software AUTOCAD 2004 (figura 25) para realizar os cálculos de diluição seguindo as seguintes etapas:

- Cálculo da área do metal de base diluído (MB) (aço carbono);
- Cálculo da área do metal de revestimento diluído (MR) (aço inox);
- Cálculo da área do metal de aporte diluído (MA) (arame de aço inox);

Após o cálculo das áreas, foi utilizada a seguinte fórmula para calcular o teor de Molibdênio na solda:

$$\%Mo = \frac{\text{Área (MR)} \times \%Mo \text{ (MR)} + \text{Área (MA)} \times \%Mo \text{ (MA)} + \text{Área (MB)} \times \%Mo \text{ (MB)}}{\Lambda + \Lambda + \Lambda +}$$

onde:

MR – metal de revestimento, ou seja, AISI 317 L;

MA – metal de aporte, ou seja, AISI 309 MoL;

MB – metal de base, ou seja, aço carbono;

AT – área total, ou seja, área MR + área MA + área MB

Este cálculo foi feito em todas as amostras que foram aprovadas no ensaio de dobramento. Este método serviu para confrontar o resultado com o obtido na análise química.

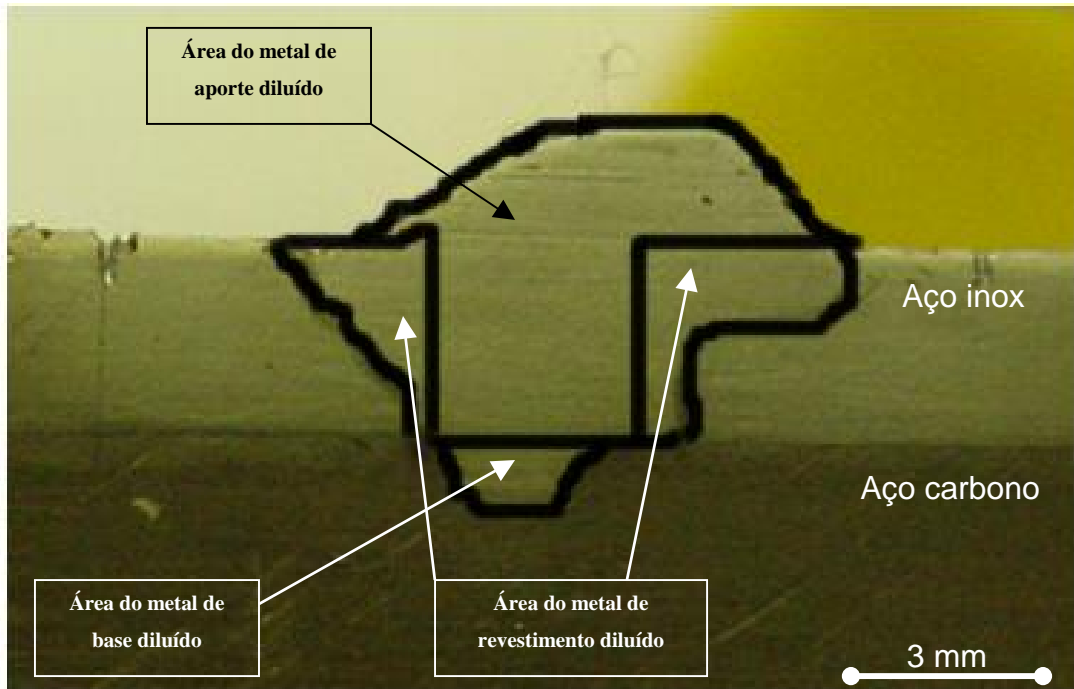


Figura 25 – Amostra visualizada no AUTOCAD

3.4.5 – Microscopia Ótica

A técnica de microscopia ótica foi empregada para auxiliar na verificação de porosidades, inclusões e análise da microestrutura.

3.4.6 – Critérios de Aceitação (Houle & Mcguire, 2001; Petrobrás, 2003)

a) Mordedura

A análise foi feita através de exame visual e medidas com de paquímetro. Para soldas de topo, não deve exceder $0,15t$ (figura 26), onde t é a espessura da chapa de revestimento.

b) Reforço

A análise foi feita através de exame visual e sua altura medida com auxílio do software AUTOCAD 2004. Reforço de solda para juntas de topo até 3,0 mm (figura 26).

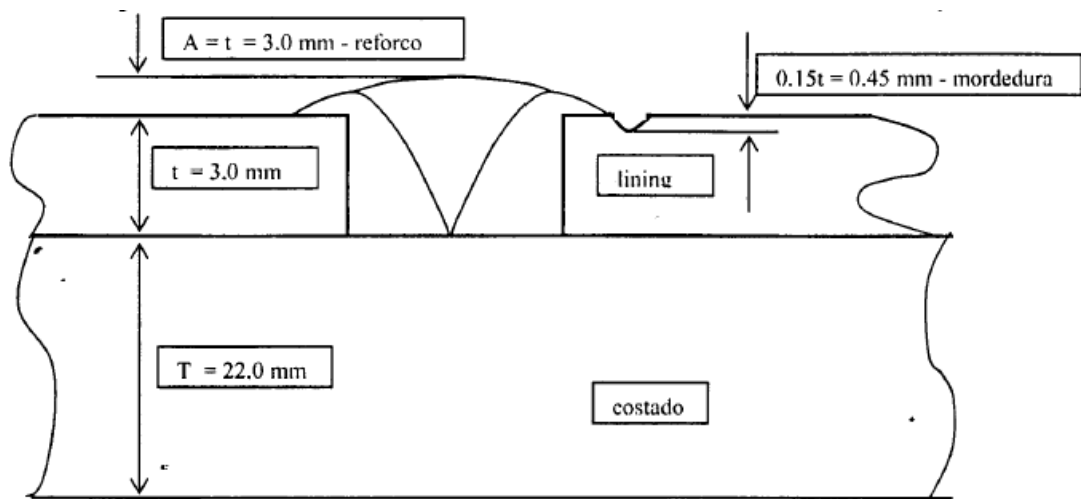


Figura 26 – Critérios de aceitação para reforço e mordedura

c) Trincas de solidificação

Qualquer trinca é inaceitável, independente do tamanho e localização. A verificação foi feita através do ensaio por Líquido Penetrante em 100% das soldas, conforme descrito no item 3.4.3.

d) Porosidade superficial

A verificação foi feita através do ensaio por Líquido Penetrante em 100% das soldas, conforme descrito no item 3.4.3 e o critério para tolerância está descrito no ASME SEC.VIII DIV.1 AP.8, que define:

Todas as superfícies devem estar livres de:

(a) indicações relevantes lineares (fig. 27) - Indicações com comprimento maior ou igual a três vezes a largura serão consideradas como lineares ($a \geq 3.b$);



Figura 27 – Critério de aceitação para porosidades com indicações lineares

(b) indicações relevantes arredondadas maiores que 4,8 mm (3/16 pol.) – figura 28 - Indicações com comprimento menor que três vezes a largura serão consideradas arredondadas ($a < 3.b$);

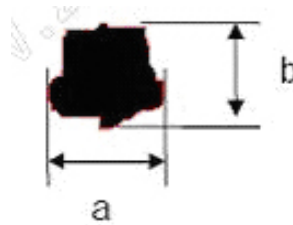


Figura 28 – Critério de aceitação para porosidades com indicações arredondadas

(c) Indicações alinhadas (figura 29) - agregadas em L com dimensões acima de 1,5 mm arredondadas, separadas entre si de 2 mm ou menos ($d \leq 2$ mm).

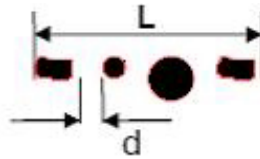


Figura 29 – Critério de aceitação para porosidades com indicações alinhadas

(d) quatro ou mais indicações relevantes arredondadas em linha separadas por 1,6 mm (1/16 pol.) ou menos (de borda a borda) (figura 30);



Figura 30 – Critério de aceitação para porosidades com indicações em linha separada

e) Falta de fusão

Não são aceitáveis. A verificação foi feita através de macrografia da seção longitudinal do cordão em 100 % das soldas, conforme descrito no item 3.4.2.

f) Falta de penetração

Deve existir fusão entre a parte adjacente do metal base e a solda. A verificação foi feita em 100 % das soldas. A penetração tem que ser a mínima necessária para que o corpo de prova seja aprovado no ensaio de dobramento.

g) Ensaio de Dobramento

O ensaio de dobramento foi realizado para verificar se, após sua execução, o corpo de prova apresentava trincas ou descontinuidades. Se o corpo de prova apresentar esses defeitos ou romper (soltar o revestimento) antes de atingir o ângulo especificado, nesse caso 180°, o material não atende a especificação do ensaio.

O ensaio é aceitável se não ocorrerem na solda, ou entre esta e a zona de ligação, trincas nem defeitos maiores que 3,2 mm. Trincas que se originaram nas bordas do corpo de prova

durante o ensaio não devem ser consideradas, a menos que evidenciem a presença de outros defeitos.

O ensaio de dobramento realizado foi o semiguiado e realizado nas seguintes etapas:

1ª) Uma extremidade do corpo de prova foi fixado numa morsa, e o dobramento foi efetuado na outra extremidade, com o auxílio de um tubo de aço. A figura 31 mostra um esquema desta etapa

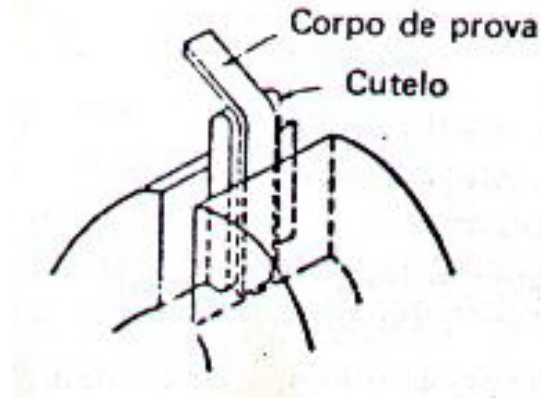


Figura 31 – Esquema de ensaio de dobramento semiguiado

2ª) Após o pré-dobramento, o corpo de prova foi totalmente fixado na morsa, e, com o auxílio de um vergalhão de aço de 15 mm de diâmetro (fazendo o papel de cutelo), foi executado o restante do dobramento até formar um ângulo de 180°. A figura 32 mostra um esquema da etapa final.

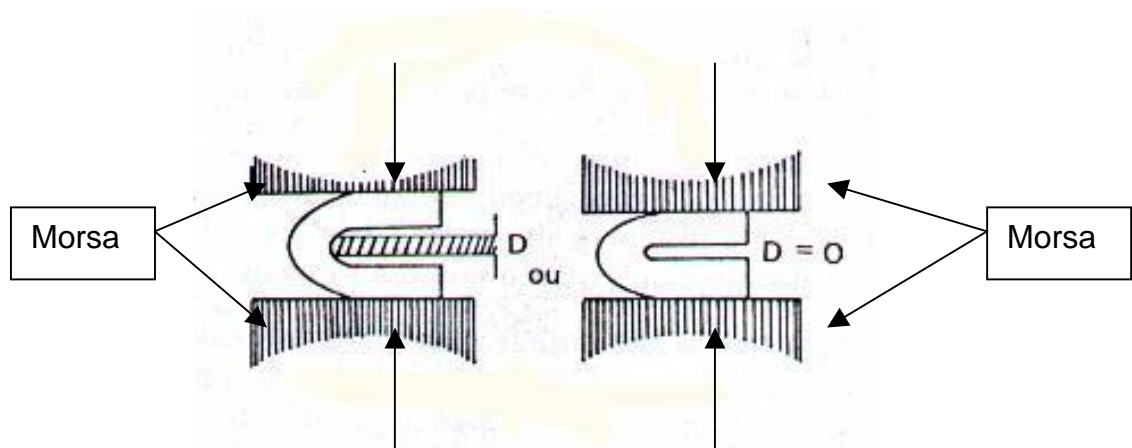


Figura 32 – Esquema da etapa final do ensaio de dobramento

h) Análise Química

Empregada para analisar o teor de molibdênio da solda. Foi gentilmente realizada pela firma PRECICAST. O aparelho utilizado foi da marca SPECTRO de origem Alemã e o método utilizado foi o de espectroscopia de emissão ótica.

CAPITULO 4

RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 – Introdução

Este capítulo analisa os resultados experimentais decorrentes da adoção do processo de soldagem MAG com as variantes MAG-P e MAG-PT com arame maciço, para serem utilizados em soldas de revestimento do tipo “*lining*”. Aqui, são avaliados o aspecto visual da solda e os critérios de aceitação para a qualificação do processo e aprovação das soldas. Também é analisada a aplicabilidade do cálculo da diluição e, finalmente, conhecidas as vantagens das variantes do processo MAG. Procura-se desta forma chegar a conclusão de qual melhor procedimento de soldagem a utilizar e os custos envolvidos na adoção deste processo. Com o auxílio da literatura é feita uma comparação entre os processos estudados e o MAG convencional com arame tubular.

4.2 – Avaliação quanto ao aspecto visual das soldas

São apresentadas 02 chapas para cada situação de soldagem, ou seja, mantendo-se o *stickout* e variando-se apenas o gás de proteção.

4.2.1 – Efeitos do gás de proteção no acabamento superficial

O gás de proteção influenciou no acabamento superficial do cordão de solda. O gás 95%Ar-3%CO₂-2%N₂ resulta num acabamento melhor que o do 92%Ar-8%CO₂, independente da condição de soldagem.

A principal diferença se deve ao fato de que o gás 92%Ar-8%CO₂ resulta numa maior tendência a apresentar mordedura no cordão de solda, como pode ser visto nas figuras 33 e 34. Pode ser observado também que o gás 95%Ar-3%CO₂-2%N₂ apresenta menos tendência a escorrimento, favorecendo um melhor acabamento da solda.

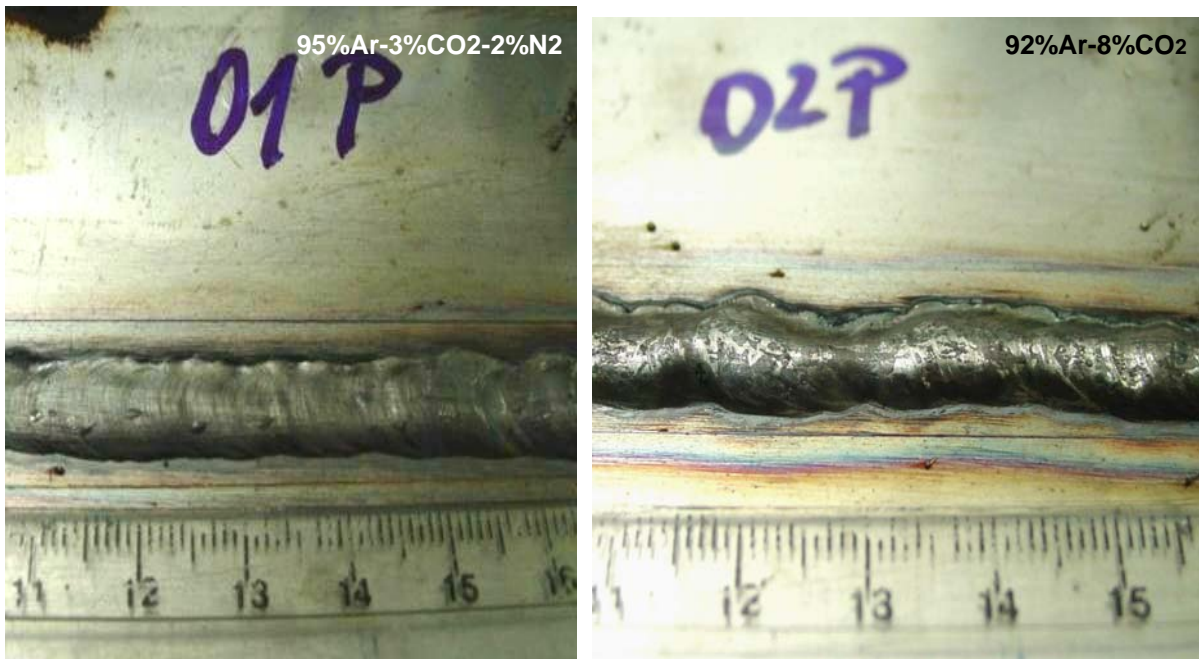


Figura 33 – Cordão de solda - MAG-P com comprimento do eletrodo de 10 mm



Figura 34 – Cordão de solda - MAG-PT com comprimento do eletrodo de 10 mm

Uma possível causa para essa tendência do gás 92%Ar-8%CO₂ apresentar mais mordeduras, é baseada na concentração de CO₂ nesse gás, na faixa de 8%. Como o CO₂ é um gás com alta condutividade térmica, que possibilita fornecer um arco direto com penetração uniforme, maior tensão é necessária para sustentar o arco, e conseqüentemente, maior energia é gerada e maior quantidade de calor é transferida para a solda, proporcionando um aumento na molhabilidade. Além do que, existe o fato de que reações de oxidação na poça geram mais calor e também contribuem para o aumento da fluidez. Como a velocidade de soldagem é inconstante e há oscilação do ângulo de ataque do arco e com uma melhor molhabilidade,

aliada a baixa condutividade térmica do aço inox, que retém mais calor na região da solda, e o fato da solda ser realizada na posição horizontal, resulta numa poça de fusão mais fluida, com tendência ao escorrimento e, conseqüentemente, maior incidência de mordeduras na parte superior da chapa de aço inox.

Por outro lado, como o gás 95%Ar-3%CO₂-2%N₂ possui menor concentração de CO₂ em sua composição, na faixa de 3%, menor tensão é necessária para sustentar o arco e menor quantidade de calor é transferida para a solda, ou seja, a poça de fusão fica mais “fria” e a molhabilidade é menor, logo, a poça de fusão escorre menos diminuindo a incidência de mordeduras e apresentado um melhor acabamento superficial.

4.2.2 – Efeito do comprimento do eletrodo na incidência de defeitos superficiais

- **Comprimento do eletrodo de 10 mm** - Os corpos de prova com comprimento do eletrodo de 10 mm não apresentaram uniformidade no cordão de solda para as duas variantes do processo MAG, onde podem ser observadas mordeduras e uma maior tendência ao escorrimento. Segundo Carvalho (1999), as mordeduras estão associadas, entre outras causas, a inconstância na velocidade de soldagem e a oscilação do ângulo de ataque do arco elétrico. Porém a ocorrência deste defeito pode ser minimizada ou mesmo evitada, pela habilidade do soldador. Nesse caso, além da influência do gás, citado no item 4.2.1, e por se tratar de solda na posição horizontal, o soldador obteve dificuldade de visualizar a ponta do arame, dificultando o controle da poça de fusão, causando uma queda no acabamento, considerável quantidade de mordedura e dificuldade de executar a solda. O aspecto do cordão de solda para as variantes MAG-P e o MAG-PT, pode ser visto nas figuras 35 e 36.

- **Comprimento do eletrodo de 15 mm** - Os corpos de prova com comprimento do eletrodo de 15 mm apresentaram, para as duas variantes do processo MAG, boa uniformidade no cordão de solda, bom acabamento superficial para o processo MAG-P e um excelente acabamento para o MAG-PT, devido a formação de escamas. O aspecto do cordão de solda para o MAG-P e MAG-PT pode ser visto nas figuras 37 e 38.

O comprimento do eletrodo de 15 mm apresenta uma excelente condição de soldagem.

- **Comprimento do eletrodo de 20 mm** - Os corpos de prova com comprimento do eletrodo de 20 mm apresentaram, para as duas variantes do processo MAG, uniformidade no cordão de solda bom acabamento superficial para o processo MAG-P e um excelente acabamento para o MAG-PT. Foi observado, pelo soldador, uma pequena instabilidade no arco, porém com menos mordedura, dificultando um pouco o controle da poça de fusão.

O aspecto do cordão de solda para o processo MAG-P e MAG-PT, pode ser visto nas figuras 39 e 40.



Figura 35 – Aspecto do cordão de solda MAG-P com comprimento do eletrodo de 10 mm



Figura 36 – Aspecto do cordão de solda – MAG-PT com comprimento do eletrodo de 10 mm

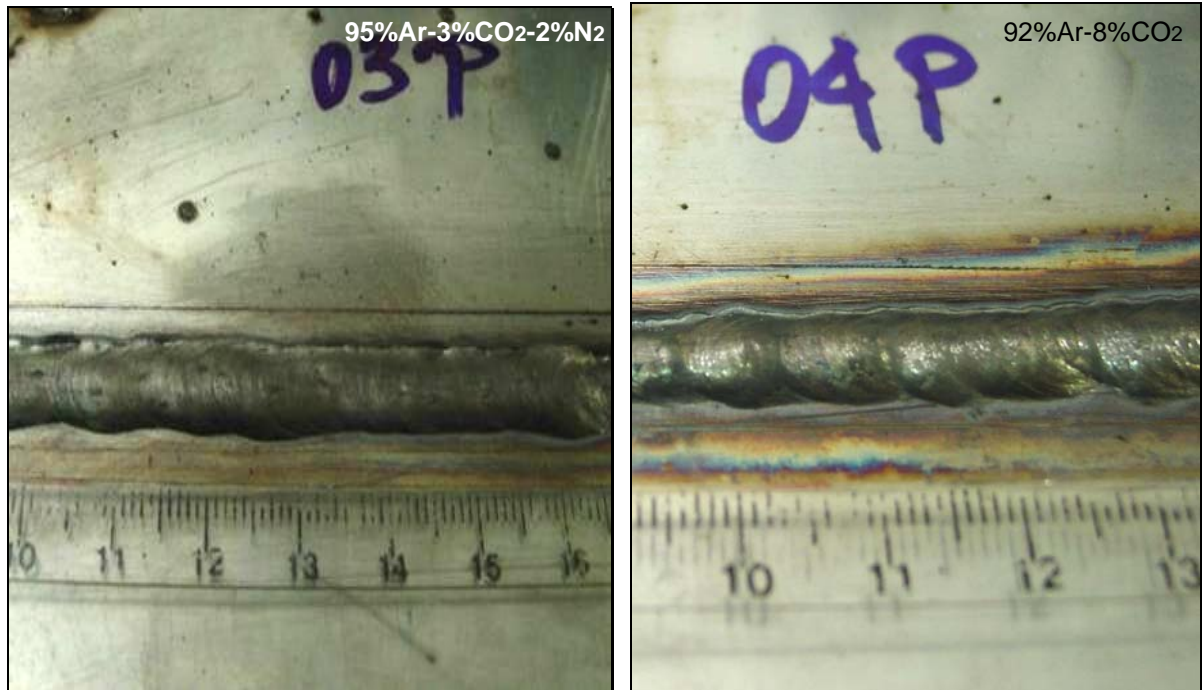


Figura 37 – Aspecto do cordão de solda – MAG-P com comprimento do eletrodo de 15 mm



Figura 38 – Aspecto do cordão de solda – MAG-PT com comprimento do eletrodo de 15 mm



Figura 39 – Aspecto do cordão de solda –MAG-P com comprimento do eletrodo de 20 mm



Figura 40 – Aspecto do cordão de solda – MAG-PT com comprimento do eletrodo de 20 mm

4.3 – Avaliação das soldas quanto à geometria do cordão

4.3.1 - Influência da variação do comprimento do eletrodo e do gás de proteção na penetração média da solda para o MAG-P e o MAG-PT

Para efeito de análises de resultados, as tabelas 06 e 07 apresentam os valores médios e desvio padrão do reforço, penetração e velocidade de soldagem obtidas para as variantes MAG-P e MAG-PT.

Pode ser observada, coluna 3, que o reforço está dentro do estabelecido por norma, que limita em 3 mm a sua altura máxima. Todos os corpos de prova testados ficaram dentro da especificação, tanto analisando na média, como em valores absolutos.

Tabela 06 – Valores médios de reforço, penetração e velocidade de soldagem para o processo MAG pulsado

1	2	3	4	5
<i>Stickout</i> (mm)	Veloc. Media de Soldagem (m/h)	Altura media do reforço (mm)	Penetração (mm)	GÁS
10	7,9 ± 0,9	1,34 ± 0,82	0,99 ± 0,34	92%Ar-8%CO ₂
10	8,0 ± 0,7	1,45 ± 0,52	0,87 ± 0,42	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
15	9,3 ± 0,7	1,48 ± 0,13	1,0 ± 0,30	92%Ar-8%CO ₂
15	11,5 ± 0,9	0,89 ± 0,54	0,83 ± 0,13	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
20	9,6 ± 0,9	1,65 ± 0,18	0,89 ± 0,16	92%Ar-8%CO ₂
20	11,6 ± 0,3	1,21 ± 0,77	0,77 ± 0,15	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂

Tabela 07 – Valores médios de reforço, penetração e velocidade de soldagem para o processo MAG pulsado térmico

1	2	3	4	5
<i>Stickout</i> (mm)	Veloc. Media de Soldagem (m/h)	Altura media do reforço (mm)	Penetração (mm)	GÁS
10	6,6 ± 0,9	1,79 ± 0,53	0,50 ± 0,07	92%Ar-8%CO ₂
10	7,2 ± 0,2	1,70 ± 0,24	0,38 ± 0,24	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
15	8,5 ± 0,5	1,88 ± 0,90	0,35 ± 0,23	92%Ar-8%CO ₂
15	8,7 ± 1,4	1,70 ± 0,74	0,32 ± 0,18	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
20	9,0 ± 0,5	1,80 ± 0,32	0,30 ± 0,09	92%Ar-8%CO ₂
20	8,9 ± 0,6	1,48 ± 0,75	0,36 ± 0,22	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂

O gráfico da figura 41 tem o objetivo de mostrar a variação da penetração com o comprimento do eletrodo e o gás de proteção para as variantes MAG-P e MAG-PT.

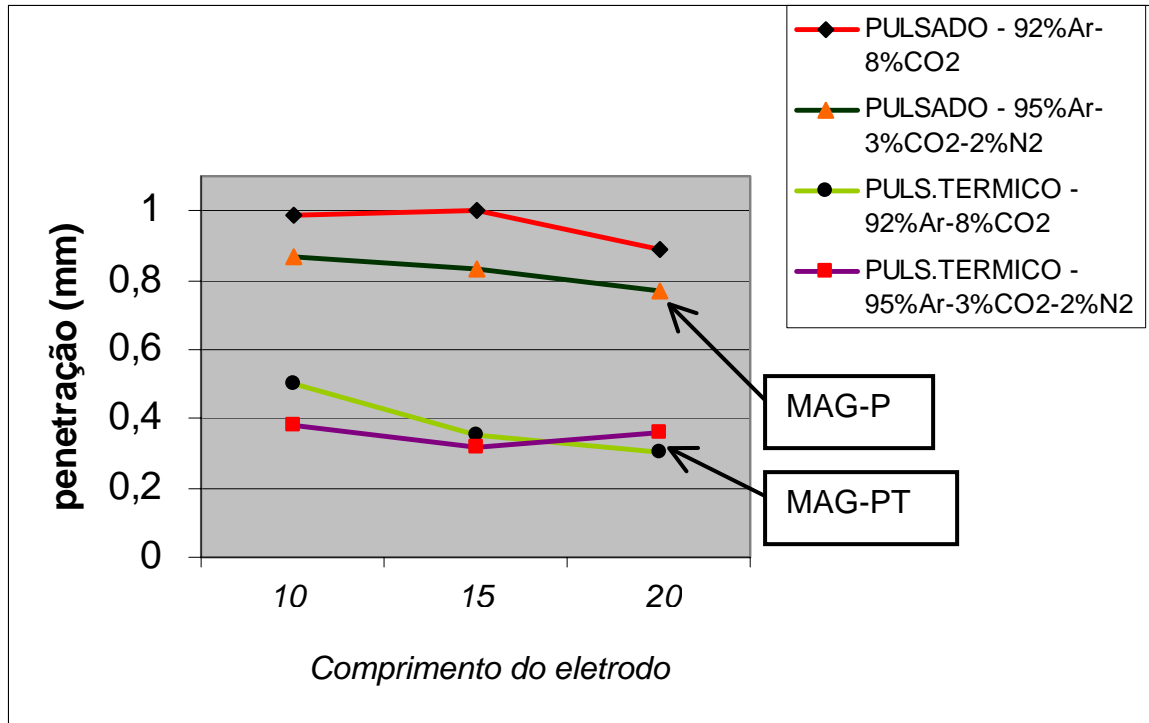


Figura 41 – Variação da penetração com o comprimento do eletrodo e o gás de proteção para as variantes MAG-P e MAG-PT

Neste gráfico pode ser observada a maior penetração apresentada pela variante MAG-P. No caso do MAG-PT, mantida a corrente média de 100 A, o gráfico apresenta uma menor penetração. Este fato será analisado com o auxílio da figura 42, que mostra o corte longitudinal de uma amostra do MAG-PT, onde o cordão de solda apresenta penetração variável. Essa característica de penetração, de “efeito serrilhado” está associado à formação de escamas na superfície do cordão de solda, o que lhe proporciona um excelente acabamento superficial, e depende do sincronismo entre frequência de pulsação e velocidade de soldagem (Dutra et al., 1995).

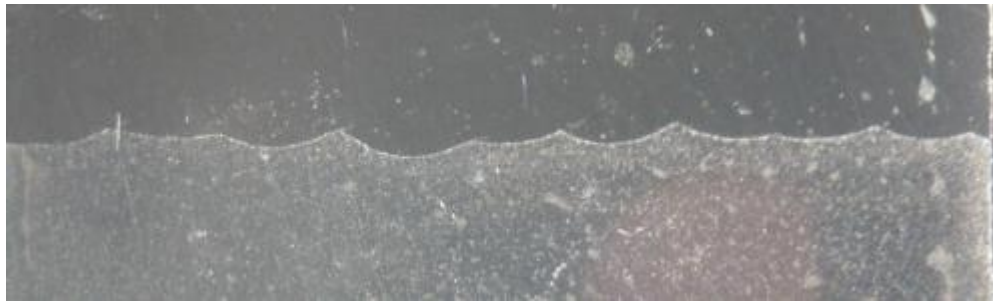


Figura 42 – Corte longitudinal de amostra do MAG-PT – Comprimento do eletrodo de 10 mm e gás 95%Ar-3%CO₂-2%N₂ (aumento 5x)

Como pode ser observado na figura 42, os pontos de maiores penetrações são baixos e como a penetração está relacionada com a velocidade de soldagem, um aumento dessa pode gerar falta de penetração ao longo do cordão de solda. Como a soldagem é realizada de forma manual e o soldador não consegue manter um padrão uniforme de soldagem, ocorre variação na velocidade e oscilação da tocha de soldagem, acarretando em seções do cordão de solda com penetração e outras com falta de penetração, como pode ser observado na figura 43.

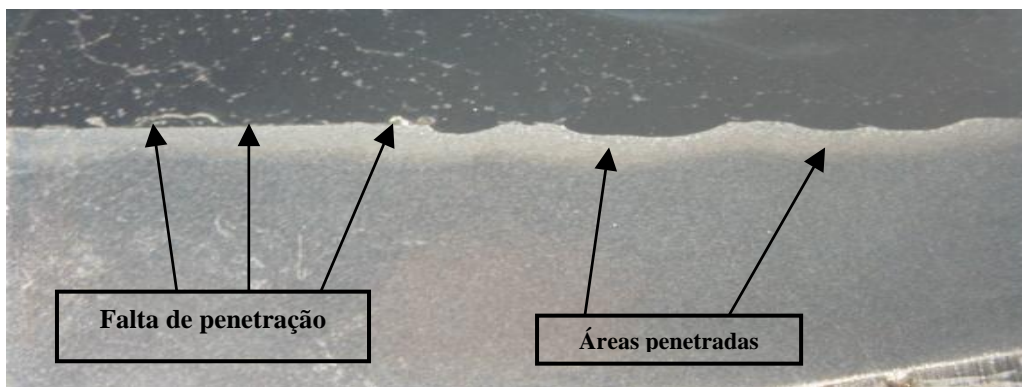
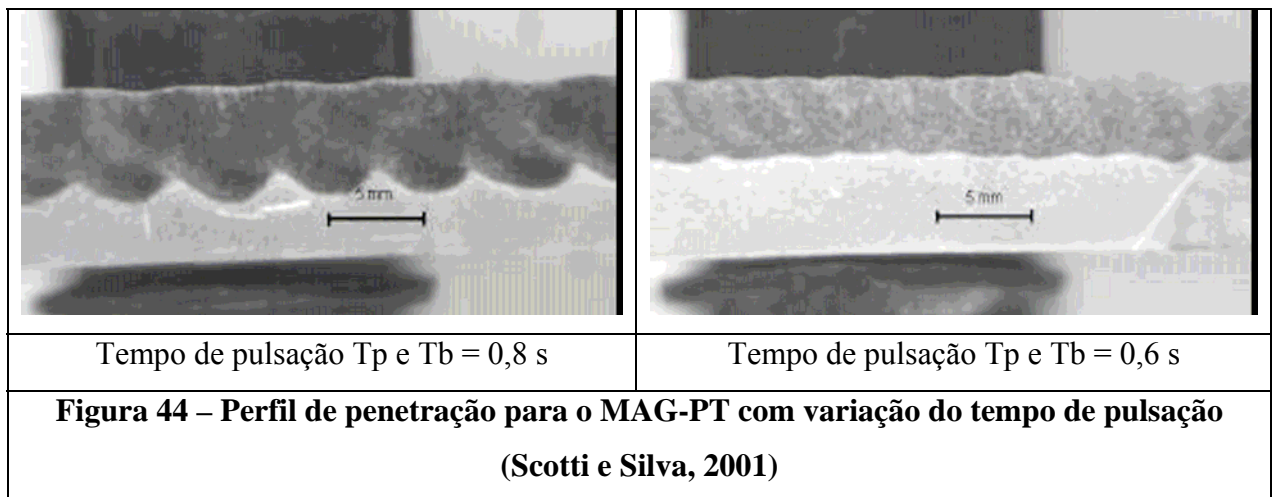


Figura 43 – Corte longitudinal de amostra do MAG-PT mostrando áreas com penetração e sem penetração (aumento 5x)

O sincronismo entre frequência de pulsação e velocidade de soldagem também é muito importante, desde que a corrente média possa proporcionar boa penetração. A alteração do tempo de pulsação térmica pode ser utilizado para uniformizar a penetração, ou seja, adquirir uma penetração mais uniforme, reduzindo o efeito serrilhado.

Scotti e Silva (2001), demonstraram, para uma liga de alumínio, que o tempo de pulsação térmica T_p e T_b têm efeito significativo sobre a profundidade e regularidade da penetração (figura 44), e também sobre o aspecto visual do cordão, avaliado pelo número de escamas por unidade de comprimento. Um melhor aspecto é alcançado para os menores valores dos parâmetros de pulsação T_p e T_b . Cabe ressaltar que a velocidade de soldagem foi mantida constante durante a solda realizada na posição plana.



Os dados do estudo de Scotti e Silva (2001), mostraram que com a redução do tempo de pulsação térmica, maiores frequências, o perfil de penetração mudou, aproximando-se do MAG-P, por outro lado, a penetração também diminuiu, mantida a corrente média, como visto na figura 44.

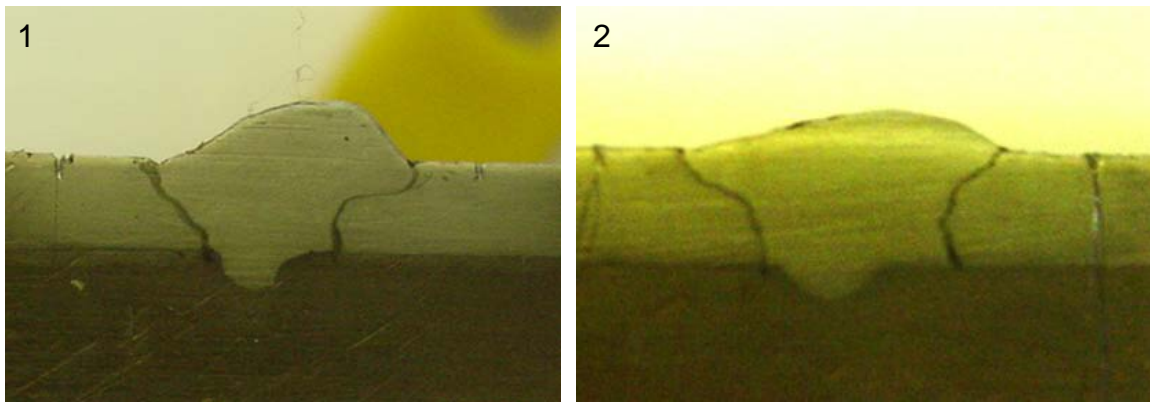
Do exposto, pode-se concluir que a variante MAG-PT é mais sensível para a soldagem de revestimento utilizando-se soldagem manual do que o MAG-P, utilizando a mesma corrente média. Como o soldador não consegue manter um padrão durante a realização da solda, ocorre variação na penetração devido a falta de uniformidade entre velocidade de soldagem e frequência de pulsação. Conseqüentemente, a solda apresenta maior variação na penetração com regiões de maior, menor ou mesmo falta de penetração.

Com mais tempo de treinamento do soldador, que é de fundamental importância, e um ajuste dos parâmetros de solda, corrente média e frequência de pulsação, acredita-se que possa ser resolvido o problema da falta de penetração e minimizado a sensibilidade da soldagem manual pela habilidade do soldador.

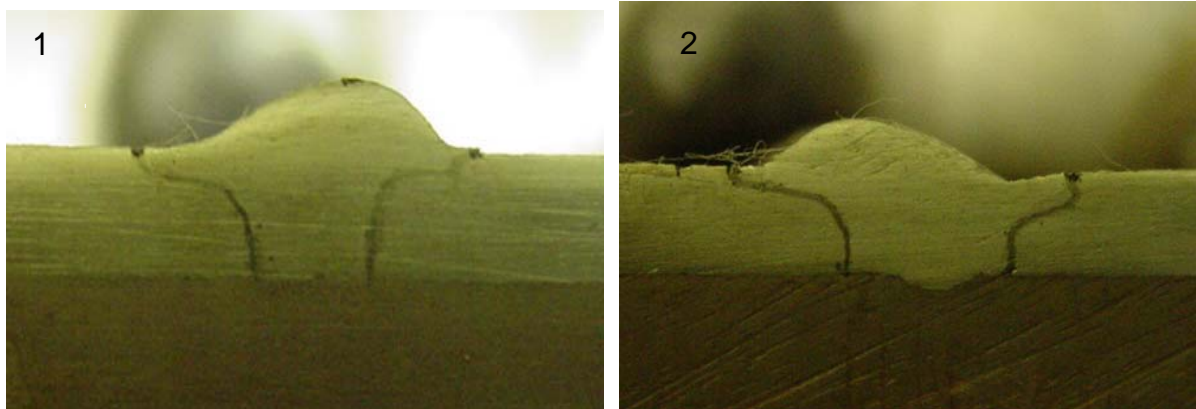
Uma segunda alternativa seria a automatização do processo, pois poderia ser obtida, a uniformidade entre velocidade de soldagem e frequência de pulsação, uma vez que o fator humano seria eliminado, que pelo que pode ser observado é um fator crítico.

Para o caso do MAG-P, como a penetração foi constante, a sensibilidade à soldagem manual é menor, e mesmo apresentando oscilações, ocorre uma boa penetração, trazendo uma maior segurança e confiabilidade na soldagem de revestimento.

As figuras 45 e 46, mostram cortes transversais com exemplos típicos de penetração para as duas variantes, onde pode ser observada pouca e falta de penetração para o MAG-PT (figura 46). O perfil da linha de fusão foi marcado com grafite, pois, mesmo com ataque metalográfico, não foi conseguido suficiente contraste entre o metal de solda e a ZAC.



1) comprimento do eletrodo de 10 mm e gás 92%Ar-8%CO ₂	2) comprimento do eletrodo de 20 mm e gás 95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
Figura 45 – Corte transversal de amostra do MAG-P	



1) comprimento do eletrodo de 15 mm e gás 92%Ar-8%CO ₂	2) comprimento do eletrodo de 10 mm e gás 95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
Figura 46 – Corte transversal de amostra do MAG-PT	

Como forma auxiliar de verificar a penetração, esta foi determinada calculando os valores de diluição para as duas variantes do processo MAG. A média encontrada para o MAG-P foi de 5,5 % com desvio padrão de 1,6 % e para o MAG-PT foi de 2,2 % com desvio padrão de 0,9 %. Com esses valores, mais uma vez, comprova-se a baixa penetração do MAG-PT para essas condições de soldagem.

Uma outra observação interessante que se pode fazer com o auxílio do gráfico da figura 41 é a maior penetração para o gás 92%Ar-8%CO₂, para o caso do MAG-P, o que é um comportamento esperado tendo em vista o exposto no item 4.3.1.

4.3.2 - Influência do comprimento do eletrodo e da velocidade de soldagem sobre a penetração e reforço da solda para o MAG-P

Os gráficos das figuras 47 e 48 tem o objetivo de mostrar o comportamento da penetração e reforço dos cordões de solda com a variação da velocidade de soldagem para o MAG -P.

Alguns autores (Fortes, 2004; Modenesi, 2000; Bracarense, 2000) citam em suas publicações que a penetração depende da velocidade de soldagem, ou seja, com o aumento da velocidade de soldagem, mantendo a corrente constante, há redução na penetração. Pelos gráficos das figuras 47 e 48, isso pode ser observado, ou seja, com o aumento da velocidade de soldagem a penetração, tende a reduzir um pouco, mas nada muito significativo.

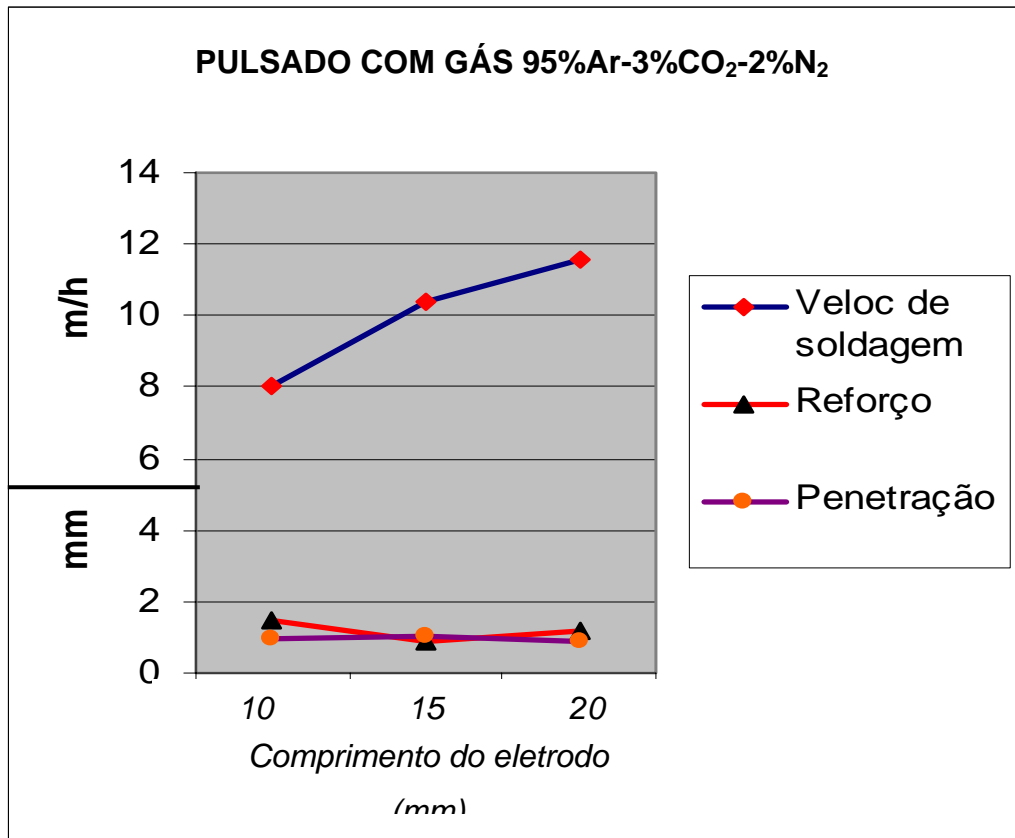


Figura 47 – Variação da penetração, reforço e velocidade de soldagem com o comprimento do eletrodo para o MAG-P com gás 95%Ar-3%CO₂-2%N₂

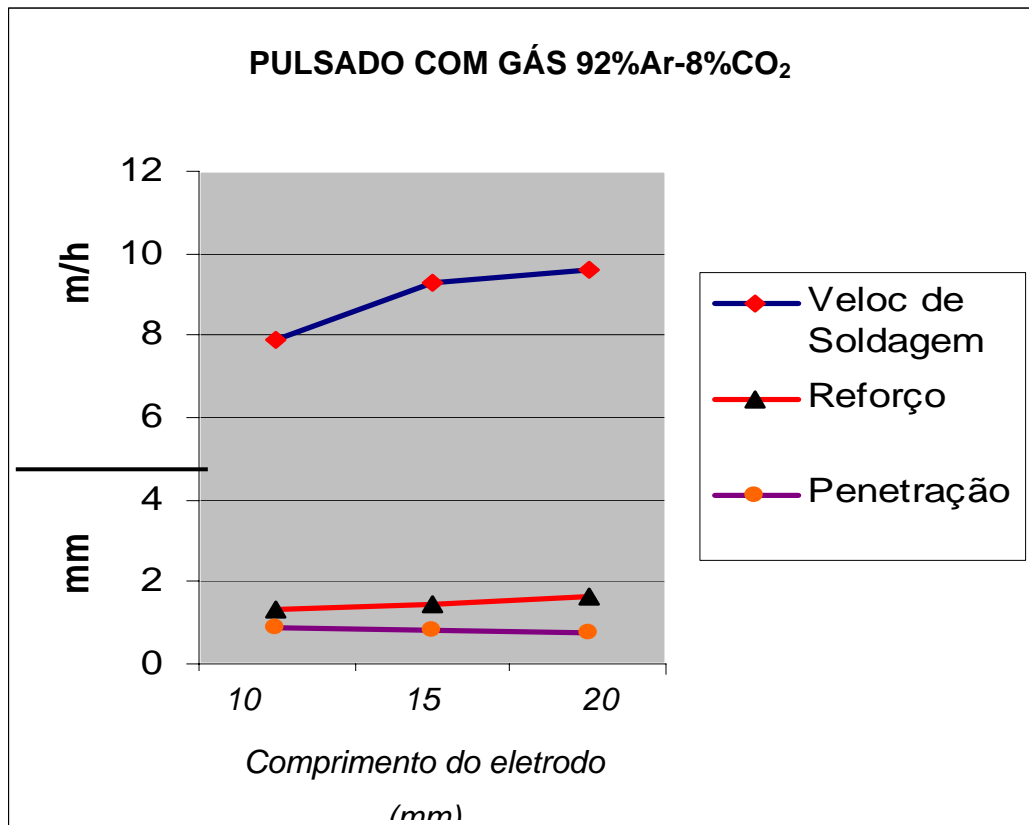


Figura 48 – Variação da penetração, reforço e velocidade de soldagem com o comprimento do eletrodo para o MAG-P com gás 92%Ar-8%CO₂

Tabela 08 – Comportamento da velocidade de soldagem com o aumento do comprimento do eletrodo

	Comprimento do eletrodo (mm)		
	10	15	20
Velocidade de soldagem no MAG-P	8 m/h	9,9 m/h	10,6 m/h

Como pode ser observado, há uma diferença mais acentuada na velocidade de soldagem do comprimento do eletrodo de 10 mm para o comprimento do eletrodo de 15 e 20 mm.

Para o comprimento do eletrodo de 10 mm, a dificuldade de visualização da ponta do arame, dificultou o controle da poça de fusão e a execução da solda. Conseqüentemente, o resultado foi uma solda irregular e uma baixa velocidade média de soldagem. Teoricamente, como a velocidade média de soldagem foi menor, a penetração deveria ser maior, mas isso não acontece devido a inviabilidade natural do processo.

A melhor condição de soldagem foi para o comprimento do eletrodo de 15 mm, onde foi possível desenvolver uma adequada velocidade média de soldagem com acabamento superficial do cordão satisfatório e penetração suficiente para aprovação no ensaio de dobramento.

Para o comprimento do eletrodo de 20 mm, observa-se uma variação menos pronunciada na variação da velocidade média de soldagem em relação ao comprimento do eletrodo de 15 mm, variando pouco. Esta condição de soldagem é satisfatória, sendo pouco inferior que o do comprimento do eletrodo de 20 mm em função de uma pequena instabilidade no arco observada pelo soldador.

4.3.3 - Influência do comprimento do eletrodo e da velocidade de soldagem sobre penetração e reforço da solda para o MAG-PT

Os gráficos das figuras 49 e 50 tem o objetivo de mostrar o comportamento da penetração e reforço dos cordões de solda com a variação da velocidade de soldagem para o MAG -PT.

Tabela 09 – Comportamento da velocidade de soldagem com o aumento do comprimento do eletrodo para o MAG-P

	Comprimento do eletrodo (mm)		
	10	15	20
Velocidade de soldagem no MAG-PT	6,9 m/h	8,6 m/h	8,9 m/h

As mesmas observações citadas para o MAG-P servem para o MAG-PT.

Cabe ressaltar que diversas pesquisas de laboratório são realizadas com parâmetros fixos, ou seja, solda realizada de forma automatizada e com velocidade constante. Todavia, a realidade é que grande parte dos serviços industriais são realizados de forma manual e estão sujeitos ao fator humano. No caso deste estudo há um fator complicador, que é o caso da solda ser de material dissimilar, soldagem de revestimento, aumentando a complexidade da realização da solda.

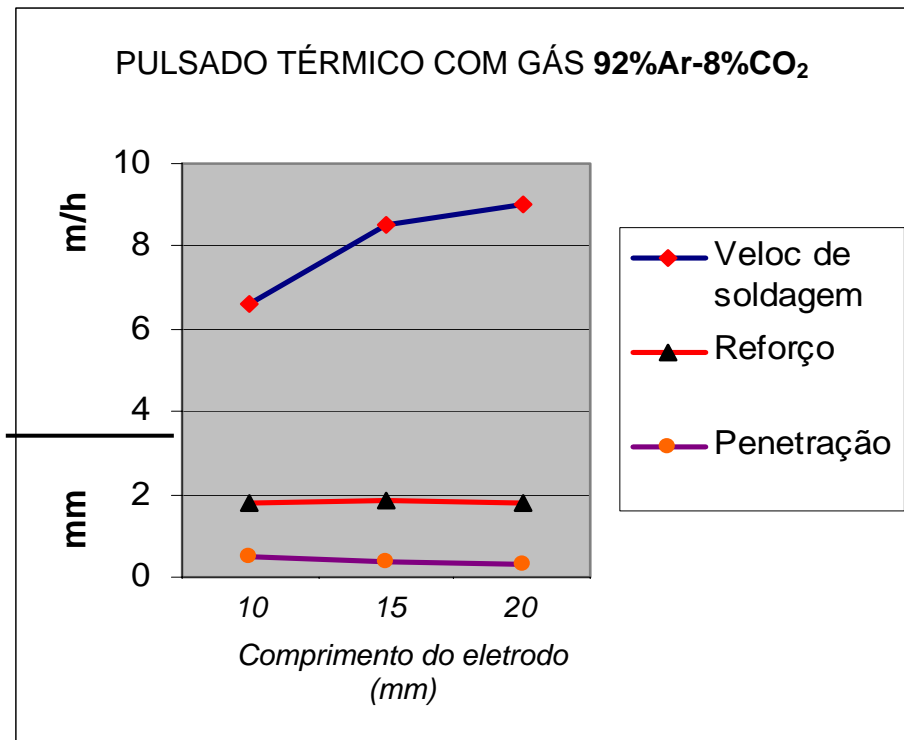


Figura 49 – Variação da penetração, reforço e velocidade de soldagem com o comprimento do eletrodo para o MAG-PT com gás 92%Ar-8%CO₂

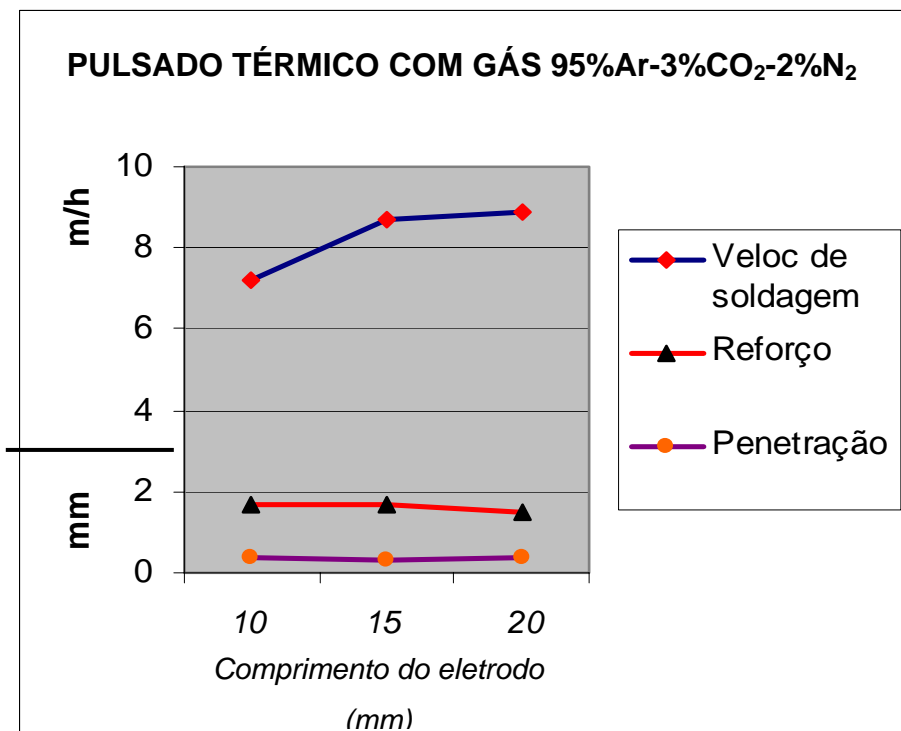


Figura 50 – Variação da penetração, reforço e velocidade de soldagem com o comprimento do eletrodo para o MAG-PT com gás 95%Ar-3%CO₂-2%N₂

Uma outra explicação para a penetração variar pouco com a velocidade de soldagem pode ser associada a utilização do comando sinérgico. O comando sinérgico resulta numa determinada velocidade de alimentação do arame, para cada corrente média regulada. No

comando sinérgico, os únicos parâmetros disponíveis para regulagem são a corrente média e o comprimento do eletrodo (a). A regulagem do comprimento do eletrodo utilizado neste trabalho foi feita alterando o valor do parâmetro “a”, ou seja, para aumentar o valor do comprimento do eletrodo o valor de “a” era reduzido e vice-versa. Como a corrente média é um parâmetro fixo, a alteração do parâmetro “a”, aumentando ou diminuindo, influencia da mesma forma na velocidade de alimentação do arame para alterar o comprimento do eletrodo, mantendo a corrente média constante. Além disso, maior quantidade de material está sendo depositada, devido ao maior comprimento do arame, conseqüentemente maior é a velocidade de soldagem para manutenção da poça, então, o aporte de calor na poça de fusão é mantido constante, conseqüentemente, a penetração não varia muito com o aumento da velocidade de soldagem.

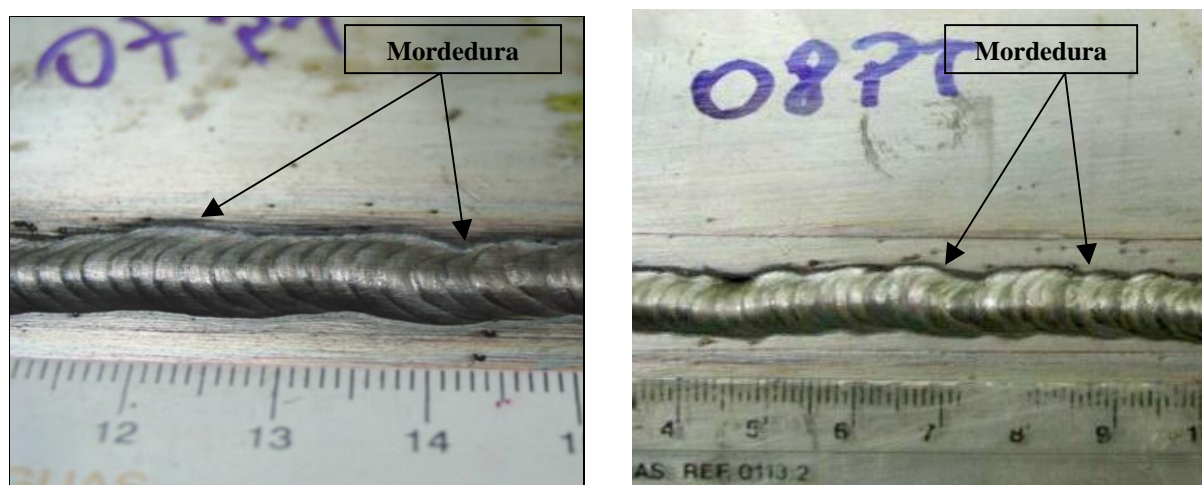
4.4 – Avaliação das soldas quanto aos critérios de aceitação

Para aplicação dos critérios de aceitação foram feitos os ensaios exigidos por norma para verificar a qualidade do cordão de solda. Os itens subseqüentes apresentam a discriminação destes critérios e de outros aspectos relevantes na análise da solda.

4.4.1 – Mordeduras

Alguns corpos de prova apresentaram mordeduras, principalmente os com comprimento do eletrodo de 10 mm, como pode ser visto nas figuras 51 e 52. Apesar disto, todos ficaram dentro do limite estabelecido por norma, que define que as mordeduras não podem ultrapassar 0,45 mm de profundidade. A mordedura não deve ultrapassar desse limite para não criar uma condição para produção de *pitting* e facilitar o mecanismo de falha.

As causas do surgimento de mordeduras no cordão de solda foram apresentadas nos itens 4.2.1 e 4.2.2.



comprimento do eletrodo de 10 mm e gás
95%Ar-3%CO₂-2%N₂

comprimento do eletrodo de 10 mm e gás
92%Ar-8%CO₂

Figura 51 – Mordeduras - MAG-PT

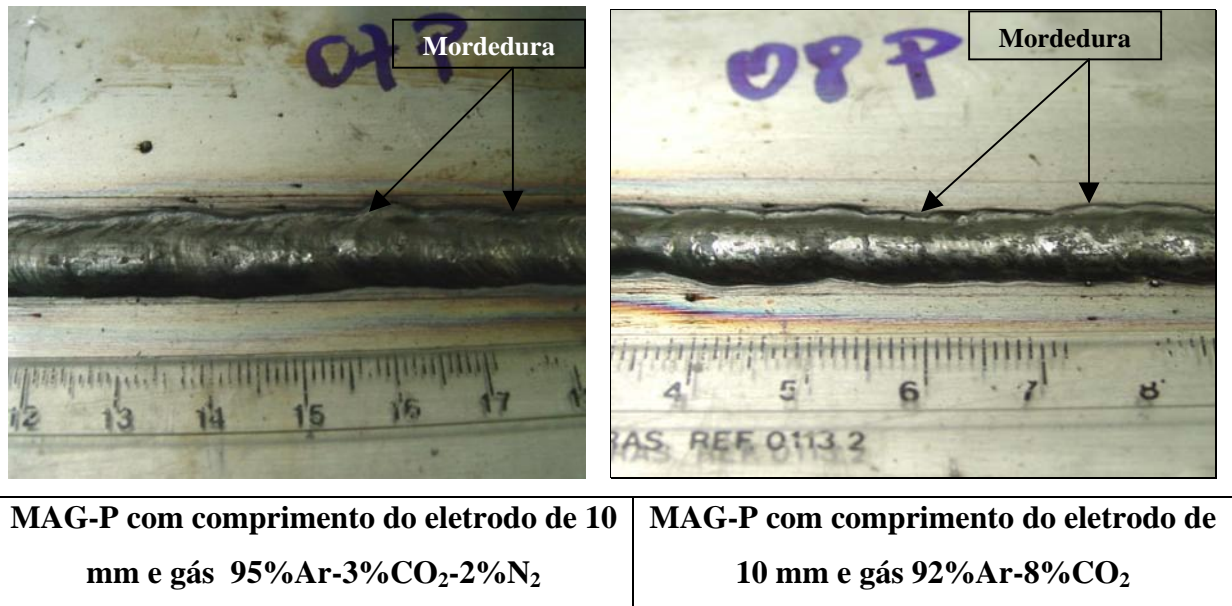


Figura 52 – Mordeduras - MAG-P

4.4.2 - Trincas de solidificação e porosidade superficial

Para verificação da incidência de trincas de solidificação e porosidade superficial no cordão de solda foi realizado o ensaio por líquido penetrante. Como pode ser observado nas figuras 53 e 54, independente da variante do processo MAG e do gás de proteção utilizado, não há incidência de trincas nem porosidade superficial no cordão de solda.

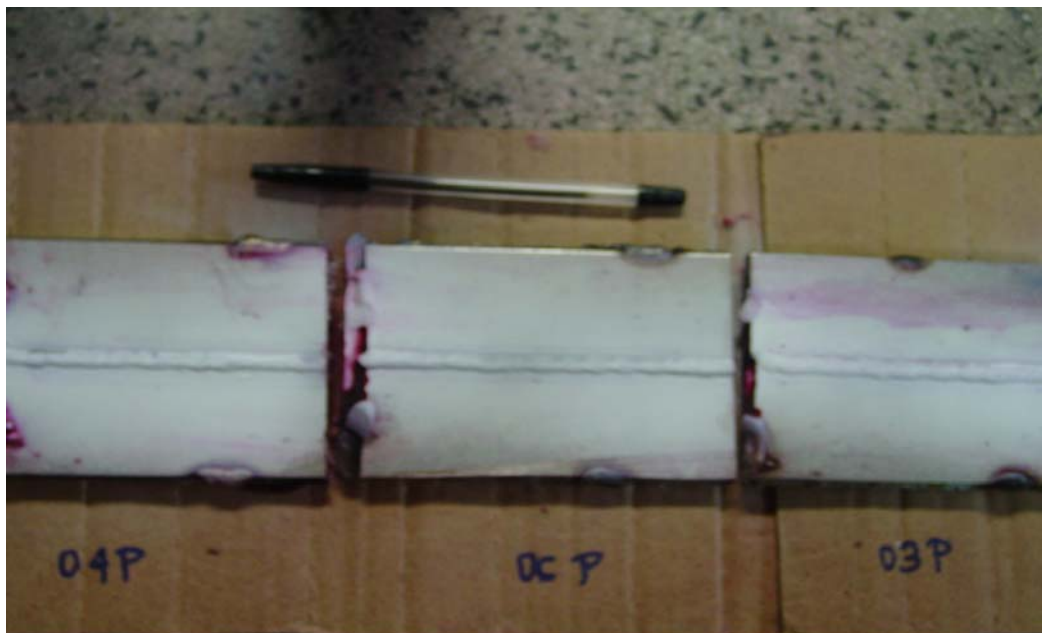


Figura 53 – Ausência de trincas e poros após ensaio por líquido penetrante para o MAG-P



Figura 54 – Ausência de trincas e poros após ensaio por líquido penetrante para o MAG-PT

Para o caso das trincas de solidificação, a inexistência desses defeitos era esperado, uma vez que com os valores de diluição mostrados no item 4.3.1 para as variantes do processo MAG-P e MAG-PT e com o auxílio do Diagrama de Schaeffler, figura 55, verifica-se que a zona fundida apresenta um teor de ferrita delta ($Fe-\delta$) para o MAG-P ($\approx 6\%$) e para o MAG-PT ($\approx 7\%$). Com esses percentuais de ferrita delta ($Fe-\delta$), são pequenas as possibilidades de aparecerem trincas de solidificação.

Cabe ressaltar que uma análise metalográfica é importante, uma vez que o gás 95%Ar-3%CO₂-2%N₂ possui em sua composição 2% de nitrogênio. Normalmente a adição de nitrogênio ao gás de proteção visa o controle da microestrutura e do modo de solidificação. Como o nitrogênio é um elemento gamagênico, teores elevados ($> 3\%$) desse elemento na solda podem alterar o modo de solidificação, tornando-o austenítico. Isso pode ser indesejável, pois pode haver redução no teor de ferrita delta ($Fe-\delta$) e a solda apresentar susceptibilidade a trincas de solidificação.

Estudo realizado por Modenesi & Silva (1995), verificou redução na fração de ferrita delta ($Fe-\delta$) no metal de solda quando utilizado gás de proteção contendo em sua composição de 3 a 6% de nitrogênio.

Com isso torna-se importante verificar, através de análise metalográfica, a microestrutura obtida para os dois gases de proteção utilizados, um com adição de nitrogênio e o outro sem, de forma a verificar se houve alteração na fração de ferrita delta ($Fe-\delta$).

As figuras 56 e 57 mostram as micrografias para as variantes MAG-P e MAG-PT com os gases de proteção 92%Ar-8%CO₂ e 95%Ar-3%CO₂-2%N₂ utilizados neste estudo. As fotos foram tiradas da região central do metal de solda.

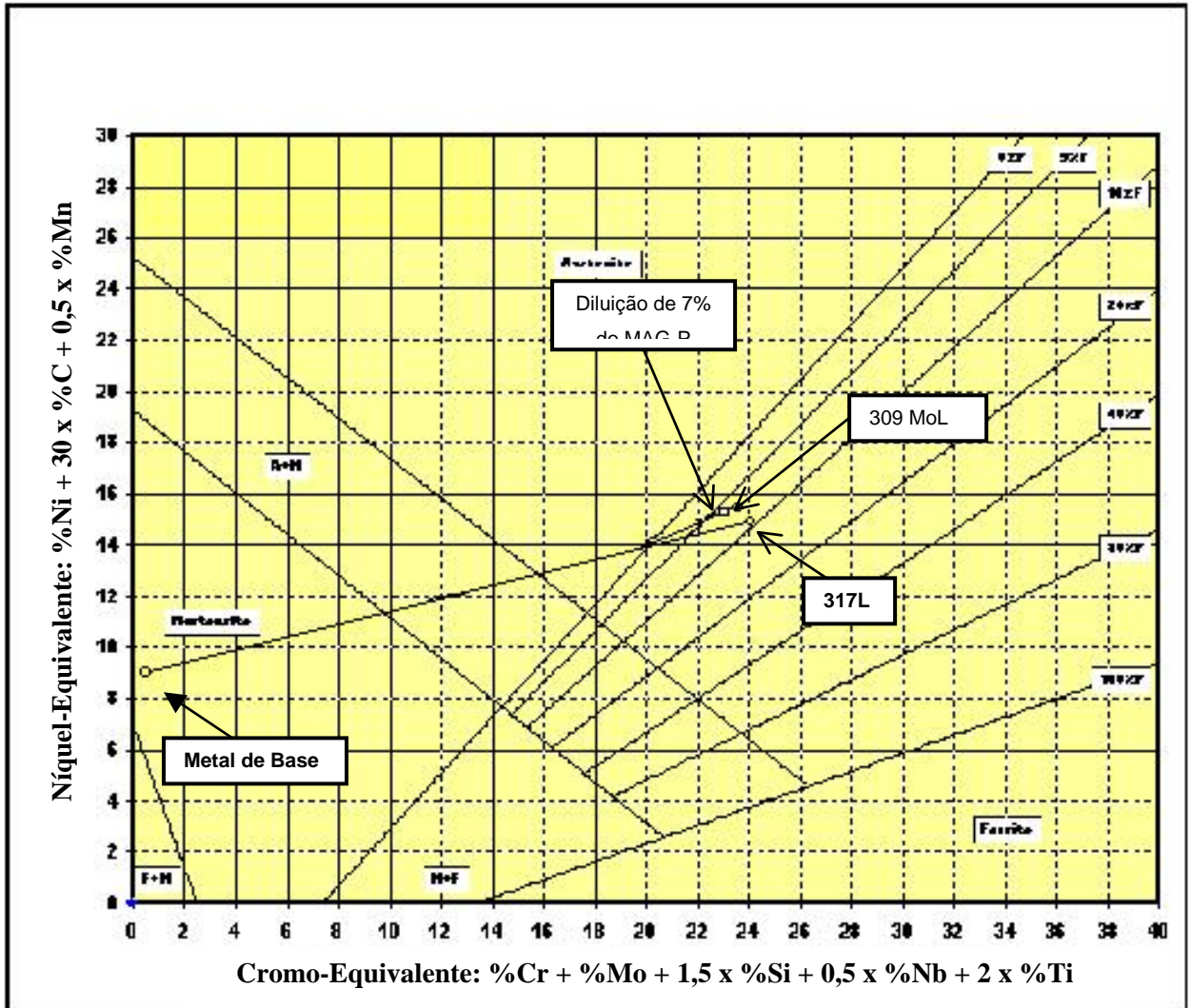
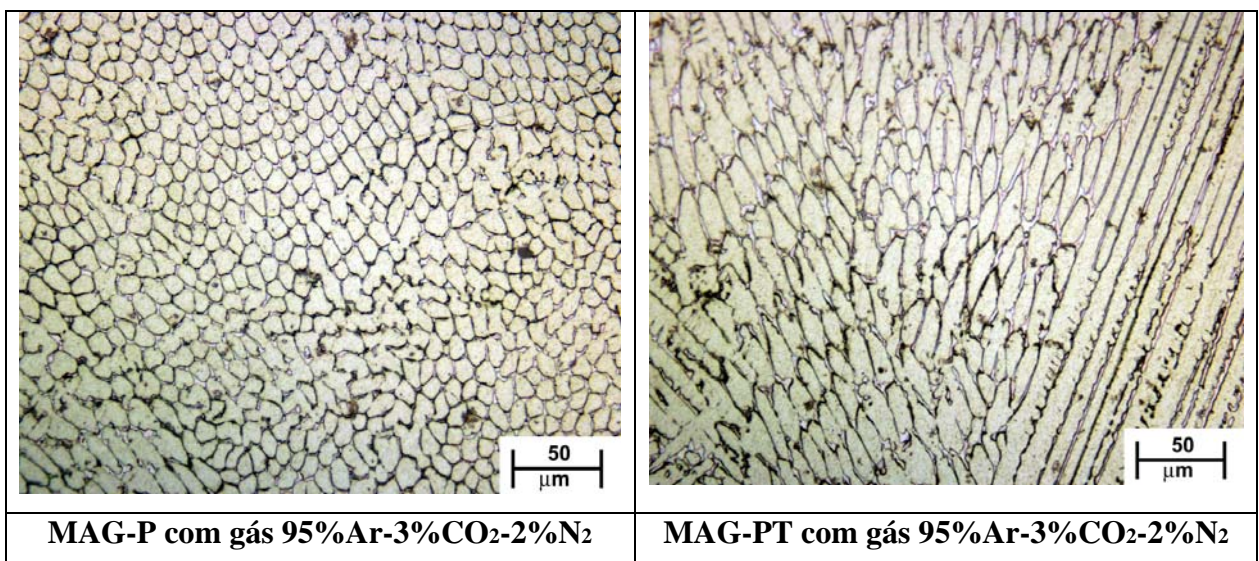


Figura 55 – Diagrama de Schaeffler mostrando liga obtida na zona fundida



MAG-P com gás 95%Ar-3%CO₂-2%N₂

MAG-PT com gás 95%Ar-3%CO₂-2%N₂

Figura 56 – Micrografia mostrando a presença de ferrita delta (aumento 500 x)

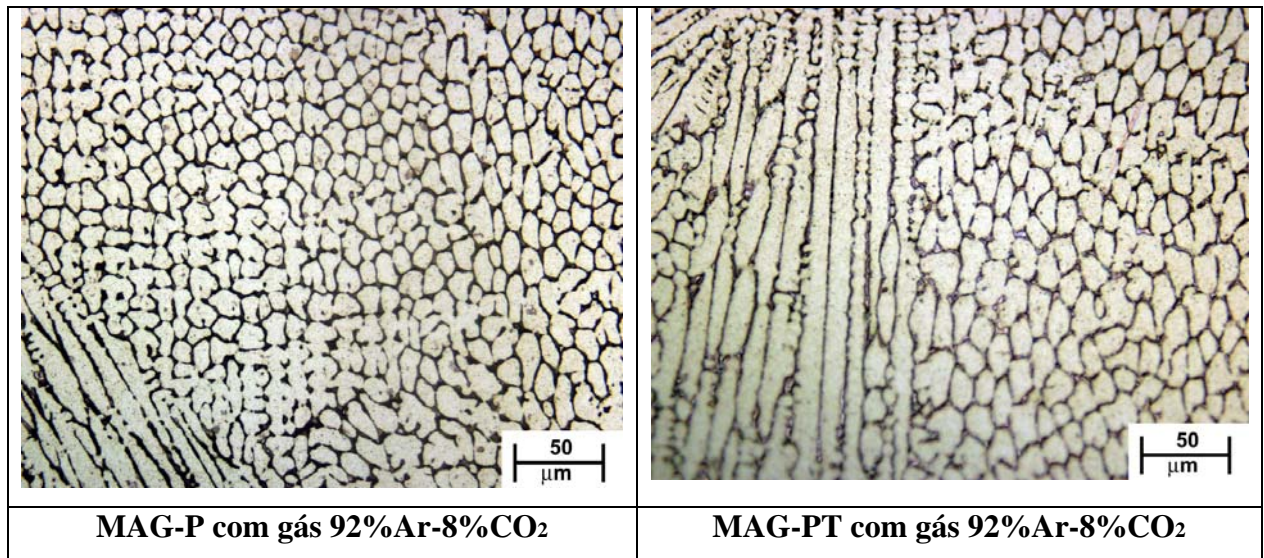


Figura 57 – Micrografia mostrando a presença de ferrita delta (aumento 500 x)

Como pode ser observado nas figuras 56 e 57, realizando uma análise visual, não foram observadas alterações aparentes na quantidade de ferrita delta (Fe- δ) na solda, com isso, conclui-se que o nitrogênio adicionado ao gás de proteção 95%Ar-3%CO₂-2%N₂, não apresentou efeito na fração de ferrita delta (Fe- δ).

4.4.3 - Porosidades

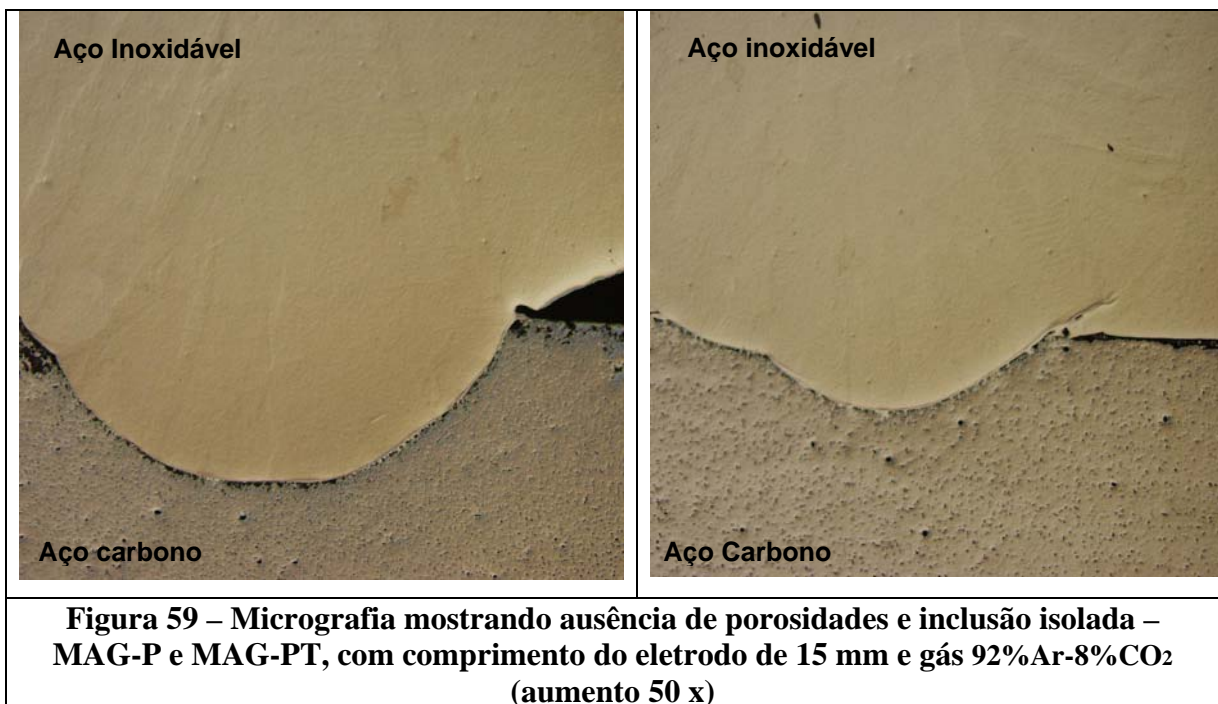
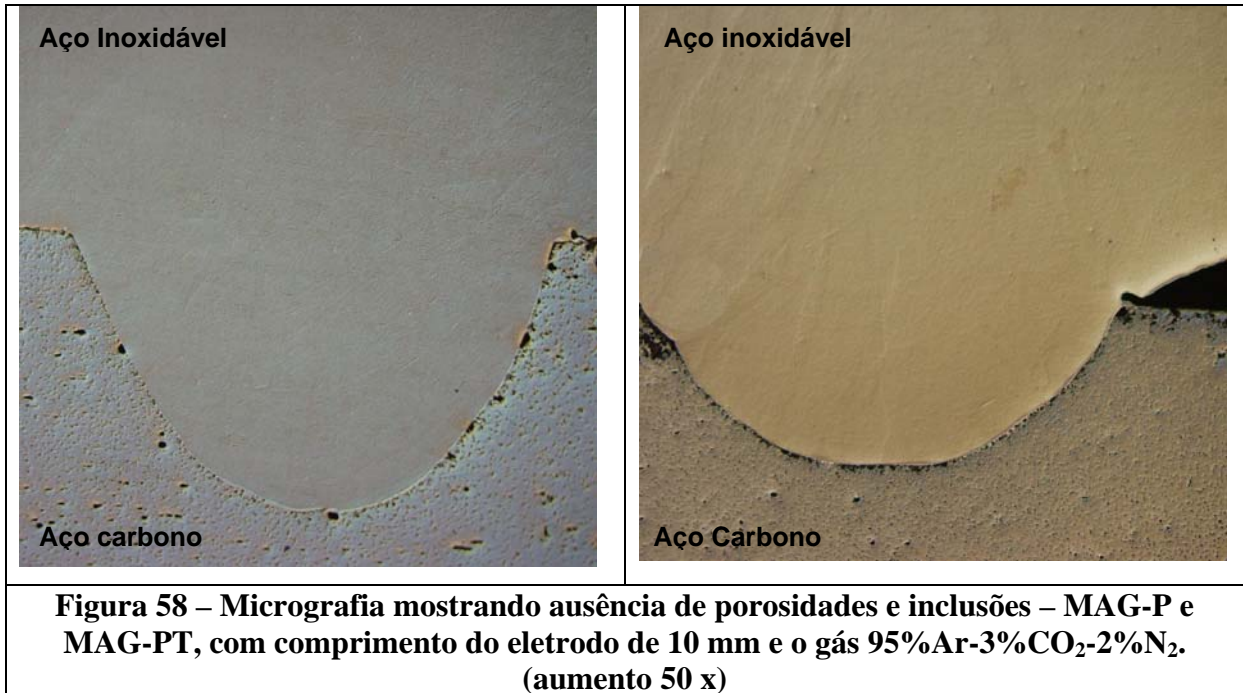
Para verificação da presença de porosidades na junta soldada, foi feita uma análise micrográfica sem ataque químico. Como pode ser observado nas figuras 58 a 60, onde são mostradas as micrografias para os dois processos, mantendo-se o comprimento do eletrodo e variando-se apenas o gás de proteção, se observa a ausência de porosidades para o comprimento do eletrodo de 10 e 15 mm, e uma pequena quantidade para o comprimento do eletrodo de 20 mm. Inclusões não foram observadas de forma significativa.

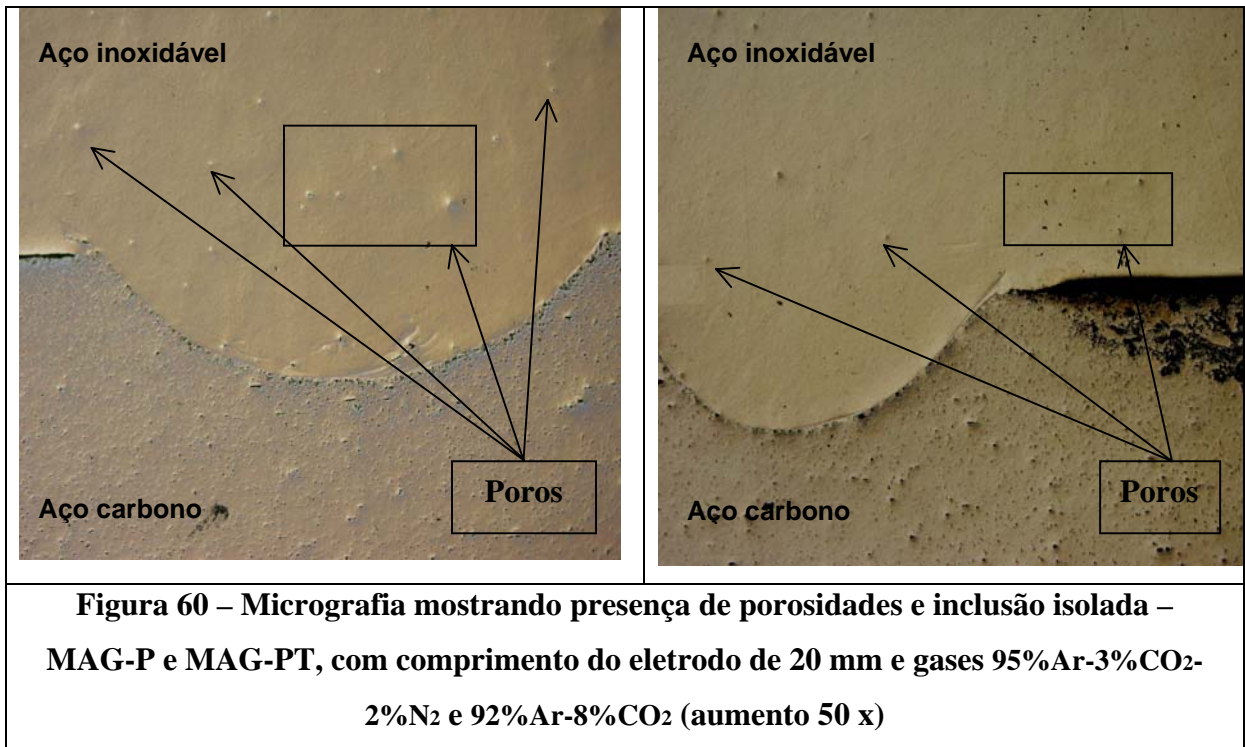
O surgimento de porosidades para o comprimento do eletrodo de 20 mm poderia ser explicado de duas formas, ou seja:

1^a) O gás de proteção 92%Ar-8%CO₂ tem em sua composição cerca de 8 % de CO₂ e o gás 95%Ar-3%CO₂-2%N₂ tem em sua composição 3% de CO₂ e 2% de N₂. Durante o processo de soldagem poderia haver contaminação da poça fundida através dos gases de proteção, que possuem O₂ (através da dissociação do CO₂) e N₂ em suas composições, formando gases que ficariam retidos. Porém, como a composição do gás utilizado é a mesma para o comprimento do eletrodo de 10 mm e 15 mm, estes também deveriam apresentar porosidades, mas não é isso o que ocorre. Logo, a presença de porosidades não pode ser atribuída a contaminação pelo gás de proteção.

2ª) A presença de porosidades pode estar associada à falha de proteção do gás. O comprimento do eletrodo grande, induz a uma distância bico-peça maior, conseqüentemente, favorecendo a contaminação do ar de proteção do arco.

Como só houve surgimento de porosidades para o comprimento do eletrodo de 20 mm, conclui-se que a falha de proteção do gás é a responsável.





4.4.4 - Falta de fusão e falta de penetração

Como um dos critérios de aceitação, a falta de fusão não é permitida no cordão de solda. Essa análise determina a aprovação ou não do processo de soldagem para soldas de revestimento tipo “lining”. Além disto, a falta de penetração compromete a aprovação no ensaio de dobramento.

A macrografia da figura 61 apresenta o corte transversal de amostras do MAG-PT, onde pode ser observada falta de fusão. No corte longitudinal, macrografia da figura 43 (item 4.3.1), também para o processo MAG-PT, observa-se em parte do cordão de solda não houve penetração. O surgimento da falta de fusão e/ou penetração para o MAG-PT não segue um critério muito bem definido, ou seja, aparece em corpos de prova independente do comprimento do eletrodo ou do tipo de gás utilizado. Das 18 amostras analisadas macrograficamente, 10 apresentaram falta de penetração. Os motivos expostos no item 4.3.1, podem ser a explicação para a falta de penetração. O MAG-P não apresentou problemas de falta de fusão e/ou penetração ao longo do cordão de solda.

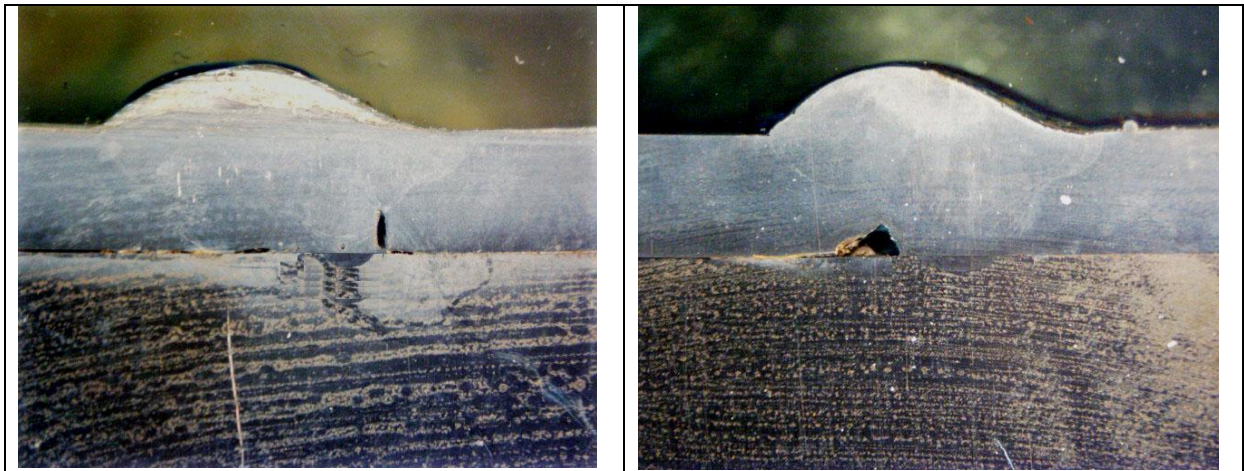


Figura 61 – Micrografias de amostra do MAG-PT apresentando falta de fusão

4.4.5 – Análise Química

O aspecto mais importante da análise química é quanto ao teor de molibdênio na solda. O teor de molibdênio deve ser $\geq 2,5\%$, de forma a garantir a proteção contra a corrosão por ácido naftênico.

Outro aspecto importante a ser analisado neste item, refere-se ao cálculo da diluição, ou seja, a verificação se o cálculo da diluição é realmente adequado para a previsão do percentual de determinado elemento químico na liga final.

A tabela 08, mostra os valores do teor de Molibdênio, determinados por análise química e calculados por diluição, para as duas variantes do processo MAG.

Tabela 10 – Teores de Molibdênio - resultado dos valores determinados por análise química e calculados pela diluição para os dois processos de soldagem

PULSADO TÉRMICO		
CP	% Mo análise química	% Mo calculado
13 PT	2,75	2,7 a 2,8
14 PT	2,78	2,8 a 2,9
15 PT	2,74	2,7 a 2,8
16 PT	2,80	2,7 a 2,8
17 PT	2,79	2,7 a 2,8
18 PT	2,82	2,7 a 2,8

PULSADO		
CP	% Mo análise química	% Mo calculado
13 P	2,61	2,6 a 2,7
14 P	2,78	2,7 a 2,8
15 P	2,72	2,6 a 2,8
16 P	2,64	2,5 a 2,7
17 P	2,70	2,6 a 2,8
18 P	2,63	2,6 a 2,8

O gráfico da figura 62 mostra que os teores de molibdênio determinados por análise química estão acima do mínimo estabelecido por norma, ou seja, acima de 2,5% e observa-se

que o MAG-PT apresenta o teor de molibdênio um pouco maior que o do MAG-P, ou seja, comprova a menor penetração e a menor diluição do MAG-PT em relação ao MAG-P.

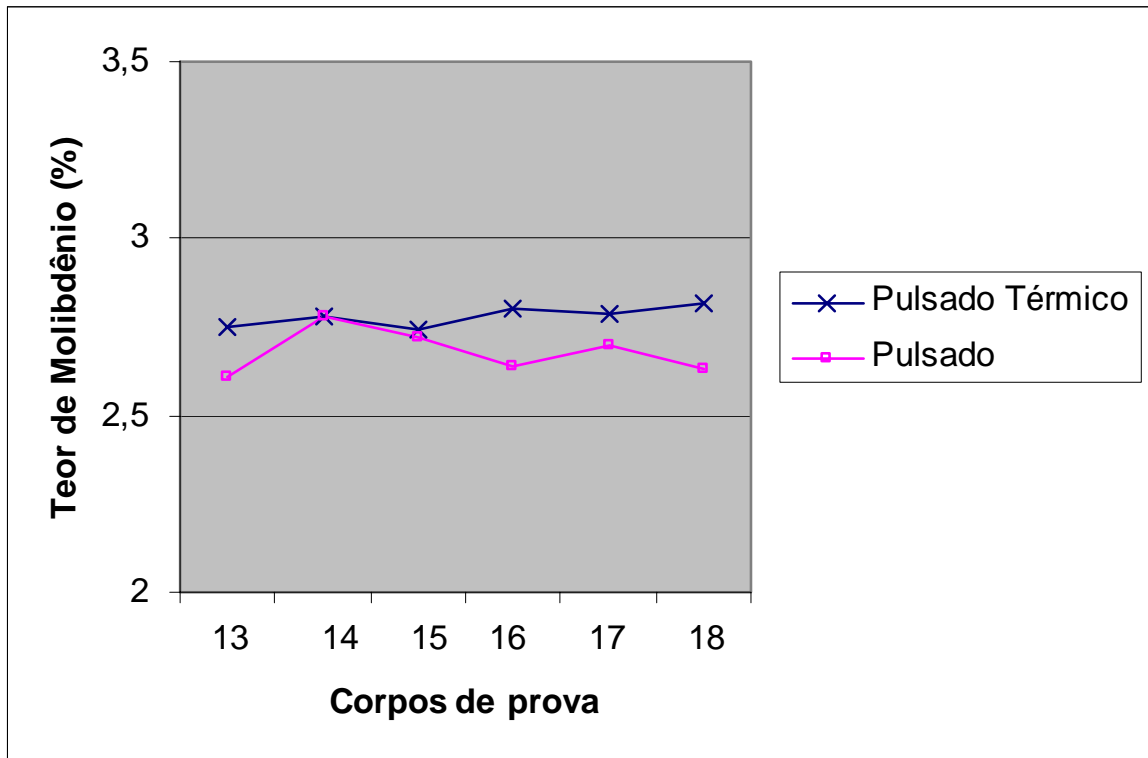


Figura 62 – Teor de Molibdênio obtido por análise química para MAG-P e MAG-PT

Os gráficos das figuras 63 e 64, mostram a relação entre o teor de Molibdênio determinado por análise química e a média do obtido pelo calculo da diluição. Optou-se por utilizar a média para o calculado por diluição, uma vez que a chapa de aço inoxidável utilizada neste estudo possui uma variação no teor de Molibdênio de 3 a 4 %, logo, como pode ser observado na tabela 10, o teor de molibdênio calculado varia de um mínimo a um máximo, que corresponde a essa faixa existente na composição química do aço inoxidável.

Observa-se nas figuras que o teor de Molibdênio calculado está bem próximo do determinado por análise química, ou seja, comprova a eficiência do cálculo da diluição independente da variante do processo MAG e do gás de proteção utilizado.

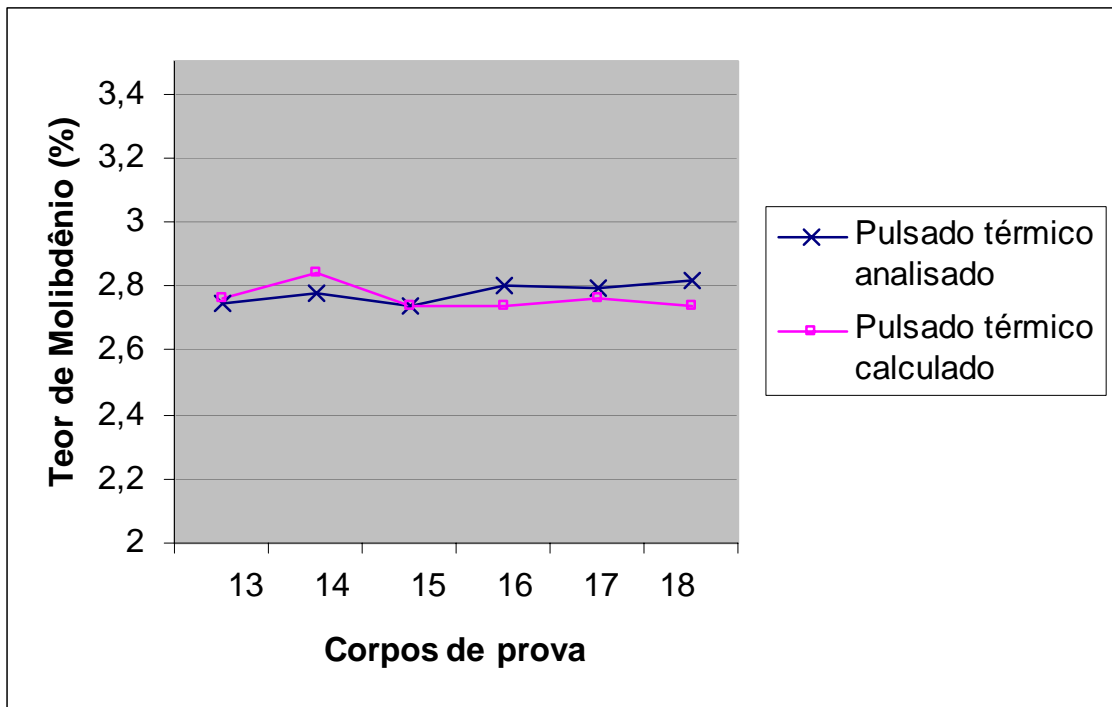


Figura 63 – Variação do teor de molibdênio determinado por análise química e a média do calculado por diluição para o MAG-PT

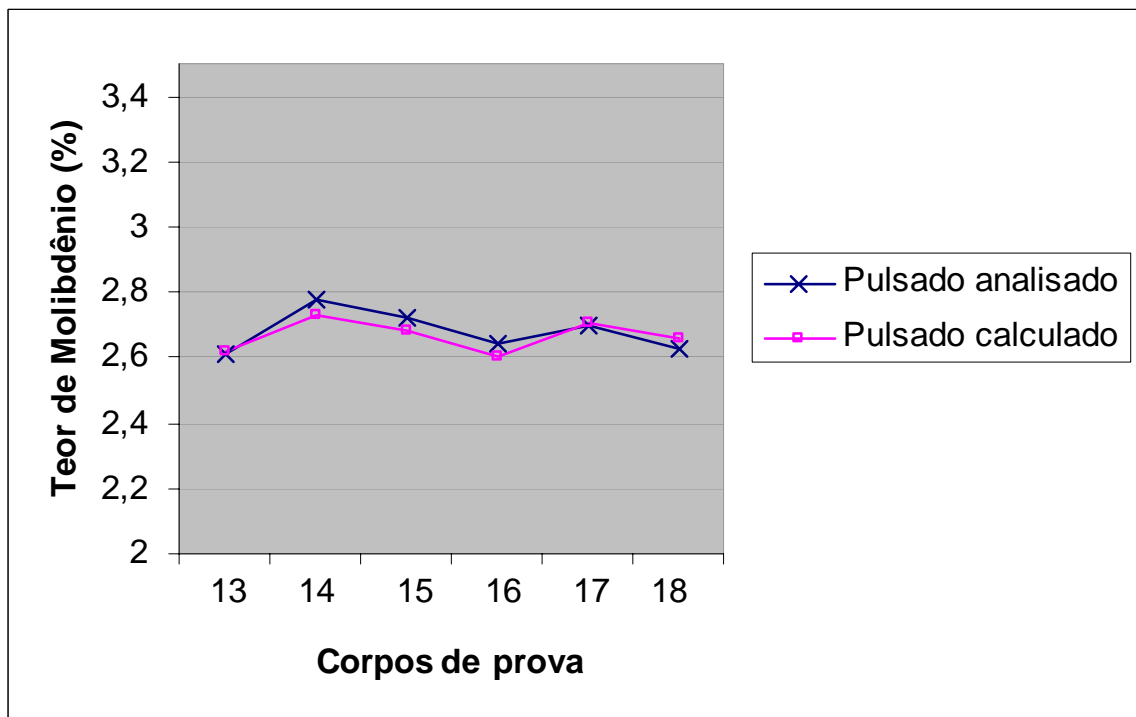


Figura 64 – Variação do teor de molibdênio determinado por análise química e a média do calculado por diluição para o MAG-P

4.4.6 – Ensaio de Dobramento

O ensaio de dobramento é o principal ensaio destrutivo para qualificação do processo de soldagem e foi realizado de acordo com o especificado no Código ASME IX, seção 1.

As figuras 65 a 67, mostram os corpos de prova submetidos ao ensaio de dobramento para os dois processos.

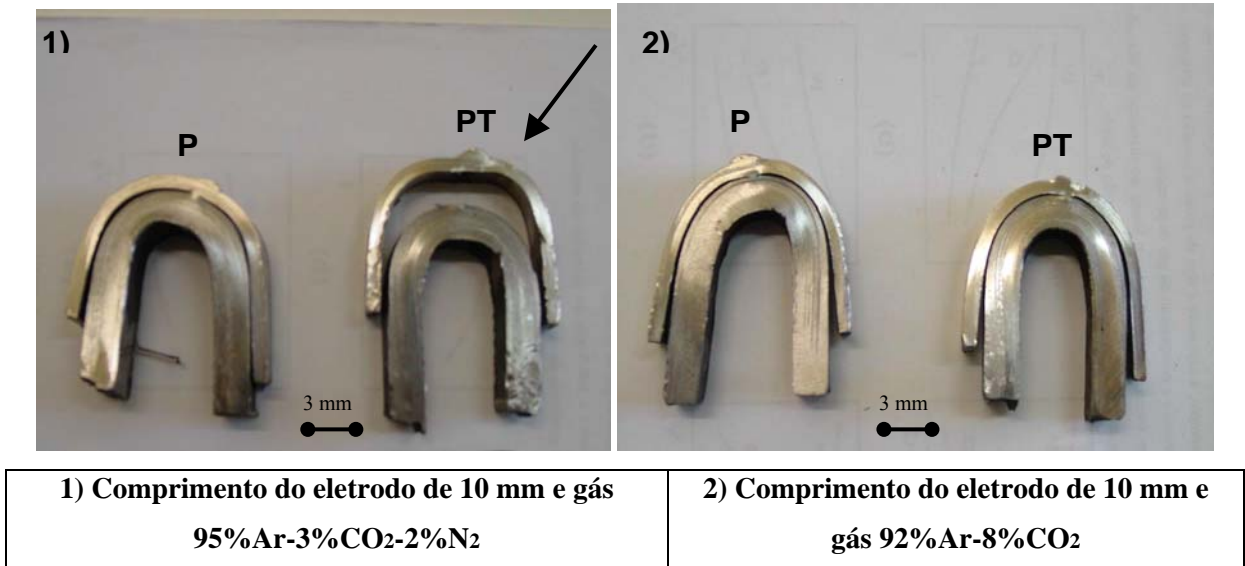


Figura 65 – Corpos de prova submetidos ao ensaio de dobramento

Na figura 65-(1) pode ser observado que um dos corpos de prova do processo MAG-PT rompeu durante o ensaio de dobramento.

Nas figuras 66 e 67 são apresentados mais quatro ensaios de dobramento com condições de soldagem diferentes. Da mesma forma como anteriormente, dois dos corpos de prova do processo MAG-PT romperam no ensaio de dobramento.

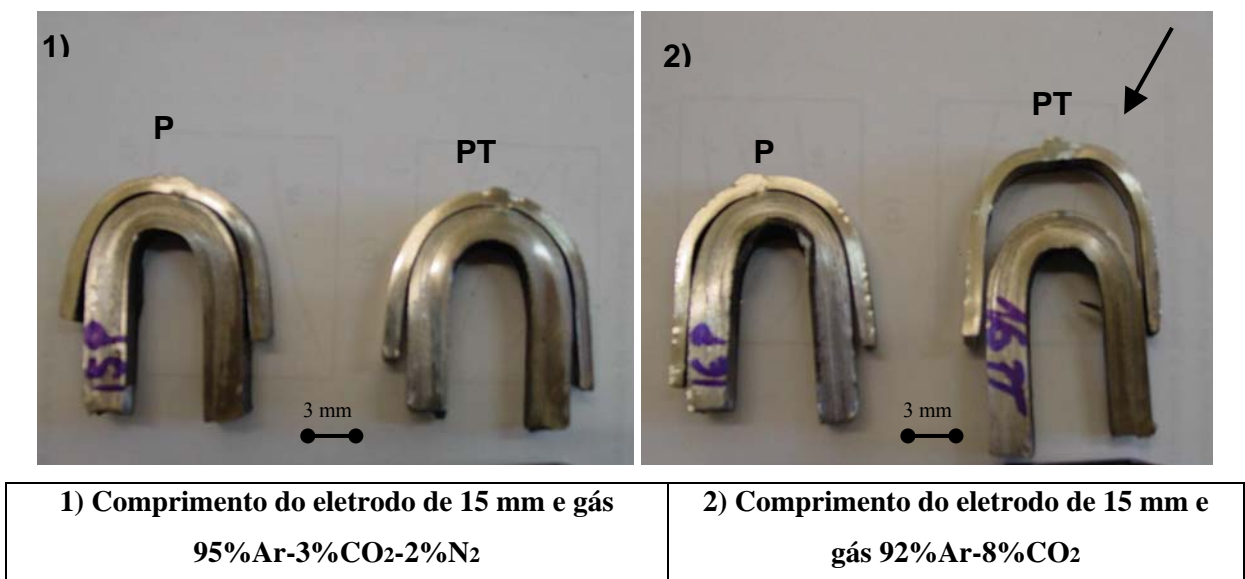
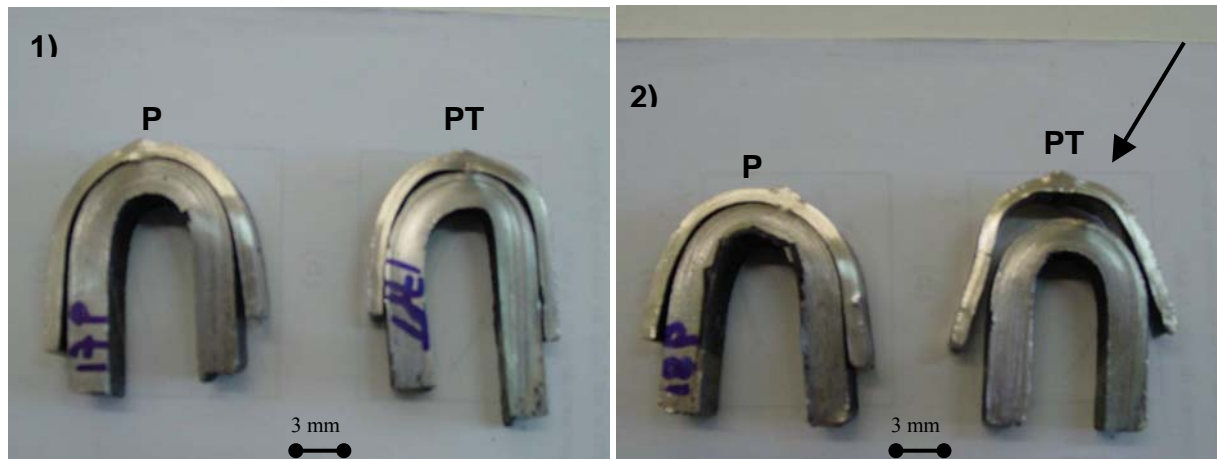


Figura 66 – Corpos de prova submetidos ao ensaio de dobramento



1) Comprimento do eletrodo de 20 mm e gás
95%Ar-3%CO₂-2%N₂

2) Comprimento do eletrodo de 20 mm e
gás 92%Ar-8%CO₂

Figura 67 – Corpos de prova submetidos ao ensaio de dobramento

Nas figuras 65 a 67 pode ser observado que para o processo MAG-P não houve o surgimento de trincas e o revestimento não se soltou. Como visto todos os corpos de provas apresentaram boa penetração durante este estudo, este resultado já era esperado.

Da mesma forma pode ser observado que alguns corpos de prova soldados pelo processo MAG-PT apresentaram problemas durante o ensaio de dobramento, vindo a romper o revestimento. Porém, acredita-se que esse problema poderia ser resolvido com o ajuste dos parâmetros de soldagem ou com a automatização do processo.

4.5 - Soldagem na posição vertical

A soldagem na posição vertical corresponde a cerca de 10% do montante de solda quando da manutenção das torres de destilação. Por esse motivo, foi dada prioridade em buscar as melhores condições de soldagem para a posição horizontal e, posteriormente, de posse dessas condições, adaptá-las para a posição vertical.

O variante do processo MAG utilizado foi o MAG-P, porque apresentou excelentes condições de soldagem em todas as situações, uma vez que, foi aprovado em todos os critérios de aceitação.

Foram utilizados os mesmos parâmetros que foram empregados para a posição horizontal, ou seja, abertura entre chapas de 4 mm, comprimento do eletrodo de 15 mm e apenas um passe de solda para preencher a junta. O sentido escolhido foi o vertical descendente, pois este apresentou um cordão de solda satisfatório, como pode ser visto na figura 68, isento de defeitos e apenas com o reforço mais baixo, o que era esperado em função da posição de soldagem propiciar isso.

A área penetrada foi na média de 0,62 mm e o teor de molibdênio estimado foi de 2,8%. No caso do gás de proteção, o 95%Ar-3%CO₂-2%N₂ apresentou melhor resultado devido a menor tendência ao escorrimento, como pode ser visto na figura 68.

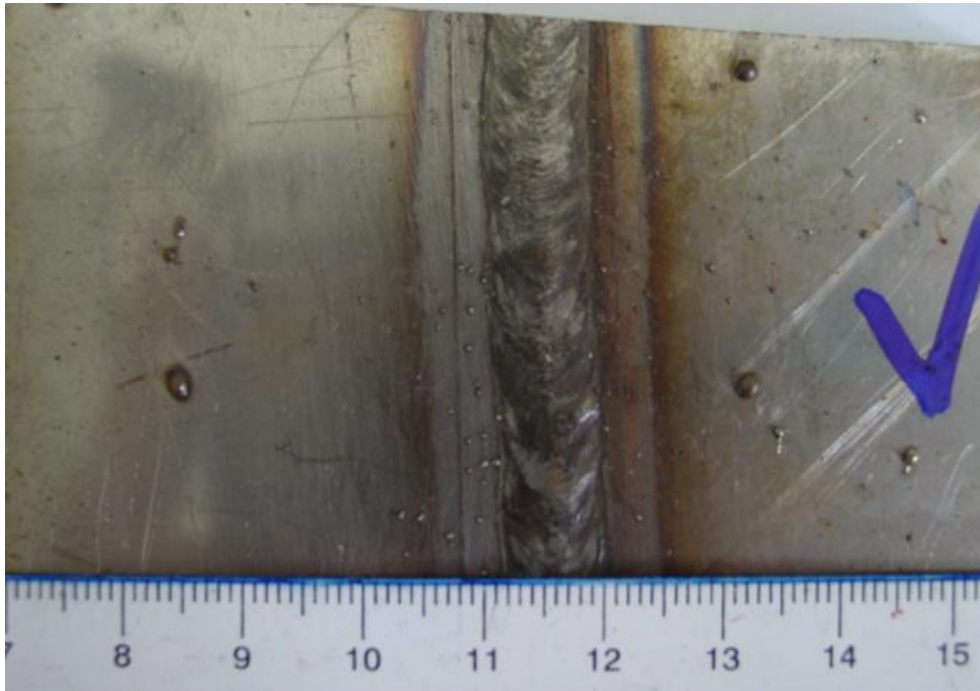


Figura 68 – Aparência do cordão de solda realizado na posição vertical gás 95%Ar-3%CO₂-2%N₂

4.6 – Estudo das características econômicas – custos do reparo

Para efeito de análise de custos, tomou-se como base o procedimento utilizado atualmente nas soldas de revestimento do tipo “lining”, onde são realizadas pelo processo MAG convencional com arame tubular.

Na tabela 09 são apresentados os dados relativos aos dois processos que serão comparados.

Tabela 11 – Dados comparativos entre o processo de soldagem MAG convencional com arame tubular e o MAG-P com arame maciço

	MAG convencional com arame tubular	MAG pulsado com arame maciço
Produtividade	1 m/h	8 m/h
Nº de passes	05	01
Abertura entre chapas	10 mm	4 mm

Alguns dados foram baseados no último reparo realizado na REPLAN, realizado em 2003. Dessa forma os cálculos ficam bem próximos da realidade. Naturalmente, o objetivo é dar uma ordem de grandeza, uma vez que os valores utilizados neste tipo de reparo são altos.

- Quantidade de solda – 1730 metros lineares;

- Turno – 8 horas;

- soldadores – 08 por turno;

- Produtividade do arame tubular = 1m/h

- Para um turno de 8 horas/dia, cada soldador produziu 8 metros de solda/dia. Considerando uma perda de 30 % durante o turno tem-se uma produtividade de 5,6 metros de solda/dia; (05 passes) – FONTE REPLAN

- 08 soldadores/dia x 5,6 metros de solda/dia = 44,8 metros de solda/dia

- Para 1730 metros lineares de solda por dia, corresponde a 38,6 dias de reparo;

- Produtividade do processo MAG PULSADO com arame maciço = 8 m/h

- Seguindo o mesmo raciocínio do arame tubular: com a produtividade de 8 m/h e para um turno de 8 horas/dia, cada soldador produzirá 64 metros de solda/dia. Considerando uma perda de 30 % durante o turno tem-se uma produtividade de 44,8 metros de solda/dia;

- 08 soldadores/dia x 44,8 metros de solda/dia = 358,4 metros de solda/dia

- Para 1730 metros lineares de solda por dia, corresponde a 5 dias de reparo;

- Gastos com consumíveis:

- **ARAME TUBULAR**

- Gastos do último reparo: 2647 kg de arame E309MoL (AT), utilizando 05 passes de solda;

- Preço do arame tubular E309MoL – R\$ 154,50/kg (Fonte KESTRA)

- Gasto de arame tubular 2647 x 154,5 = R\$ 408.961,50

- **ARAME MACIÇO**

- Para 01 passe a previsão é $2647/5 = 529,4$ kg de arame ER309MoL (AM);

- Preço do arame maciço ER309MoL – R\$ 78,00/kg (Fonte KESTRA)

- Gasto com arame maciço = R\$ 41.293,20

- Equipamentos:

- **Máquina de Solda** – R\$ 100,00/dia (Fonte LABSOLDA)-> 08 máquinas/dia = R\$ 800,00/dia;

- **MAG convencional com arame tubular:**

- 38,6 dias de reparo x R\$ 800,00/dia = R\$ 30880,00 de aluguel de máquina de solda;

- **MAG pulsado com arame maciço:**
- 5 dias de reparo x R\$ 800,00/dia = R\$ 4.000,00 de aluguel de máquina de solda;
- **Mão de Obra** – R\$ 70,00/dia (Soldador qualificado – Fonte LABSOLDA) -> 08 soldadores/dia = R\$ 560,00/dia com mão de obra de soldador, sem levar em consideração os ajudantes.
- **MAG convencional com arame tubular:**
- 38,6 dias de reparo x R\$ 560,00/dia = R\$ 21.616,00 de gasto com soldador;
- **MAG pulsado com arame maciço:**
- 5 dias de reparo x R\$ 560,00/dia = R\$ 2.800,00 de gasto com soldador;

A tabela 10, mostra os dados calculados relativos aos dois processos para uma análise global do reparo do “lining”.

Tabela 12 – Dados calculados relativos ao reparo do “lining”

	MAG convencional com arame tubular	MAG pulsado com arame maciço
Tempo de reparo	38,6 dias	5 dias
Gastos com consumíveis	R\$ 408.961,50	R\$ 41.293,20
Gastos com máquina de solda	R\$ 30.880,00	R\$ 4.000,00
Gastos com mão de obra	R\$ 21.616,00	R\$ 2.800,00
TOTAL	R\$ 461.457,50	R\$ 48.093,20

Na tabela acima pode ser observado que o reparo através do Processo MAG-P com arame maciço, desenvolvido neste trabalho apresenta uma redução substancial nos custos e no tempo de reparo do “lining”, possibilitando menos tempo de parada das torres, com conseqüente redução de custos na manutenção.

Cabe ressaltar que faltou considerar o custo de gás, energia elétrica, mão-de-obra de montadores, esmerilhadores, etc, que, mesmo pelas piores estimativas, representará um aumento substancial no custo do MAG convencional.

CAPÍTULO 5

CONCLUSÕES

Análise dos resultados desse trabalho experimental e do reportado na literatura recente permite as conclusões:

1. É tecnicamente viável e economicamente vantajosa a aplicação da variante MAG-P com arame maciço na soldagem de revestimento (*lining*), sendo a melhor condição de soldagem com *stickout* de 15 mm e gás de proteção 95%Ar-3%CO₂-2%N₂;
 - O processo MAG-P foi aprovado em todos critérios de aceitação, em especial, pelas reduzidas penetração/diluição é possível atender o requisito de molibdênio $\geq 2,5\%$;
 - Face à experiência recente em Refinarias da Petrobrás com MAG utilizando arame tubular as vantagens são muito significativas:
 - ⇒ Produtividade de 1m/h para 8 m/h;
 - ⇒ O gasto com consumível do MAG pulsado é 05 vezes menor que o MAG com arame tubular;
 - ⇒ Como o arame tubular custa aproximadamente o dobro do arame maciço, a economia financeira com consumível é cerca de 10 vezes;
2. Quanto aos gases:
 - Os dois tipos de gases de proteção testados podem ser utilizados na soldagem de revestimento, porém a mistura 95%Ar-3%CO₂-2%N₂ resulta em melhor acabamento superficial que o 92%Ar-8%CO₂, independentemente da condição e do processo de soldagem;
3. Quanto ao *stickout*:
 - Para soldagem manual o comprimento de eletrodo de 10 mm não deve ser utilizado neste tipo de solda devido a dificuldade de controle da poça de fusão e, por outro lado, o comprimento do eletrodo de 20 mm também é inadequado (para a vazão de gás de 14 l/min), uma vez que a distância bico-peça muito longa, comprometendo a proteção da poça fundida e causando porosidades nas soldas;
 - O comprimento de eletrodo de 15 mm demonstrou ser a melhor condição de soldagem, independente do processo de soldagem utilizado;

4. Quanto ao MAG-PT

- O acabamento superficial da variante MAG-PT é superior ao do MAG-P, independente do gás de proteção e do comprimento de eletrodo utilizados;
- A variante MAG-PT é mais sensível a soldagem manual, havendo variação excessiva na penetração;
- Para os parâmetros de solda utilizados ($I_m = 100 \text{ A}$ e $t_p = 0,5 \text{ s}$), a variante MAG-PT não é viável para soldagem manual do “*lining*”, sendo reprovado no ensaio de dobramento.

CAPÍTULO 6

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

As observações e análises realizadas permitem algumas sugestões de trabalhos para darem continuidade aos estudos com as variantes MAG pulsado e MAG pulsado térmico para soldas de revestimento.

1. Buscar a automatização do processo para o caso específico do “lining”;
2. Testar a variante MAG pulsado térmico com corrente média mais alta, acima de 100 A, uma vez que a penetração alcançada nestas condições foi baixa, e reduzir o tempo de pulsação para que o “efeito serrilhado” se torne menos pronunciado, obtendo-se com isso uma penetração mais uniforme;
3. Testar os dois processos com arame maciço ER317L, uma vez que a quantidade de molibdênio é maior que o ER309MoL, e não haveria problemas em trabalhar com correntes médias mais altas, porque a maior diluição seria compensada com a maior quantidade de molibdênio existente no metal de adição, mantendo-se o teor desse elemento dentro da faixa mínima estabelecida;

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ASME, “Welding and Brazing Qualifications” – Section IX - 3ª Edição - 2001
- AWS, “Welding Handbook”. Eighth Edition, Volume 2 - 1982;
- BALDUCCI, C.R., GOLDBERG, L.N., VILAS BOAS, M.C., - “Uso do processo de arame tubular em parada de manutenção” – Anais do 1º Encontro técnico da soldagem – Julho 2004 – Rio de Janeiro – RJ
- BÁLSAMO, P.S.S, VILARINHO, L.O., SCOTTI, A – “Determinação criteriosa dos parâmetros de pulso para Soldagem MIG pulsada em alumínio e aço inoxidável” - XXV Encontro nacional de tecnologia da soldagem - Belo Horizonte – MG - 1999
- BRACARENSE, A. Q. – “Processo de soldagem por arame tubular – FCAW” – Belo Horizonte – MG - 2000
- BRACARENSE, A., ZEEMANN, A., ALMEIDA, D., URTADO, E., FERRER, S., PEREIRA, U., - “A soldagem GMAW (ou MIG-MAG) – Revista da soldagem - 2005
- BRAGA, E. M., “Uma contribuição ao estudo da soldagem a arame tubular autoprotetido em corrente pulsada”, XXIV ENTS, 20 a 23 de setembro de 1995 – Fortaleza - CE
- BUSSINGER, E.R. “Soldagem dos aços inoxidáveis” – PETROBRÁS – Rio de Janeiro - 2000
- CARBÓ, H.M. ,ACESITA “Aços inoxidáveis: características básicas, resistência a corrosão e acabamentos” - 2001
- CARVALHO, M.J., - “Orientações práticas de soldagem em aço inox” – ACESITA - 1999
- CERSOSIMO, A.G., ANTUNES, E.S., SÉRVULO, W., FEDELE, R., COSTA, U.P., TAMBURUS, E.G., RAMALHO, J. – “Otimização do processo Arame Tubular na soldagem de Lining” – I ENSOLD - 2005
- COOPER, C.M. “Naphtenic acid corrosion”, Hydrocarbon processing, vol 51, nº 08, 1972, pp. 75-76
- CRAIG, H.L. “Naphtenic acid corrosion in the refinery”, Corrosion, 1995, paper n º 333
- DOS SANTOS, I. “Corrosão por ácidos naftênicos em unidades de destilação atmosférica e a vácuo”, Relatório Interno Petrobrás/REPLAN, 1992
- DUTRA, J.C. “Procedimento computadorizado de determinação, seleção e controle de variáveis de soldagem MIG/MAG” – Tese de Doutorado, 1990 – UFSC
- DUTRA, J.C., JÚNIOR, R.G, OLLÉ, L.F., “O processo MIG/MAG pulsado com

pulsação térmica” – Anais do XXI Encontro Nacional da Tecnologia da Soldagem – ABS 1995 – Caxias do Sul – RS

FORTES, C., “Soldagem MIG/MAG” – ESAB – BR – Agosto 2004.

GOHR JÚNIOR, R. “Novos métodos de controle da soldagem MIG/MAG” – Tese de doutorado, 2002 – UFSC

GOMES, A. C. T., - “Estudo do comportamento corrosivo de ácidos naftênicos em escoamento” – Curitiba – PR - 2003

LAGARES Jr, M. L., SCOTTI, A. “Implementação do processo mig pulsado para soldagem de aço Inoxidável de componente automotivo – parte 1” - 1º COBEF – Abril/2001 – Curitiba – PR;

MAMANI, L., DUTRA, J.C., GOHR, R. “Desenvolvimento de um programa computacional para o controle sinérgico do processo de soldagem MIG/MAG” – Anais do XXII ENTS – pg. 401-410 - ABS – Blumenau – SC

MODENESI, P. J., SILVA, A. V., “Uma avaliação de misturas de proteção contendo H₂ e N₂ para a soldagem GMAW de aços inoxidáveis austeníticos” – XXI ENTS – Junho 1995 – Caxias do Sul - RS

MODENESI, P.J, - “Introdução a física do arco elétrico” – Belo Horizonte – MG - 2001

MODENESI, P.J, MARQUES, P.V, SANTOS, D.B. – “Introdução à metalurgia da soldagem” – Junho - 2004

MODENESI, P.J. “Soldabilidade dos Aços Inoxidáveis” – SENAI – 2001- Osasco – SP

MODENESI, P.J. “Técnica operatória da soldagem GMAW” – UFMG – 2000 – Belo Horizonte – MG

MOTTA, M.F. “Aplicação do processo MIG/MAG pulsado com duplo arame e potenciais isolados em soldagens de revestimento” – Tese de Doutorado, 2002 – UFSC

NIÑO, C.E. – “Apostila de soldagem” – UFSC - 1996

PEREIRA, W.A., COSTA, U.P. & SCOTTI, A (1995). Avaliação do Efeito dos Parâmetros de Soldagem sobre as Características Operacionais nos Processos MIG Pulsado e MAG Curto circuito. Anais XXI ENTS, ABS. Caxias do Sul, RS Jun. 1995. pp. 529-542.

PETROBRÁS – Instrução Técnica - 2003

PIZA PAES, M.T. “Procedimentos para a soldagem de dutos e tubulações industriais em operação” – 2000 – Rio de Janeiro – RJ

- QUINTINO, M.L.C. (1985). Soldadura MIG/MAG com Corrente Pulsada – Estado da Evolução. Anais do XI ENTS, ABS. Rio de Janeiro, RJ, pp. 44-59, Out. 1985
- SCOTTI, A., SILVA, C.L.M., - “avaliação do efeito dos períodos de pulsação térmica sobre a formação do cordão na soldagem de alumínio pelo processo mig-pt” - 1º COBEF – Curitiba – PR - 2001
- SILVA FILHO, C.B.A. “Uma contribuição ao estudo de soldagem MIG duplamente pulsado da Liga Al 5053” – Dissertação de mestrado, 2003 – UFPA – Belém
- SILVA, A. C., MORI, R. N. – “Manual da MINITEC” - 1ª Edição 01 / 2002
- SOLDATE, A. – “Informações técnicas via e-mail” - 2004
- SOLDATE, A. – “Informações técnicas via e-mail” - 2005
- TREVISAN, R.E., CORRÊA, C.A., - “Influência dos parâmetros da soldagem mig pulsada e convencional na morfologia do cordão e na microestrutura” - 1º COBEF – Curitiba –PR - 2001
- WHITE MARTINS – “Ficha de Informações de Segurança de Produtos Químicos - Produto: Stargold F-34 - FISPQ nº: P-4714-C - 2003
- WHITE MARTINS – “Ficha de Informações de Segurança de Produtos Químicos” - Produto: Stargold SS - FISPQ nº: W-0071 - 2003

APÊNDICE

APÊNDICE 01

Valores de reforço, penetração e velocidade de soldagem para a variante MAG pulsado (MAG-P)

n° CP	Stickout (mm)	Veloc. Soldagem (m/h)	Altura reforço (mm)	Penetração (mm)	GÁS
02	10	8,8	1,95	1,32	92%Ar-8%CO ₂
08	10	7,1	0,40	1,03	92%Ar-8%CO ₂
14	10	7,9	1,66	0,63	92%Ar-8%CO ₂
01	10	7,9	0,92	0,61	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
07	10	7,4	1,95	0,65	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
13	10	8,8	1,47	1,35	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
04	15	9,4	1,55	0,66	92%Ar-8%CO ₂
10	15	10,0	1,33	1,15	92%Ar-8%CO ₂
16	15	8,6	1,55	1,20	92%Ar-8%CO ₂
03	15	11,2	1,00	0,86	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
09	15	12,5	0,30	0,91	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
15	15	10,7	1,36	0,72	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
06	20	10,3	1,80	0,72	92%Ar-8%CO ₂
12	20	8,6	1,45	0,92	92%Ar-8%CO ₂
18	20	9,8	1,69	1,03	92%Ar-8%CO ₂
05	20	11,9	1,11	0,94	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
11	20	11,7	0,50	0,66	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
17	20	11,3	2,03	0,72	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂

APÊNDICE 02

Valores de reforço, penetração e velocidade de soldagem para o processo MAG pulsado térmico (MAG-PT)

n° CP	Stickout (mm)	Veloc. Soldagem (m/h)	Altura reforço (mm)	Penetração (mm)	GÁS
02	10	6,0	1,22	0,42	92%Ar-8%CO ₂
08	10	6,3	2,26	0,53	92%Ar-8%CO ₂
14	10	7,6	1,88	0,54	92%Ar-8%CO ₂
01	10	7,1	1,81	0,51	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
07	10	7,0	1,42	0,10	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
13	10	7,4	1,86	0,53	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
04	15	9,0	0,73	0,40	92%Ar-8%CO ₂
10	15	8,2	2,54	0,10	92%Ar-8%CO ₂
16	15	8,2	2,37	0,56	92%Ar-8%CO ₂
03	15	8,8	1,00	0,28	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
09	15	10,0	0,42	0,17	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
15	15	7,3	1,89	0,52	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
06	20	9,5	2,33	0,32	92%Ar-8%CO ₂
12	20	8,7	1,84	0,20	92%Ar-8%CO ₂
18	20	8,6	2,43	0,37	92%Ar-8%CO ₂
05	20	9,5	0,79	0,51	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
11	20	10,3	1,36	0,11	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂
17	20	6,8	2,28	0,47	95%Ar-3%CO ₂ -2%N ₂