

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL
DA TESE DEFENDIDA POR FERNANDO CÉSAR
AGUIAR BRANTIS E APROVADA PELA
COMISSÃO JULGADORA EM 22/11/1993

Roseana da Exaltação
ORIENTADOR
UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

Tese de: Mestrado

Título da Tese: EFEITO DOS PARÂMETROS DO
PROCESSO DE SOLDAGEM NAS
PROPRIEDADES DO REVESTIMENTO

Autor: Fernando César Aguiar/Brantis *4/235*

Orientadora: Prof^a. D^{ra}. Roseana da Exaltação
Trevisan *†*

Aprovado por

Roseana da Exaltação

Prof^a. D^{ra}. Roseana da Exaltação Trevisan - Presidente

[Signature]
Prof. D^r. Nivaldo Lemos Cupini

[Signature]
Prof. D^r. Américo Scotti

A Deus, Fonte de Toda Força e Sabedoria, por todos momentos que me acompanhou e principalmente aqueles que Ele me carregou nos braços....,

À minha esposa Adriana pelo amor, dedicação, carinho e compreensão empenhados,

A meus pais Olga Maria e José por serem sempre o "porto seguro que podemos ancorar",

eu dedico este trabalho.

AGRADECIMENTOS

À Prof^a. D^{ra}. Roseana da Exaltação Trevisan pela compreensão, orientação e, principalmente pela oportunidade.

Ao meu irmão Alexandre pela força e incentivo.

À FAPESP pelo apoio financeiro.

À RHODIA S.A.- Usina Química de Paulínia pela oportunidade e apoio, principalmente as seguintes áreas:

- Departamento de Manutenção Mecânica nas pessoas do Manoel, Elzo, Lili, Tuta, Medeiros, Xavier, Waldemar, Massulo, Simão e tantos outros que colaboraram;

- Célula de Corrosão do Centro de Pesquisas de Paulínia nas pessoas de Davi, Marcos, Orídio e João Carlos;

- Departamento de Estudos e Projetos nas pessoas do Germano, Miguel, Bassa, Sueli e demais que na reta final nos apoiaram.

À WHITE MARTINS-Campinas pelo apoio técnico para gases.

A todos os professores e funcionários do Departamento de Engenharia de Fabricação pelo auxílio na elaboração deste trabalho, principalmente nas pessoas do Miro, Emílcio, Ari, Marília, Luciene, Maria Helena, Anselmo, Batocchio, Agostinho e Felipe.

Ao Prof. D^F. Nivaldo Lemos Cupini pela colaboração.

Ao Frank pelo brilhante apoio e convivência.

Aos amigos do DEF nas pessoas do Toninho, Breda, Dalberto, Camello e Cristina.

RESUMO

Este trabalho apresenta a influência dos diversos parâmetros de soldagem na dureza, diluição, microestruturas, penetração, altura, largura e usinabilidade de vários revestimentos efetuados para diferentes condições de soldagem, como resultado de um estudo experimental extensivo, que incluiu um importante recurso para execução dos revestimentos que é a inclinação da tocha. Como metal de revestimento foi utilizado arame eletrodo de aço inoxidável martensítico ABNT 410 com 1,0 mm de diâmetro, tendo como metal base tubos de aço carbono ABNT 1030. O processo de soldagem a arco elétrico sob proteção gasosa com gás argônio e 2% de dióxido de carbono (CO₂) foi adotado. O desenvolvimento de dispositivos e equipamentos para automatização do processo evoluiu de acionamentos independentes de tocha de soldagem e tubos a serem revestidos para um estágio otimizado de acionamentos solidários.

As principais conclusões obtidas, nas condições de soldagem analisadas, são a influência marcante da corrente elétrica de soldagem e tensão de arco elétrico na diluição e, conseqüentemente nas características do revestimento, a não ocorrência de trincas e a otimização dos dispositivos e condições de soldagem para os recursos utilizados.

ABSTRACT

This paper presents the influence of some welding parameters in hardness, dilution, microstructures, penetration, height, width and machinability of several cladding executed for different welding conditions, as result of a extented experimental study, that included an important resource for execution of cladding: inclination of welding torch. As weld metal, it was used ABNT 410 martensitic stainless steel electrode with 1.0 mm diameter, and ABNT 1030 carbon steel tubes as base metal. The gas metal arc welding (GMAW) with 98% argon and 2% carbonic gas was adopted. The development of mechanisms and equipments aiming automatization passed from independent movements of welding torch and tubes to be cladded to a optimized stage of solidary movements.

The main conclusions, for the welding conditions adopted, are the important influence of electric current and arc voltage in dilution and, consequently in cladding characteristics, the absence of cracks and the optimization of mechanisms and welding conditions for utilized resources.

ÍNDICE

1. INTRODUÇÃO / OBJETIVOS.....	01
2. ASPECTOS TEÓRICOS APLICADOS À SOLDAGEM DE REVESTIMENTO.....	02
2.1. Soldabilidade dos aços.....	02
2.1.1. Soldagem de aços inoxidáveis martensíticos.....	04
2.1.2. Soldagem de aços baixo carbono.....	07
2.2. Soldagem de revestimento.....	07
2.2.1. Definições.....	07
2.2.2. Critérios de escolha de processo para soldagem de revestimento.....	08
2.2.3. Tipos de revestimento.....	10
2.2.4. Aspectos econômicos da soldagem de revestimento....	13
2.3. Soldagem a arco elétrico sob proteção gasosa (GMWA)....	14
2.3.1. Descrição do processo.....	14
2.3.2. Princípios de operação/ Equipamentos de soldagem...15	
2.3.3. Vantagens e desvantagens do processo GMWA para re- vestimento.....	17
2.4. Controle da diluição na soldagem de revestimento.....	17
2.5. Efeito do insumo de calor e parâmetros de soldagem nas características do revestimento.....	22
2.5.1. Insumo de calor - Aspectos teóricos.....	22
2.5.2. Influência do insumo de calor e parâmetros de sol- dagem no revestimento.....	26
3. TÉCNICAS EXPERIMENTAIS.....	33
3.1. Materiais / Equipamentos.....	33
3.2. Otimização de dispositivos para soldagem automatizada..34	
3.2.1. Procedimentos preliminares.....	34
3.2.2. Configuração final do dispositivo de soldagem.....	35

3.3. Procedimentos de soldagem.....	37
3.4. Caracterização dos revestimentos.....	39
3.4.1. Metodologia para corte.....	40
3.4.2. Preparação para macroanálise.....	42
3.4.3. Preparação para microanálise.....	42
3.4.4. Exame dimensional / Análise visual.....	42
3.4.5. Medição da diluição.....	43
3.4.6. Análise de microdureza.....	44
3.4.7. Ensaio de usinagem.....	44
4. RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	47
4.1. Preliminares.....	47
4.2. Resultados otimizados.....	51
4.2.1. Condições de soldagem.....	51
4.2.2. Influência dos parâmetros de soldagem na geometria do revestimento.....	57
4.2.3. Análise da diluição.....	61
4.2.4. Medidas de microdureza.....	64
4.2.5. Análise de microestruturas.....	69
4.2.6. Usinabilidade.....	71
5. CONCLUSÕES.....	74
6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	75
7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	76

1. INTRODUÇÃO / OBJETIVOS.

As pesquisas envolvendo soldagem por revestimento e recuperação de componentes de aços e num contexto mais amplo, materiais metálicos em geral, têm sido desenvolvidas de forma acentuada ultimamente. Existe uma série de aplicações para soldagem por revestimento nas indústrias químicas e petroquímicas, indústria naval e açucareira. Em geral, um aumento na vida útil dos equipamentos ou partes destes é obtida depositando-se por soldagem, um metal de maior dureza. Este processo é também conhecido como endurecimento superficial. Todavia, revestimentos com maiores níveis de dureza implicam em menores níveis de ductilidade, podendo ocorrer trincas. Estudos e análises dos fatores que influenciam o produto final contribuem para prever e conseqüentemente otimizar o resultado/estrutura de uma superfície soldada por revestimento e as diversas possibilidades de deterioração da superfície soldada.

Taxa de deposição e diluição são os fatores que mais afetam as propriedades do revestimento. Estes fatores são dependentes das variáveis do processo que controlam o potencial da soldagem, isto é, velocidade do arame, tensão de arco e velocidade de soldagem. Para alta produtividade, é importante que se tenha uma alta taxa de depósito com baixa diluição e penetração uniforme.

O presente trabalho é uma contribuição tanto à fabricação quanto à recuperação de peças com revestimento de soldagem através de aço inoxidável martensítico em metal base de aço carbono, aumentando a dureza e resistência à corrosão do revestimento quando comparado ao metal base. O processo utilizado é soldagem a arco elétrico sob proteção gasosa adotando-se gás argônio com 2% de dióxido de carbono.

A literatura apresenta estudos recentes efetuados para soldagem de revestimento, não constando todavia a combinação processo e materiais adotados neste trabalho. A automatização deste processo bem como a otimização das condições de soldagem são pontos importantes destacados e são base para futuros desenvolvimentos em escala industrial.

2. ASPECTOS TEÓRICOS APLICADOS À SOLDAGEM DE REVESTIMENTO.

2.1. Soldabilidade dos aços.

O termo "soldabilidade" não tem um significado universalmente aceito e sua interpretação varia sobremaneira de acordo com os pontos-de-vista individuais. A "American Welding Society" (AWS) define soldabilidade como a "capacidade de um metal ser soldado sob condições de fabricação impostas, numa estrutura projetada específica e disponível, desempenhando satisfatoriamente no serviço requerido (1).

Um requisito essencial de um material a ser soldado é que este tenha boa soldabilidade. A soldabilidade dos aços é expressa usualmente em termos de um limite ou valor máximo de Carbono Equivalente (C_{equiv}). Como regra geral, um aço é considerado soldável se $C_{equiv} < 0.4$ (porcentagem em peso). Seu valor é obtido em termos de como os elementos de liga presentes influenciam as características de transformação, incluindo a temperatura de início de transformação da martensita (M_s) do aço, ou seja, se as curvas C do diagrama CCT deslocam-se para intervalos de tempo maiores ou menores. Na prática, o C_{equiv} permite uma indicação do tipo de microestrutura a ser esperada na zona termicamente afetada como função da taxa de resfriamento a partir da temperatura de pico. Mais especificamente, ele fornece uma indicação de se a martensita é capaz de se formar ou não, isto é, da dureza da solda. A equação 2.1. mostra a fórmula do C_{equiv} adotada pela sub-comissão IX-G do Instituto Internacional de Soldagem (todas expressas em porcentagem de peso) (1)(2):

$$C_{equiv} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Cu + Ni}{15} \quad \text{Equação 2.1.}$$

Neste trabalho, o C_{equiv} do material onde se deposita o revestimento é 0,35 (Equação 2.1.).

A Equação 2.2. mostra uma fórmula alternativa adotada no Japão:

$$C_{equiv} = C + \frac{Si}{24} + \frac{Mn}{6} + \frac{Ni}{40} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4} + \frac{V}{14} \quad \text{Equação 2.2.}$$

Várias outras variantes de fórmula são disponíveis e dependem da composição / quantidade de elementos de liga do aço. Desde que a alta dureza e a presença de martensita sejam conhecidas bem como suas influências no mais sério defeito de solda, trinca a frio ou por Hidrogênio, um C_{equiv} de 0.4 é adotado como máximo valor permissível a fim de que estes defeitos sejam evitados. A Figura 2.1. mostra a Tensão limite de escoamento em função do C_{equiv} para diferentes aços.

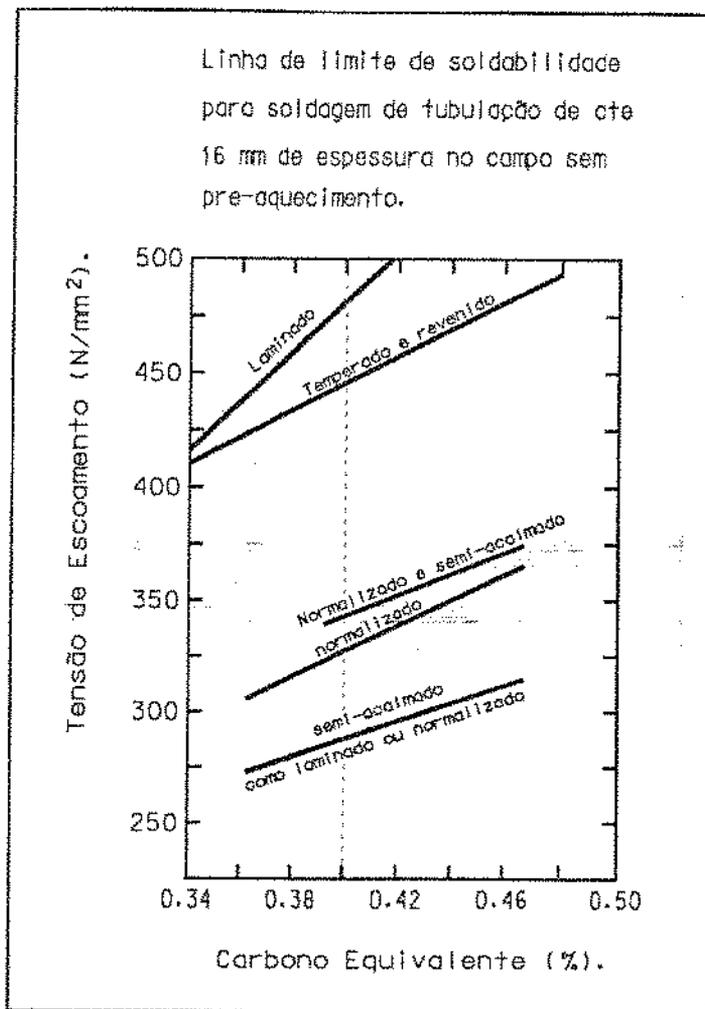


Figura 2.1. Tensão limite de escoamento X Composição do Carbono Equivalente para diferentes aços. A linha vertical corresponde ao limite máximo de dureza que o aço possa ter boa soldabilidade (3).

Pela Figura 2.1., nota-se que a boa soldabilidade não é necessariamente função da tensão mecânica do aço, mas uma indicação de como os elementos de liga afetam a temperabilidade do metal durante o ciclo de resfriamento da solda (3). O uso de fórmulas empíricas como as equações 2.1. e 2.2. para descrever soldabilidade tem sua limitação, devendo-se atentar para sua aplicação na prática.

2.1.1. Soldagem de aços inoxidáveis martensíticos.

Os aços inoxidáveis são materiais que contém em suas composições, teores de cromo acima de 11.5 % (porcentagem em peso) e níquel, participando também outros elementos ligados ao ferro. Têm como característica principal a formação de uma película fina e uniforme de óxido de cromo (decorrente da porcentagem de cromo acima de 11.5 %). Dependendo das combinações de elementos de liga e, conseqüentemente da microestrutura obtida, os aços inoxidáveis são classificados como:

- austeníticos;
- ferríticos;
- martensíticos;
- endurecíveis por precipitação.

Os aços inoxidáveis ferríticos e martensíticos são geralmente considerados materiais de menor soldabilidade (facilidade de soldagem) quando comparados aos austeníticos (aços cromo-níquel). Para maioria dos casos, aços inoxidáveis ao cromo com porcentagem entre 11.5 e 14 % tendem a ser martensítico. Quando há um aumento acima de 18 % de cromo, com o carbono mantido até 0.1 %, a dureza é menor e a estrutura é principalmente ferrítica. Na presença de taxas de níquel acima de 6 % combinado ao cromo (> 18 %), a estrutura é predominantemente austenítica. As composições dos consumíveis de soldagem para aços martensíticos são apresentadas na Tabela 2.1. (4).

Dureza máxima próxima a 45 Rockwell C (aproximadamente 455 HV) é obtida até 0.30 % de carbono, sendo os depósitos de soldagem usináveis com ferramentas de carbeto de tungstênio. Os aços martensíticos são geralmente usados para revestimento de áreas usináveis que requeiram características de resistência mecânica e ao impacto bem como de tenacidade de aços tratados termicamente sem necessidade efetiva de têmpera e revenimento. Quando a aplicação é geral e a baixo custo, o aço inoxidável tratado termicamente tipo 410 é mais largamente usado. São citadas algumas características principais que diferenciam os martensíticos e que afetam diretamente na soldagem:

- fusão ocorre a uma temperatura 75 a 90 graus Celsius abaixo do ponto de fusão do aço carbono;
- coeficientes de dilatação térmica são similares ao aço carbono, em contraste à maior expansão em 50 % dos austeníticos;
- condutividade térmica é menos da metade do aço carbono;
- resistência elétrica maior que o aço carbono;
- crescimento de grão pronunciado pode ocorrer nestes materiais a temperaturas acima de 900 graus Celsius;
- limite de resistência mecânica se reduz rapidamente com o aumento da temperatura.

O efeito destas características se resume em valores de insumo de calor e corrente de soldagem mais baixos que para o aço carbono.

Grau	C %	Mn %	Si %	Cr %	Ni %	Mo %	W %	V %
E502	0.10	1.00	0.90	4.0 - 6.0	0.40	0.45 - 0.65		
E430	0.10	1.00	0.90	15.0 - 18.0	0.60		
E410	0.12	1.00	0.90	11.0 - 13.5	0.60		
	0.20	2.7	0.80	3.5	1.0		0.4
	0.25	1.8	0.7	2.8	1.3	0.5		
	0.25	2.0	0.7	4.3	0.8		
	0.30	1.75	0.75	4.0	0.3		0.3
	0.30	0.75	0.75	4.5	1.3	1.3	
	0.30	2.0 max	1.0 max	0.3 - 2.5	2.0 max	2.0 max		
	0.35	0.45	0.5 max	13.0	0.2		
	0.3 - 0.7	2.0 max	1.0 max	1.5 - 3.5	2.0 max	2.0 max		
	0.3 - 0.7	2.0 max	1.0 max	4.5 - 8.5	2.0 max	2.0 max		
	0.3 - 0.7	2.0 max	1.0 max	11 - 16	2.0 max	2.0 max		
	0.6	1.5	0.8	5.0	0.3		
	0.6	1.1	2.5	0.4		
	1.0	3.0	1.3		
	1.0	1.0	0.8	5.3	0.3		
0.7 - 1.5	2.0 max	1.0 max	5.5 - 9.5	2.0 max	2.0 max			
0.7 - 1.5	4.5 max	1.0 max	11 - 15	2.0 max	2.0 max			

Tabela 2.1. Composições dos metais de enchimento de superfície dos aços inoxidáveis martensíticos (4).

A Figura 2.2. ilustra o diagrama de transformação Resfriamento Contínuo X Tempo (CCT - Continuous Cooling Transformation) para o aço inoxidável martensítico tipo 410 (13 % Cr), mostrando as microestruturas a serem obtidas para este material nas diversas taxas de resfriamento. Destaca-se a facilidade de obtenção da microestrutura martensítica, sendo um subsídio para análise de microestruturas formadas após soldagem com consumíveis com composição química conforme tipo 410.

ANÁLISE % PESO

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Nb	V
0.12	0.40	0.50	0.020	0.010	12.5	-	0.20	-	-	-

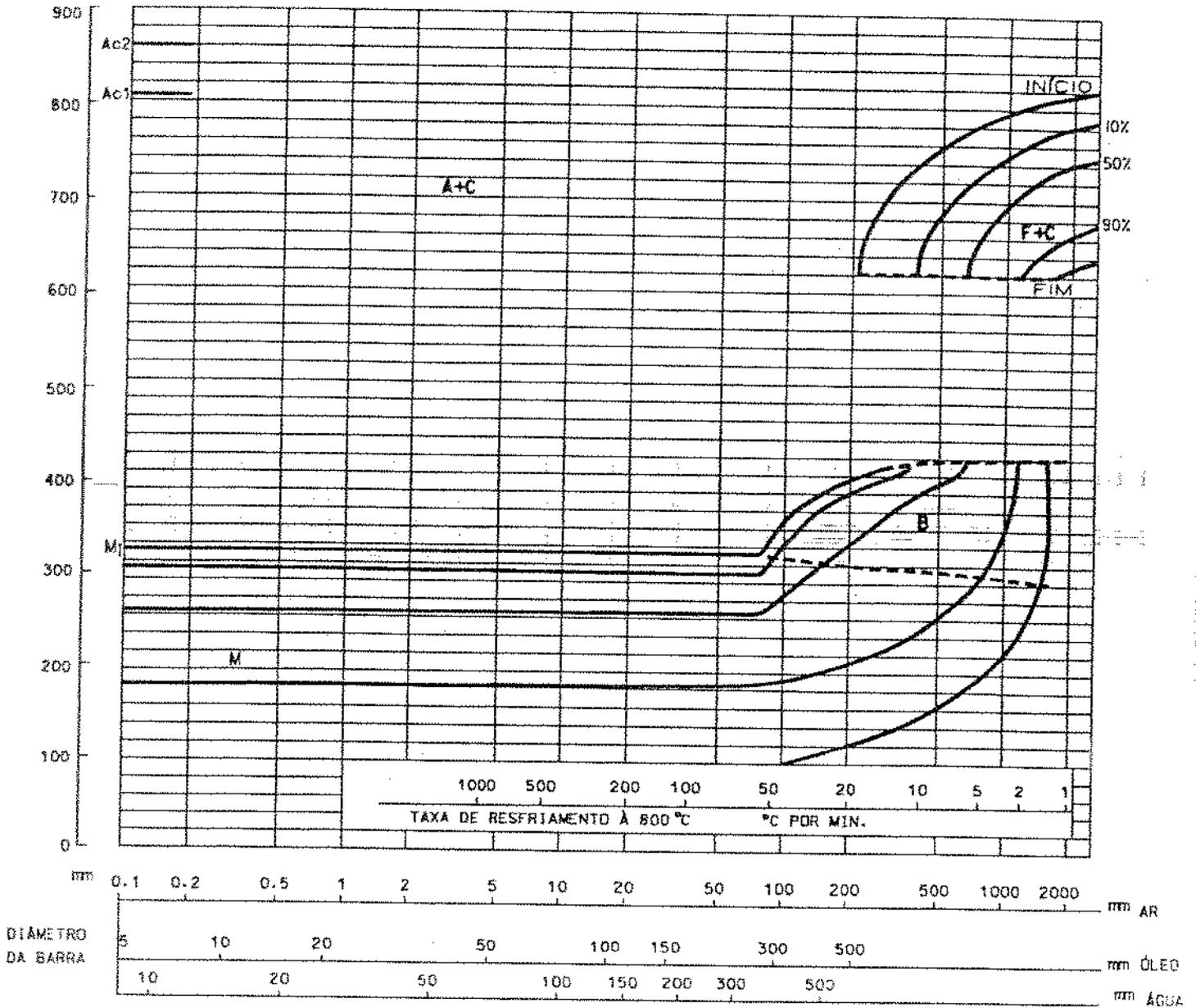


Figura 2.2. Diagrama de transformação Resfriamento Contínuo X Tempo para o aço martensítico tipo 410 (5).

O tratamento térmico pós-soldagem mais comum consiste num aquecimento da solda até 732 ou 780 graus C, mantendo esta temperatura por cerca de 1 hora por polegada (25,4 mm) de espessura. Se possível, o resfriamento deve ser controlado a uma taxa de 50 graus C por hora, até 593 graus C. Abaixo deste ponto, resfriamento ao ar é adequado. Este tratamento conduz toda a estrutura a um alívio de tensão, ou a uma condição de parcialmente aliviado (6).

Se alta dureza for requerida, a peça deve ser aquecida até 1040 graus C para austenitizar, seguida por uma têmpera e revenimento a 150 até 260 graus C, dependendo da dureza final desejada. A dureza tende a ser maior com temperaturas de revenimento mais baixas, pois mais martensita estará retida (6)(7).

2.1.2. Soldagem de aços baixo carbono.

Os aços mais comumente aplicados em processos de fabricação ou reparos que envolvam soldagem são aqueles com graus de carbono abaixo de 0,3% (em alguns casos 0,26%) que chamamos estruturais e com baixa concentração de elementos de liga que não requerem normalmente pré-aquecimento ou somente baixas temperaturas deste. A concentração de elementos de liga deve ser baixa o suficiente a fim de não haver tendência ao endurecimento por têmpera. O processo de fabricação do aço baixo carbono, ou seja, fundição, forjamento, laminação dentre outros, é importante na definição do procedimento de soldagem a ser adotado. Este material é, geralmente, de boa soldabilidade, não requerendo cuidados especiais, como tratamentos térmicos (6)(8)(9).

2.2. Soldagem de revestimento.

2.2.1. Definições.

As pesquisas envolvendo a aplicação de soldagem de revestimento na fabricação e recuperação de componentes metálicos (principalmente em aços) têm sido desenvolvidas de forma acentuada ultimamente, complementando-se com a posterior usinagem destas superfícies soldadas (10)(11).

A soldagem de revestimento ou de recobrimento consiste na deposição de um consumível de soldagem com características em geral mais nobres ao metal base, visando aplicações específicas como maiores dureza, resistência ao desgaste e/ou à corrosão, as quais o metal base não seria tão performante quanto o material do recobrimento. A deposição do consumível pode ser executada em passes simples ou múltiplos, aplicando-se a tarugos, barras, tubulações, chapas e perfis, dentre outras formas de metal base.

Neste sentido, alguns parâmetros devem ser controlados tais como aqueles normalmente monitorados como tensão de arco, corrente elétrica e velocidade de soldagem.

O insumo de calor aplicado num cordão de solda que represente a segunda camada do revestimento deve ser bem analisado a fim de não implicar na ocorrência de trincas . O problema crítico é conciliar as altas tensões do material para amplas faixas de temperaturas que resistam às acomodações de contração deste (11).

A aplicação da soldagem de revestimento necessita estar bem definida pois a altura do cordão de solda não pode ser excessiva tal que implique na perda acentuada de material do revestimento num processo de fabricação subsequente à soldagem (Exemplo: usinagem), conciliando uma penetração do cordão que não produza uma zona afetada pelo calor larga e com regiões de alta dureza.

2.2.2. Critérios de escolha de processo para soldagem de revestimento.

Alguns exemplos de processos já utilizados em soldagem de revestimento são os seguintes: soldagem a arco elétrico com eletrodo revestido (12), soldagem a arco submerso (11)(13)(14), soldagem a plasma (11), soldagem a arco elétrico com eletrodo não consumível (TIG) (15)(16), soldagem a arco elétrico com proteção gasosa (MIG/MAG) semi-automática e automática (15)(16)(17) e soldagem a arco elétrico com eletroescória ("electroslag") (18).

Os processos de soldagem adotados para operacionalização da soldagem de revestimento devem ser baseados em critérios de vital importância para escolha como: aplicação (19), versatilidade do processo, controle da diluição, produtividade, investimentos necessários e flexibilidade para expansão futura (16).

Aplicação: devido ao fato dos componentes revestidos serem de grande porte, grosseiros, submeterem-se a meios poluídos e sob condições de soldagem adversas, existe uma tendência de revestí-los com material e processo menos onerosos, mais rápidos ou mais disponíveis. Esta inclinação é, muitas vezes, reforçada pela crença que todos metais duros são similares e aumentarão muito a vida do componente. Tal retórica aproximação tem uma mínima chance de sucesso e grande oportunidade de gerar desapontamento. Problemas mal analisados podem resultar em falhas catastróficas. Se resultados ótimos devem ser obtidos, um estudo de engenharia deve ser desenvolvido para seleção e aplicação dos processos e materiais mais adequados. Resultados otimizados implicam em vida longa do revestimento e minimização dos custos. Estes são obtidos quando os fatores que influenciam a performance das ligas revestidas são entendidos e considerados na escolha do processo e material apropriados para a aplicação específica.

Do ponto de vista de usuário e fabricantes, seria desejável que todas as áreas revestidas pudessem resistir simultaneamente às

diversas ações destrutivas como abrasão, erosão, impacto, alta temperatura e corrosão, mas isto não é possível. Identificar e entender as causas destas ações para definição de opções otimizadas desde a concepção do projeto implicam em acentuados benefícios (19).

Quanto à *versatilidade do processo*, componentes são fabricados em variedades de formas e dimensões. É esperada, também, uma expansão da gama de produtos a serem revestidos no futuro, incluindo flanges e feixes de tubos de trocadores de calor. Assim, o processo requerido deve ser capaz de depositar metal de solda sobre áreas extensas (grandes comprimentos e diâmetros) ou extremamente pequenas de difícil acesso. Acesso tem importância acentuada ou seja, um processo que possa revestir a face de um flange de pequeno porte mas não atinja os furos deste é limitado.

Quanto ao item *diluição*, é essencial que o processo seja viável e econômico. Baixos ou altos valores de diluição dependem de quanto de metal substrato pode resultar no revestimento obtido. Baixa diluição pode ser aceita enquanto se mantiver fusão adequada e consistente no contorno da fusão. Um importante critério para desenvolvimento do revestimento é a minimização das distribuições de temperaturas e tensões na região da solda (15).

Outro fator importante é a *produtividade*. Bom controle de processo a fim de assegurar a ampla e eficiente utilização dos equipamentos se faz necessário. Tempos de substituições, de soldagens e do ciclo total envolvido necessitam ser relativamente curtos. A habilidade em obter uma larga faixa de taxas de deposição, mantendo o controle sobre diluição e características de fusão é essencial. Custos de manutenção e ciclos de limpeza devem ser considerados. Além disso, o processo requerido deve evitar trabalho manual intensivo e, conseqüentemente, ser passível de automação.

O *custo inicial do investimento* a ser dispendido deve ser analisado significativamente na seleção do processo disponível, particularmente no caso da soldagem de revestimento ser uma nova atividade da empresa.

A *flexibilidade para expansão futura* está relacionada a técnica e processo adotados implicando em prever capacidade para expansão, tanto sob o aspecto produtividade quanto à versatilidade, possibilitando aumento de demanda ou modificação futura da aplicação. São consideradas duas opções para esta expansão: adquirir equipamentos auxiliares às unidades de soldagem como osciladores, manipuladores e outros módulos robóticos de alta tecnologia ou comprar novas unidades de soldagem adicionais, sendo esta última adotada se a unidade atual estiver saturada.

2.2.3. Tipos de revestimento.

Analisando-se os diversos parâmetros envolvidos em revestimento, podemos classificar os tipos de revestimento em:

- endurecimento superficial: quando o requisito básico é a dureza da superfície, não havendo preocupação com qualquer processo de fabricação posterior (exemplo: usinagem).

- resistentes ao desgaste e/ou impacto: quando o revestimento deve conciliar dureza e ductilidade, a fim de não se desgastar com facilidade e, ao mesmo tempo, não possibilitar ocorrência de trincas. Um parâmetro de diferenciação entre este tipo e o anterior pode ser a espessura do revestimento.

- resistentes à corrosão: utilizado para atmosferas ou fluidos agressivos onde o revestimento atua como sobresspessura de corrosão sendo um fator de projeto.

- para recuperação ou reparos de manutenção: pode englobar todos os tipos citados anteriormente pois depende da aplicação já existente. É largamente utilizado nas indústrias petroquímicas, químicas, mecano-metalúrgicas, navais, nucleares, automobilísticas, etc...

Para aplicação dos tipos de revestimentos, os responsáveis pela definição de depósitos de revestimento têm três opções disponíveis: recobrimento propriamente dito, solda em ranhura ('groove-weld') e solda de canto ('corner-weld'). A Figura 2.3. ilustra os tipos de opções disponíveis.

Onde quer que seja possível, a aplicação do recobrimento propriamente dito é mais recomendável, pois implica em menor custo e maior facilidade. Cordões de solda do tipo gruta depositados em superfícies profundas propiciam aderência satisfatória. Grutas, inseridas nas bordas para redução de concentração de tensões deve ser profunda o suficiente para conter a profundidade total do depósito de revestimento e a quantidade do mesmo que possa ser tolerada. Para revestimento por soldagem a arco, o projetista normalmente especifica dois passes de solda, sendo cada um de 2,0 a 6,0 mm de espessura, pois o metal base tende a diluir o primeiro passe em 40%. Os depósitos de recobrimento não requerem, em geral, preparação de superfície além da rugosidade natural da peça, enquanto que os outros dois tipos devem ter preparação da superfície através do acabamento superficial usinado.

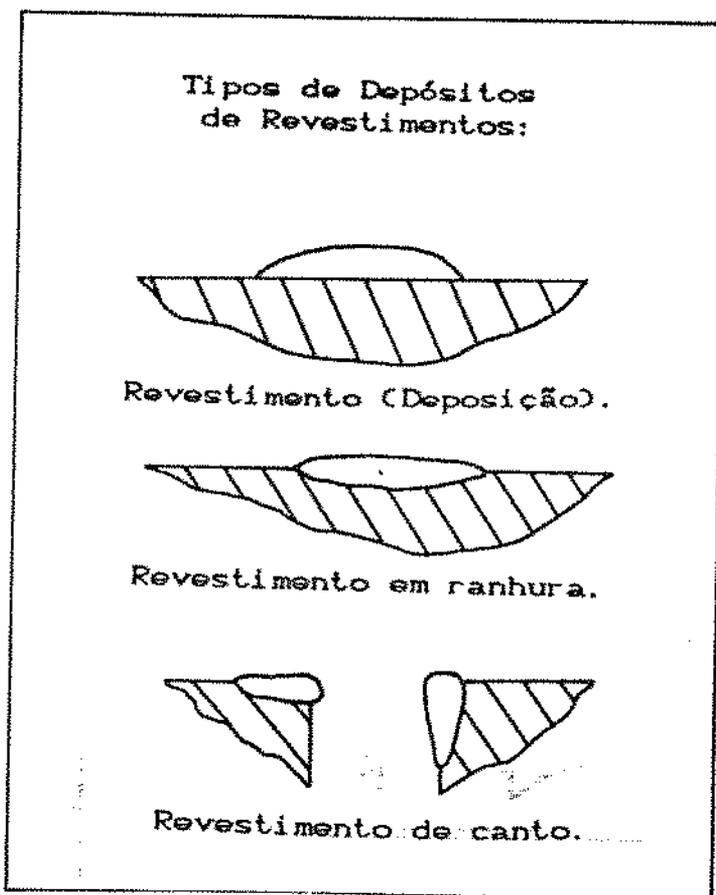


Figura 2.3. Tipos de depósitos de soldagem de revestimento (7).

Alguns exemplos de famílias de componentes em que a soldagem de revestimento é utilizada na fabricação ou recuperação destes podem ser citadas como:

- fabricação de tubulações e acessórios destas (16), recuperação de carcaças, eixos, rotores e componentes de bombas hidráulicas e compressores (7)(14);
- reparos e fabricação de rolos cilíndricos de laminação em processos de lingotamento contínuo nas indústrias siderúrgicas (13);
- recuperação de lâminas e dentes de máquinas do tipo escavadeiras e terraplanagem (7)(14).

Estas famílias de componentes são ilustradas na Figura 2.4., destacando-se principalmente as aplicações que envolvem revestimento duro (com dureza acima de 30 Rc).

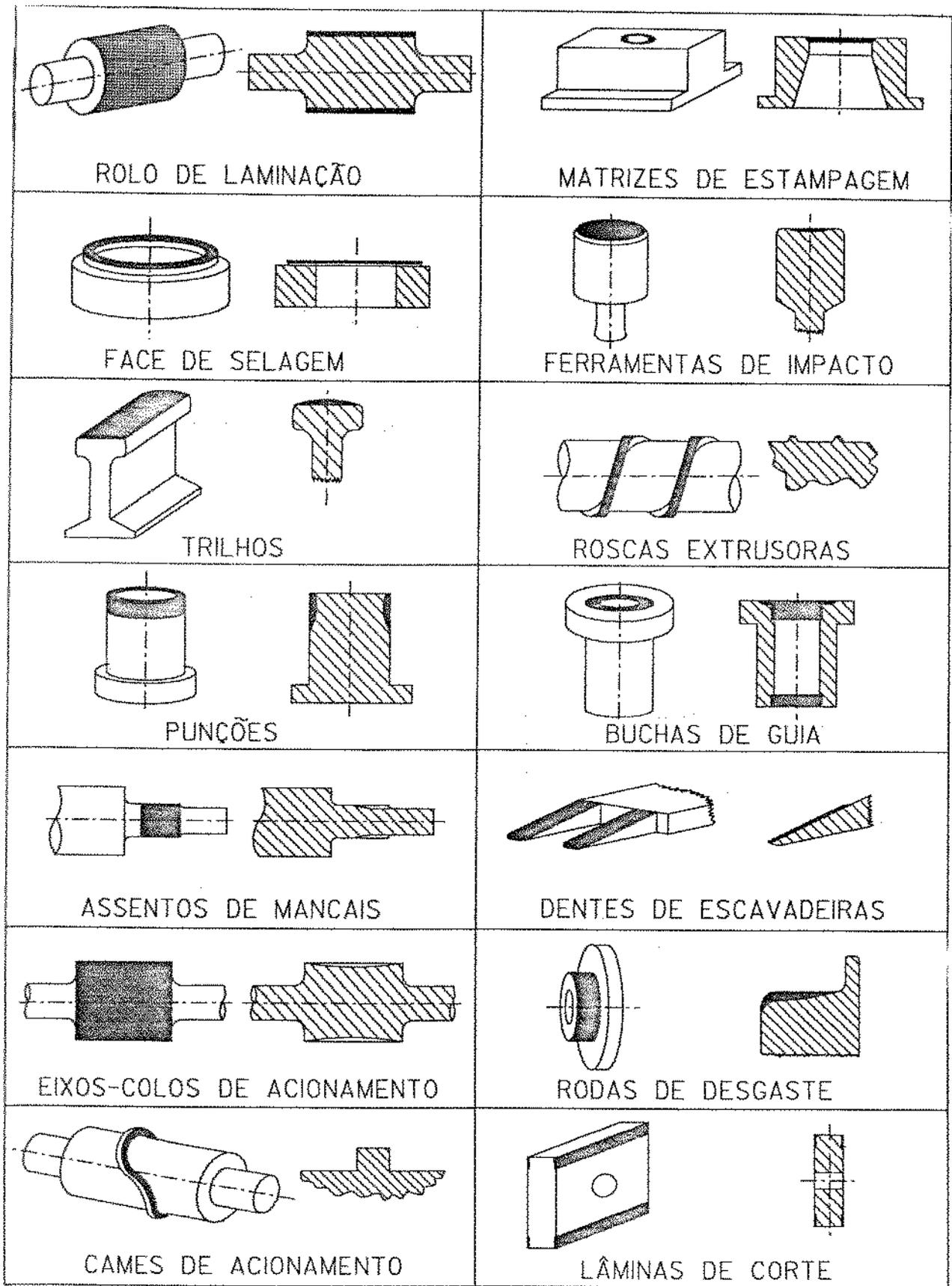


Figura 2.4. Exemplos de aplicações de revestimento duro (7).

2.2.4. Aspectos econômicos da soldagem de revestimento.

Os benefícios econômicos e aparente melhoria das superfícies soldadas conduzem as grandes instituições acadêmicas e tecnológicas a desenvolverem pesquisas nesta área (11)(13)(17). As principais análises de custos são elaboradas envolvendo as recuperações via soldagem de revestimento, comparando-se os custos dos reparos e das peças novas, ponderando-se a vida útil estimada nos dois casos. O ponto limite do quão mais barato deve ser a recuperação é o desafio a ser determinado. Obter um custo exato torna-se difícil pois existem muitos métodos de cálculos que nem sempre são comparáveis entre si. No caso de rolos cilíndricos de laminação, o custo de reparo pode ser desmembrado em três partes principais:- soldagem, usinagem e tratamento térmico. A Figura 2.5. mostra uma análise qualitativa deste custo de reparo.

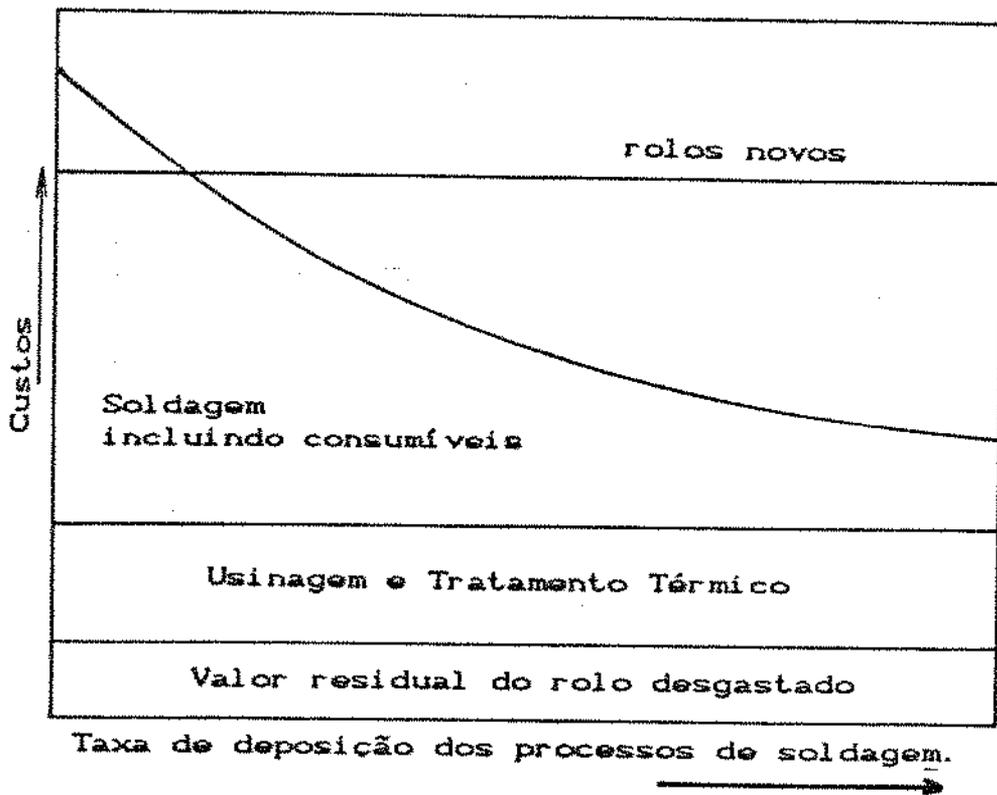


Figura 2.5. Custo de reparo por revestimento soldado desmembrado em fases de fabricação (13).

O custo do reparo via soldagem reduz-se a um nível estável conforme a produtividade do processo de soldagem é aumentada, havendo um ponto de cruzamento em que a soldagem é mais barata que a substituição. A usinagem e tratamento térmico têm custos constantes para um dado processo de soldagem, podendo variar de

processo para processo. Por exemplo, processos que propiciem maior quantidade de escórias implicam na necessidade de maior tempo de usinagem. Os custos de soldagem expressos em termos de custo/kg de depósito de solda incluem salários, consumíveis, custo de energia elétrica e de usinagem. Experiência tem mostrado que os custos de energia e usinagem são relativamente baixos e para esta proposta de cálculo não serão incluídos. Uma equação simplificada para determinação dos custos de soldagem pode ser expressa por:

$$T = \frac{W}{H.z} + \frac{Pr}{N} \quad \text{Equação 2.3. (13)}$$

onde

- T: custo total do depósito de solda, em unidade monetária (u.m.)/kg;
 W: salários + encargos, em u.m./h;
 H: taxa de deposição, em kg/h;
 z: fator de tempo do arco;
 Pr: preço do consumível de soldagem, em u.m./kg;
 N: eficiência do processo (com ênfase ao consumível).

Os principais fatores que podem influenciar qualquer processo dado são taxa de deposição e fator de tempo de arco. Quanto maiores estes dois fatores, menor o custo total. O custo do consumível é o fator limitante e causa a variação da curva mostrada na Figura 2.5.

As abordagens tratadas para recuperação de componentes são base para a análise na fabricação de novas peças.

Para viabilizar a recuperação de garras e sapatas de cobre dos fornos elétricos de Aciaria, desenvolveu-se a soldagem do cobre sem pré-aquecimento pelo processo a arco elétrico sob proteção gasosa (MIG), onde exemplos numéricos de análise de custos são avaliados e servem de base para futuras aplicações. A recuperação de garras representa aproximadamente 8% do custo de uma peça nova e a de sapatas 33%, garantindo-se as mesmas condições de qualidade e vida útil (17).

2.3. Soldagem a arco elétrico sob proteção gasosa (GMAW).

O processo de soldagem a arco elétrico sob proteção gasosa (também conhecido por MIG/MAG - "Metal Inert Gas/ Metal Active Gas) é aquele no qual o calor de soldagem é gerado por um arco entre o consumível de soldagem e o metal de trabalho. O consumível, um arame sólido que é continuamente alimentado na área de solda, se transforma no metal de enchimento conforme vai sendo consumido. O arame/eletrodo, poça de solda, arco e demais áreas

adjacentes do metal base são protegidas de contaminações de atmosferas externas por um gás de proteção ou mistura de gases, alimentados através da tocha de soldagem. A proteção gasosa deve ser total, pois pequenas quantidades de contaminações provenientes do ar são consideradas prejudiciais (2)(8)(21).

Este processo resolve a restrição de comprimento de eletrodo peculiar do processo de soldagem manual a arco com eletrodo revestido (SMAW) bem como a falta de flexibilidade em posições de soldagem do processo a arco submerso (SAW).

2.3.2. Princípios de operação / Equipamentos de soldagem.

O gás de proteção tem a capacidade de proteger o metal durante a soldagem, produzindo um gás que desloca a atmosfera rica em oxigênio da região da solda. A Figura 2.6. mostra esquematicamente o processo de soldagem a arco elétrico sob proteção gasosa (GMAW).

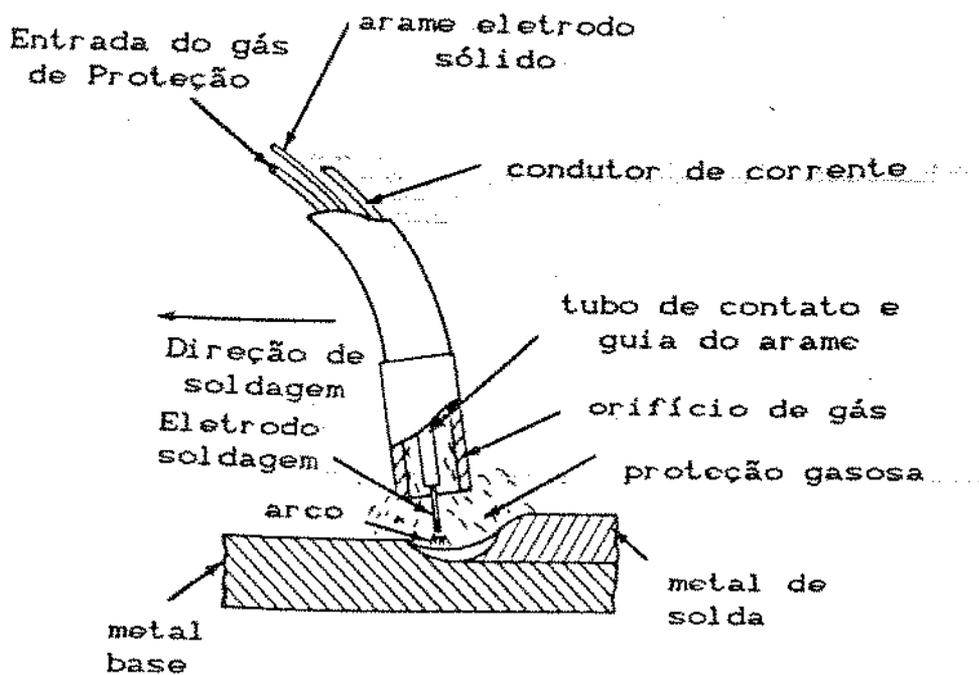


Figura 2.6. Representação esquemática do processo GMAW (1).

Neste processo, não ocorre a presença de escórias (não se usa fluxo), exceto para consumíveis com alto teor de silício que proporciona um filme vítreo de sílica, que é tratado como escória.

A Figura 2.7. ilustra os equipamentos utilizados no processo de soldagem a arco elétrico sob proteção gasosa (GMAW). Estes equipamentos são basicamente:

- fonte de energia;
- alimentador de arame consumível;
- suprimento de gás de proteção;
- tocha de soldagem.

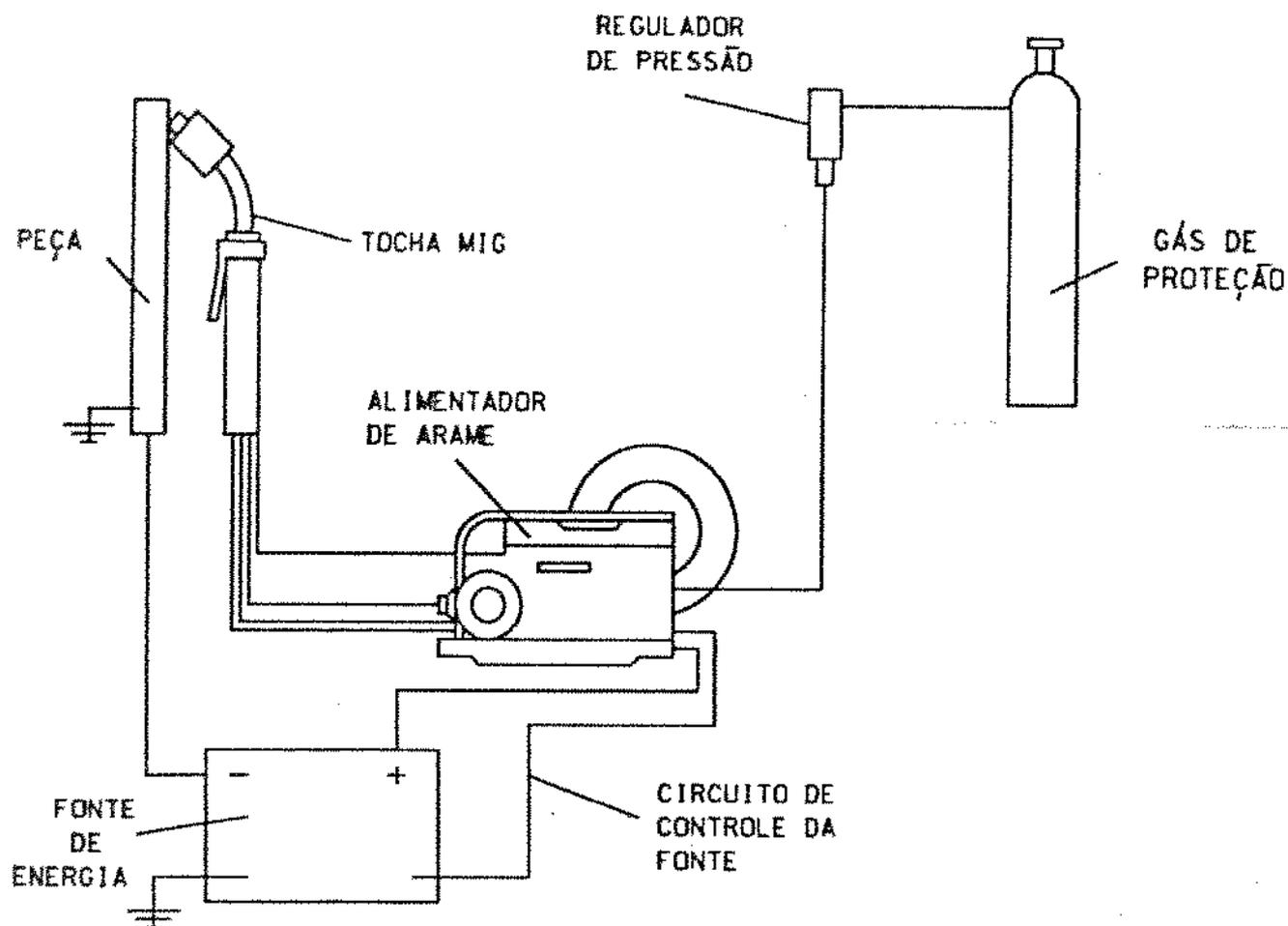


Figura 2.7. Esquema ilustrativo do equipamento de soldagem do processo GMAW (21) (22).

Normalmente, a fonte de potência tem uma característica de tensão elétrica praticamente constante, com uma curva típica tensão versus corrente.

2.3.3. Vantagens e desvantagens do processo GMAW para revestimento.

As principais vantagens deste processo em relação a outros que envolvem soldagem a arco (SMAW, SAW e soldagem a arco com eletrodo não-consumível - GTAW), também levando-se em conta o revestimento, são:

- facilidade para controlar baixos valores de insumo de calor;
- flexibilidade para total automação do processo, possibilitando repetibilidade dos cordões no revestimento;
- possibilidade de diferentes tipos de transferência de arco que implica numa ampla faixa de condições de soldagem;
- alimentação contínua do consumível, independe do soldador;
- ausência de escórias, implicando em melhor qualidade da solda;
- uso de arame de menor diâmetro que para processo SMAW para uma dada corrente de soldagem;
- resulta em metais de solda com baixos teores de hidrogênio, importante principalmente para aços endurecidos;
- menos gás e fumaça durante a soldagem;
- possibilidade de soldar ampla faixa de materiais e espessura;

Dentre as limitações do processo, principalmente relativo ao processo SMAW, pode-se citar:

- equipamento mais complexo e de maior custo;
- menor flexibilidade a regiões de difícil acesso.

2.4. Controle da diluição na soldagem de revestimento.

Estudos e análises dos fatores que influenciam o produto final contribuem para prever o resultado/estrutura de uma superfície soldada por revestimento e as diversas possibilidades de deterioração desta. O controle da diluição é essencial para a aplicação ser viável e econômica (16), pois a união de metais dissimilares (metal base e de adição) envolve uma série de

problemas metalúrgicos que modificam as composições e possivelmente as estruturas metalúrgicas do cordão de solda (14), influenciando diretamente na seleção do consumível de soldagem (23).

A composição híbrida de um cordão de solda pode ser calculada pela relação entre o volume do metal base fundido e o do cordão total. Esta relação pode ser baseada nas medidas das áreas das seções transversais. A diluição pode ser expressa em porcentagem como:

$$\text{Diluição (\%)} = \frac{\text{área do metal base na solda (B)}}{\text{área total da solda (A + B)}} \times 100 \quad \text{Equação 2.4.}$$

A Figura 2.8. representa esquematicamente um cordão de solda e as regiões abordadas na equação anterior (2), demonstrando os parâmetros que definem as características geométricas do cordão de solda como altura (h), largura (l) e penetração do cordão (p).

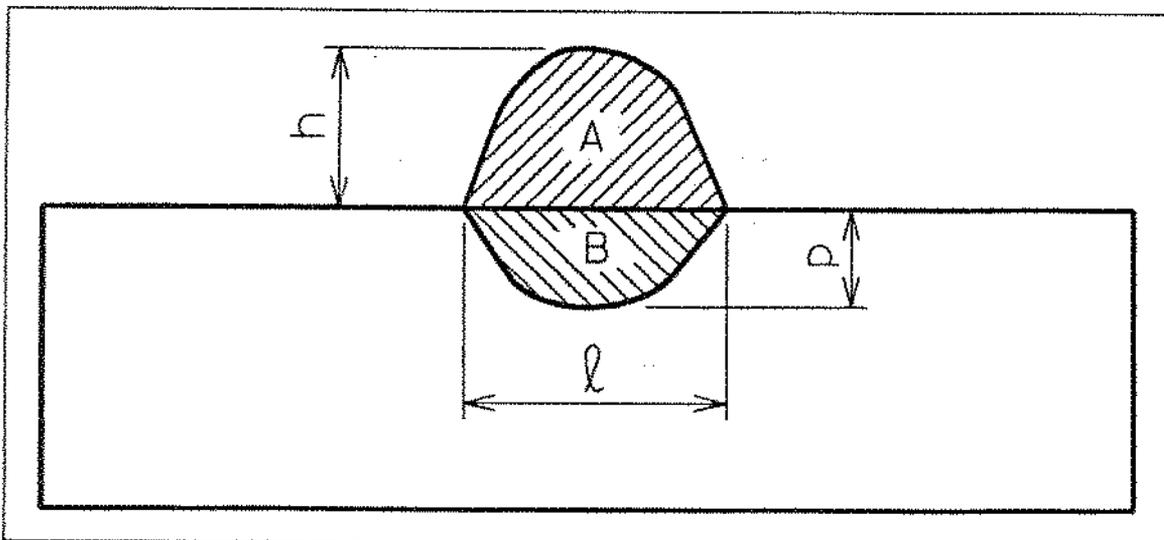


Figura 2.8. Representação esquemática da diluição e das características geométricas em cordões de solda (2).

Algumas vezes, estimativas baseadas no comportamento esperado do processo são satisfatórias, mas aplicações críticas, especialmente envolvendo resistência à corrosão e ao desgaste (revestimento duro), demandam maior conhecimento exato e controle da composição do depósito na superfície. A boa prática da Engenharia requer um conhecimento satisfatório dos efeitos da composição nas propriedades críticas, uma avaliação quantitativa da diluição ou padrão resultante e permite a análise da taxa de resfriamento pós-soldagem e seus efeitos nas mudanças metalúrgicas.

Como uma aproximação, o primeiro passe de um cordão a arco manual conterá cerca de 50% de metal base e 50% de enchimento. Com cuidado, este valor pode ser restringido a 30% de base e 70% de enchimento. Com transferência a curto circuito, a soldagem a arco elétrico sob proteção gasosa pode limitar a diluição a um mínimo de 5% (24). Em todos os métodos, oscilação e 'costura trançada' do eletrodo tende a reduzir a diluição. A forma do cordão de solda e sua localização em vários passes também influenciam a diluição.

Davies (2) aponta valores médios de diluição para alguns processos, como a seguir:

SOLDAGEM A ARCO SUBMERSO	25-40%
SOLDAGEM A ARCO COM ELETRODO NÃO-CONSUMÍVEL (TIG)	25-50%
SOLDAGEM A ARCO SOB PROTEÇÃO GASOSA (TRANSFERÊNCIA SPRAY)	25-50%
SOLDAGEM A ARCO SOB PROTEÇÃO GASOSA (TRANSFERÊNCIA GOTA)	15-30%

Absorção (de impurezas normalmente) ou 'pick-up' é o termo aplicado à transferência de elementos do metal base ou eletrodos não consumíveis ao cordão de solda e está associado à diluição. Este deve ser mantido o mais baixo possível. Exemplo de 'pick-up' ocorre no processo a arco elétrico com eletrodo não consumível (TIG) com a absorção de partículas de tungstênio na solda, devido principalmente a altos valores de corrente elétrica. Outro caso ocorre para um aço do tipo endurecível ao ar que dependa da transformação da martensita durante resfriamento, onde a absorção de manganês do metal base pode estabilizar a austenita do depósito de solda, não endurecendo normalmente. Neste caso, o uso de múltiplos passes para minimizar a taxa de manganês na superfície ou a adoção de consumíveis formulados para tolerar a absorção do manganês são requeridos (2).

Sharples e Gooch (12) estudaram o efeito das variáveis de soldagem em trincas no depósito de revestimento (2 passes), utilizando processo de soldagem a arco elétrico com eletrodo revestido (SMAW), à base de Cobalto (AWS A5.13 E CoCrB), com substrato aço Carbono 0.4% de C. O enfoque principal concentrou-se na diluição, temperatura de pré-aquecimento e dureza. A

extensão da diluição foi medida através da concentração de Ferro presente no depósito de solda utilizando-se análise de raio X de energia dispersiva conjugado a um microscópio eletrônico de varredura. A diluição representada pela concentração de Ferro aumentou com o acréscimo da corrente elétrica e, numa menor extensão, com o pré-aquecimento como representado na Figura 2.9.

O estudo mostrou que quanto maior a concentração de Ferro no depósito de solda de revestimento, mais pobres serão suas propriedades.

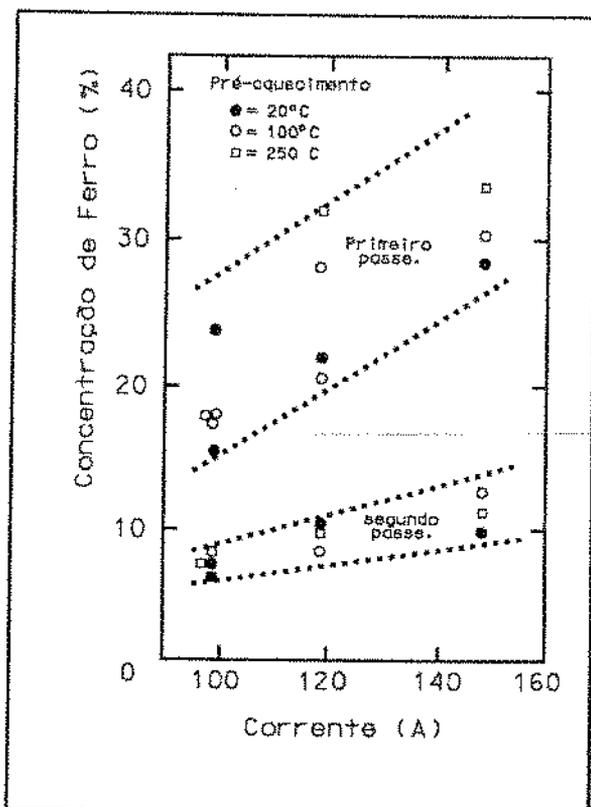


Figura 2.9.: Efeito da corrente na diluição representada pela concentração de Ferro no depósito (12).

A relação entre dureza e diluição foram representadas na Figura 2.10., levando-se a concluir que a dureza cai em níveis de diluição mais altos. Ao redor dos pontos de medição de dureza, trincas não foram observadas.

O aumento da diluição é importante para evitar trincas pois reduz a heterogeneidade da composição entre consumível e substrato bem como proporciona depósitos mais acomodados e suaves pela diminuição da probabilidade de ocorrências de carbonetos.

A tendência para utilização de níveis de diluição altos com o objetivo de diminuir a probabilidade de trincas pode conduzir à adoção de condições de soldagem severas que podem não implicar na máxima performance do revestimento durante a aplicação. Ou seja, deve haver um compromisso entre o aumento da diluição e análise das condições de soldagem adotadas.

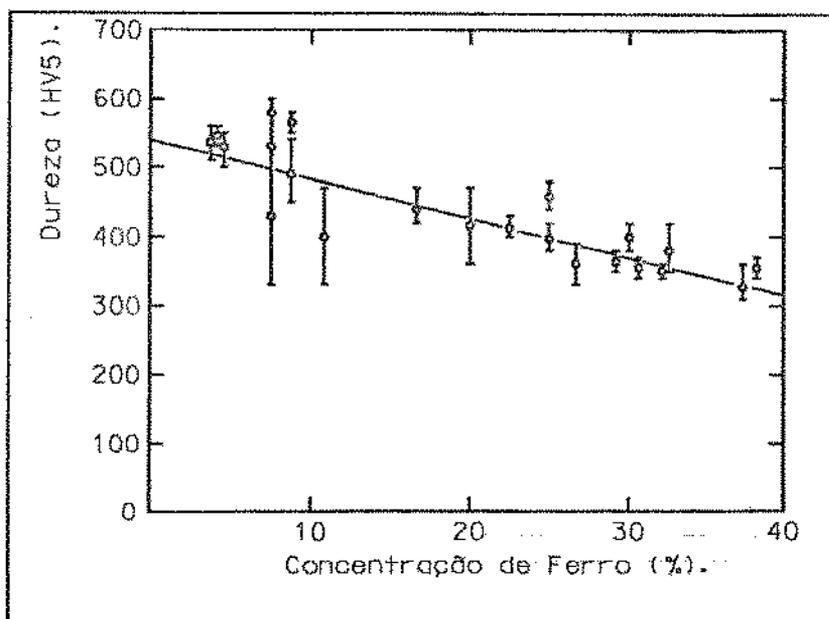


Figura 2.10.: Efeito da diluição do depósito na dureza, representada pela concentração de Ferro (12).

Neste sentido, estes mesmos autores (12) sugeriram um nomograma para a aplicação específica estudada que relaciona a taxa de resfriamento necessária para evitar trincas a um valor de diluição requerido que está diretamente relacionado às condições de soldagem. Este nomograma está representado na Figura 2.11.

A diluição foi o fator principal influenciando a presença de trincas no primeiro passe, via seu efeito na taxa de carbonetos tendo como nível mínimo crítico 20% de diluição, independente da taxa de resfriamento aplicada.

Como representado na Figura 2.10., qualquer primeiro passe do revestimento que tenha dureza abaixo de 450 HV, tende a não apresentar ocorrência de trincas de solidificação ou pelo hidrogênio principalmente no revestimento (referência desta aplicação específica). A probabilidade de ocorrência de trincas é maior no segundo passe como resultado da baixa diluição e dureza mais alta dos depósitos.

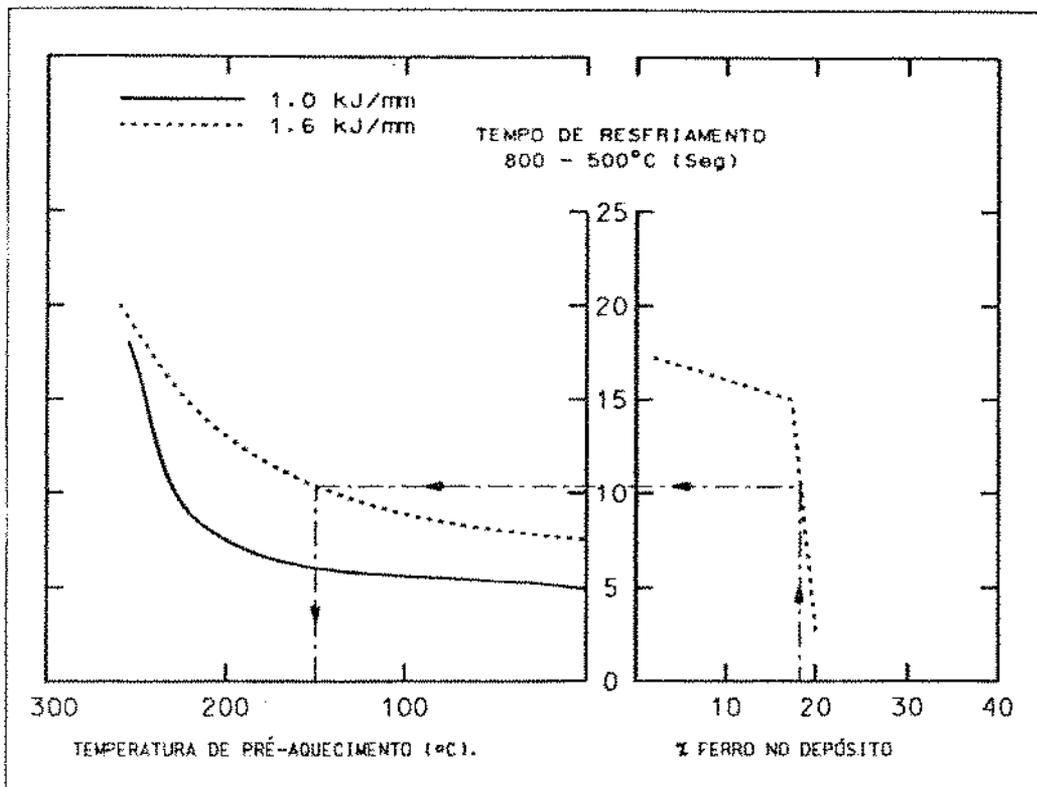


Figura 2.11: Nomograma proposto para processo SMAW relacionando concentração de Ferro especificada no depósito, com a não ocorrência de trincas no revestimento (12).

2.5. Efeito do insumo de calor e parâmetros de soldagem nas características do revestimento.

2.5.1. Insumo de calor - Definições.

A área de concentração do insumo de calor é reduzida quando comparada às dimensões globais da peça. Três variáveis determinam o valor do insumo de calor aplicado à peça:

- a magnitude da taxa de insumo de energia (o produto da eficiência e a energia por unidade de tempo produzida pela fonte de potência, usualmente expressa em watts);
- a distribuição do insumo de calor;
- a velocidade de soldagem.

O insumo de calor é normalmente caracterizado por uma simples variável "H" que é a relação entre a potência do arco entrando na peça e a velocidade de soldagem (1). Porém, certas condições requerem que a taxa de insumo de calor e a velocidade de soldagem sejam tratadas separadamente quando se descreve o ciclo térmico da solda nas vizinhanças do metal de solda e zonas afetadas pelo calor.

A Eficiência do arco, f_1 , está definida pela relação entre a energia realmente transferida à peça de trabalho e a energia produzida pela fonte de potência. Quatro valores estimados de eficiências de arco são mostrados na Figura 2.12. para os respectivos processos:

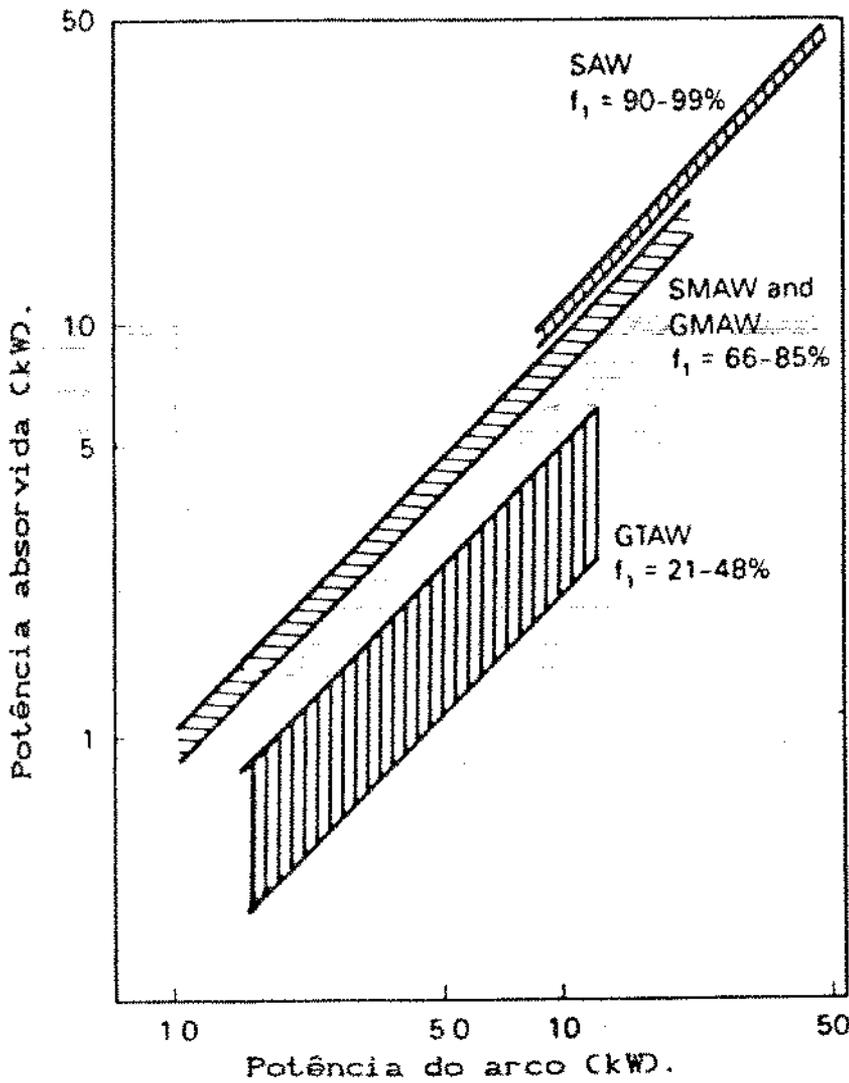


Figura 2.12. Eficiências de arco medidas para os processos a arco submerso (SAW), a arco elétrico sob proteção gasosa (GMAW), com eletrodo revestido (SMAW) e com eletrodo não consumível (GTAW) (1)(25).

A expressão do insumo de calor H pode ser expressa pela Equação 2.5., em Joule por milímetro (J/mm):

$$H = f_1 \frac{V \cdot I \cdot 60}{V_{\text{sold}}} \quad \text{Equação 2.5. (1)}$$

onde

V = tensão de arco elétrico (voltagem) da fonte de potência durante soldagem, Volts

I = corrente elétrica da fonte na soldagem, Ampères

V_{sold} = velocidade de soldagem, mm/min

f_1 = eficiência do arco.

O fluxo de calor padrão resultante de uma fonte de calor em movimento é tri-dimensional; gradientes de temperatura existem através da espessura da solda bem como nas direções paralelas e transversais à de soldagem. Entretanto, este fluxo de calor padrão pode ser simplificado na soldagem pelas seguintes hipóteses (2):

- a energia da fonte de calor é aplicada/a uma taxa uniforme;
- a fonte de calor se movimenta a uma velocidade constante e em uma linha direta relativamente à peça;
- a seção transversal da junta soldada é constante;
- os efeitos resultantes do início e fim da soldagem são desprezados.

Sob estas condições, a distribuição de temperatura x tempo em qualquer seção transversal da solda normal à direção de soldagem é a mesma em qualquer outra seção transversal, exceto para um longo período de tempo de resposta entre duas seções transversais. Este tipo de ciclo térmico de solda é denominado 'quasistacionário' (quase-estacionário) e tem sido frequentemente a base para modelos analíticos para cálculos de temperaturas de soldagem (2).

Analisando o ciclo térmico do metal base, um fato interessante que ocorre na maioria das situações práticas de soldagem é que a velocidade do arco ao longo da peça de trabalho é muito maior que a velocidade de difusividade térmica, ou seja, o fluxo de calor na direção de soldagem é pequeno quando comparado à direção

perpendicular. Isto implica que uma determinada fatia do metal base 'sente' o ciclo de solda como um intenso e curto pulso de calor da potência linear q/v . O tempo gasto para dissipar/este pulso de calor na fatia em peças com espessura fina é proporcional à condutividade térmica, enquanto que para espessura grossa, é proporcional ao calor específico por unidade de volume do metal base e à difusividade térmica. Assim, o ciclo térmico no metal base pode ser representado por um simples diagrama temperatura X tempo. Nas medidas experimentais do ciclo térmico da solda, têm sido obtido que, para determinados processo, geometria de solda e material, o tempo de resfriamento entre a faixa de 800-500 graus C permanece constante, pelo menos com relação ao metal base afetado pelo calor (a uma temperatura de pico, $T_p < 900$ graus C), ou seja, q/v é diretamente proporcional a $t_{8-5} = \text{constante}$. A temperatura de 800 graus C é importante na maioria dos aços pois representa aproximadamente a temperatura de transformação A3 de ferro gama (austenita) a ferro alfa (ferrita). Importante notar que, muitas vezes, pode ser conveniente expressar o ciclo térmico em termos do insumo de calor q/v e da espessura da peça d . Pela derivação de t por métodos gráficos, representamos as variações por nomogramas. Como mostra a Figura 2.13., Inagaki e Sekiguchi (26) desenvolveram

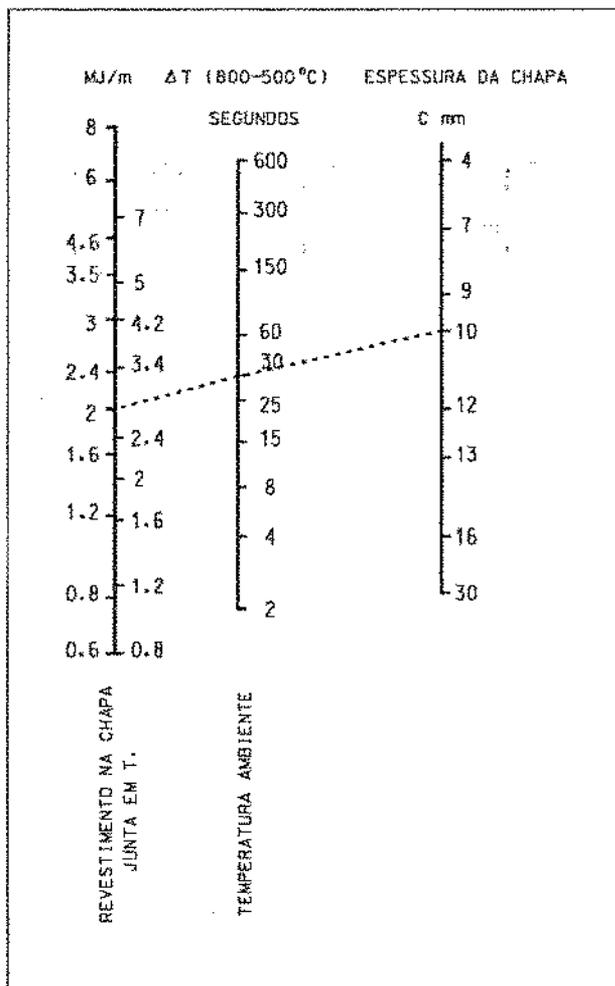


Figura 2.13.: Nomograma para cálculo do tempo de resfriamento no caso de soldagem a arco sob proteção de CO_2/O_2 . (26).

modelamento matemático propiciando a comparação dos tempos de resfriamento, para soldagem a arco sob proteção gasosa de CO_2/O_2 , de soldas de recobrimento propriamente dito e de junta em T e os insumos de calor envolvidos.

2.5.2. Influência do insumo de calor e parâmetros de soldagem no revestimento.

Escolhido o processo a ser utilizado para executar a soldagem de revestimento, o passo seguinte é a definição dos parâmetros a serem aplicados e a influência destes parâmetros de soldagem nas características do cordão de solda e, mais especificamente, no revestimento.

O tempo de solidificação é diretamente proporcional ao insumo de calor. Para faixas de potência de arco e velocidades de soldagem encontradas em soldagens mais comerciais, o insumo de calor H pode ser tratado como uma variável simples. No entanto, se o insumo de calor é aumentado reduzindo-se a velocidade de soldagem e aumentando a tensão elétrica a uma corrente constante, o relacionamento normal entre variáveis dependentes como área da seção transversal da solda e tempos de resfriamento podem ser distorcidas.

As propriedades mecânicas do metal de solda tais como tensões limites de escoamento e de ruptura são as propriedades médias da zona fundida das amostras do metal de solda, e conseqüentemente, quando considerando a performance global da solda, é útil adotar o insumo de calor como uma variável simples (26).

Frost e Vaughan (27) investigaram as variáveis de soldagem na estrutura e morfologia da solda, desenvolvendo modelamento matemático e nomogramas do insumo de calor para recobrimento de ligas Fe-Cr-Al no processo de soldagem a arco elétrico sob proteção gasosa (MIG/MAG) mostrando que a tensão de soldagem (V) é uma função inversa da corrente elétrica de soldagem (I) que é função linear da velocidade de alimentação do consumível, analisando a influência da resistividade elétrica do consumível na inclinação da função corrente-velocidade de alimentação do consumível. A área da seção transversal da solda está linearmente relacionada ao insumo de calor pelo aumento deste pelos valores de corrente entre 600 e 800 A. Nesta aplicação para 440 A, a relação linear não é válida acima de 2000 J/mm (27). Nomogramas são concebidos a fim de se prover um mapa de controle de processo que pode ser utilizado para selecionar parâmetros usados futuramente em novos projetos de soldagem de revestimento.

Os dados da Figura 2.14. indicam que para um arame de aço com uma área de deposição de 5 mm^2 , um nível mínimo de insumo de calor de 0.25 MJ/m é requerido para produzir um revestimento de boa qualidade.

Estes mesmos autores (27) mostram que as melhores soldas foram produzidas com 0.25 a 0.40 MJ/m. O aumento da resistividade

elétrica das ligas Fe-Cr-Al deslocam a área de soldas aceitáveis para valores mais baixos de velocidade de alimentação do arame. O valor mais alto de insumo de calor causa maior crescimento de grãos na zona afetada pelo calor e maiores dendritas colunares na zona de fusão da solda. Isto reduz a área de superfície de contornos de grãos colunares e aumenta a segregação. O tamanho dos grãos na zona de fusão podem ser reduzido significativamente pela adição de nitrogênio no gás de proteção e pela formação de inclusões de nitretos (27). Os valores de tensão são referenciais e dependem da característica estática da fonte utilizada.

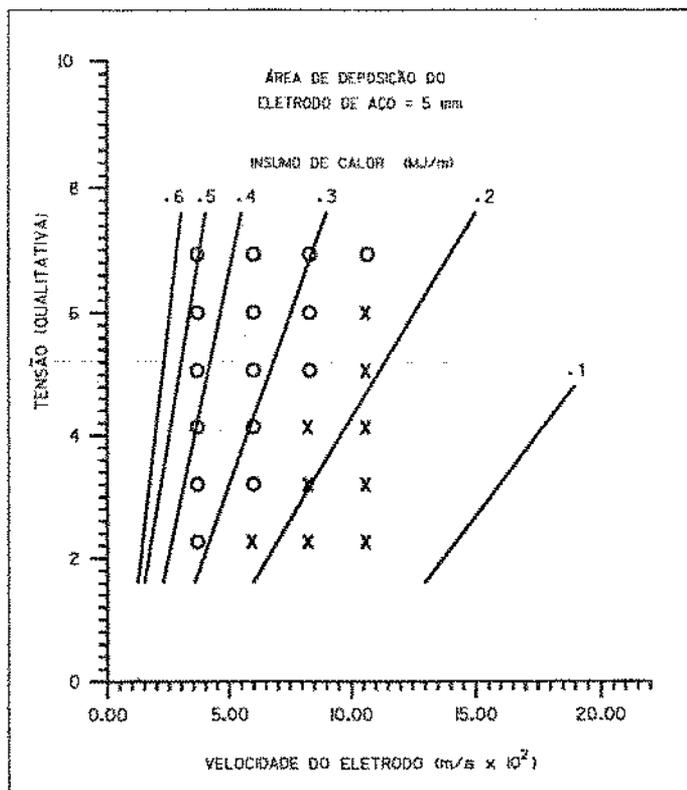


Figura 2.14. Soldas aceitáveis (O) e inaceitáveis (X) como função do insumo de calor na referência qualitativa da voltagem e da velocidade de alimentação do arame consumível para soldas de aço baixo carbono (27).

Pagani e Robinson (28) analisaram a microestrutura e propriedades mecânicas/eletroquímicas de depósitos de solda martensítico desenvolvidos para soldagem de aço duplex 12% Cr resistentes à corrosão. Foi encontrado que metais de solda tendo composições combinadas (e conseqüentemente estruturas duplex)

possuem propriedades de impacto melhores que o depósito com estrutura simples (tipo martensítica pura). Isto está amplamente relacionado com a dificuldade de controlar o tamanho de grãos do metal de solda. Pelo aumento de elementos estabilizantes de austenita obtendo-se predominantemente depósito de solda de martensita de baixo carbono, foi encontrado que uma tenacidade aceitável (> 30J a 20 graus C) pode ser aceita em condição de metal soldado (6). Os tamanhos dos grãos da microestrutura obtida variam dependendo da posição no cordão e da densidade de discordâncias resultantes do calor de passes múltiplos de revestimento. A dificuldade em diferenciar ferrita e martensita de baixo carbono revenida é grande pelo aumento de densidade de discordâncias da ferrita proveniente das tensões residuais geradas na solda durante o resfriamento. As propriedades de impacto e ductilidade obtidas para o processo de soldagem a arco manual foram melhores que as do processo a arco com arame pois a primeira envolve um menor valor de insumo de calor e condições de soldagem menos críticas. A fragilização da zona termicamente afetada não ocorreu pelo aumento da solução de carbono na matriz, mas sim pelo crescimento excessivo de grãos nesta zona. Materiais tendo maior valor de tensão ao escoamento tem maior resistência ao início de trinca por fadiga que com tensões menores.

Yang, Chandel e Bibby (14) analisaram os efeitos das variáveis de processo (corrente elétrica, tensão, velocidade de soldagem, ângulo de inclinação e diâmetro do eletrodo, bem como polaridade direta e inversa) na área do depósito de solda para soldagem a arco submerso para um valor constante de insumo de calor de 3,0 kJ/mm, envolvendo cordões individuais. A partir dos dados obtidos e através de equações de regressões lineares e curvilíneas, permitiram aproximações na previsão das formas das áreas dos cordões de solda. Usando polaridade direta com eletrodo negativo (diâmetros de eletrodo de 2.4, 3.2 e 4.0 mm) mostrou-se que o aumento da corrente elétrica de soldagem, para uma distância bico peça significativa (maior que 25,4 mm), implica num aumento da área média do depósito de soldagem. Para distâncias bico peça inferiores a 25,4 mm, a corrente não tem influência significativa nesta área.

Oh, Devletian e Chen (18) analisaram revestimentos de soldagem por eletroescória de baixa diluição para fabricações de componentes para indústria naval. Os metais bases utilizados foram aço carbono ASTM A 36 e aço inoxidável austenítico tipo 316, tendo como consumíveis aço inoxidável austenítico 308L, Inconel 625 e liga 70% Cobre 30% Níquel. O processo utilizado é característico de alta taxa de deposição. Neste caso, o enfoque é dado para diluição baixa, ou seja, abaixo de 20% a fim de que o revestimento tenda a permanecer mais próximo das propriedades do consumível (resistência à corrosão e desgaste), não ressaltando preocupações quanto à ocorrência de trincas. A corrente elétrica foi o principal parâmetro influenciando na taxa de deposição do metal de solda (em kg/h), bem como na penetração do cordão de solda. Como a diluição é dependente da taxa de deposição e penetração, o efeito combinado destes parâmetros implicou numa variação da diluição com a corrente elétrica. Estas influências são mostradas na Figura 2.15.

A Figura 2.16. mostra que, apesar da tensão do arco ser um parâmetro de controle crítico no processo de soldagem por eletroescória (controla a profundidade do arame eletrodo submerso na poça de escória), sua influência na penetração e taxa de deposição e, conseqüentemente na diluição, não é significativa.

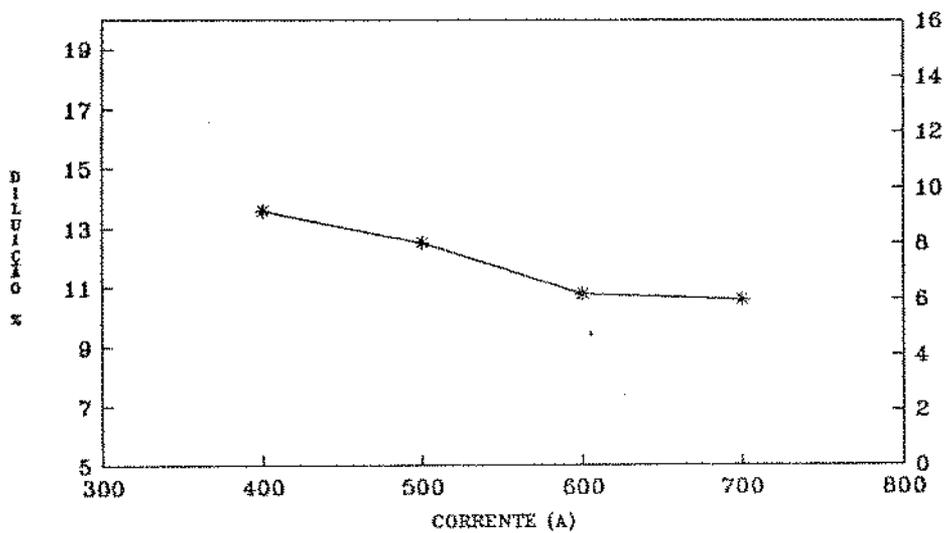
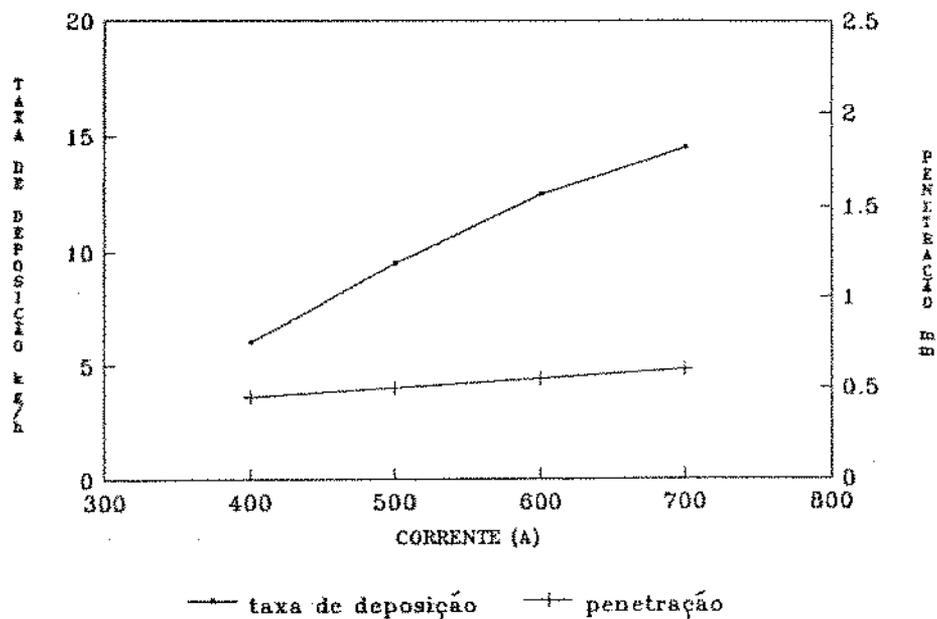


Figura 2.15.: Efeito da corrente na taxa de deposição e diluição no processo de eletroescória usando consumível de aço inoxidável 308L, 30 mm de largura depositado em chapa de aço laminado a 24 V e 152 mm/min de velocidade de soldagem (18).

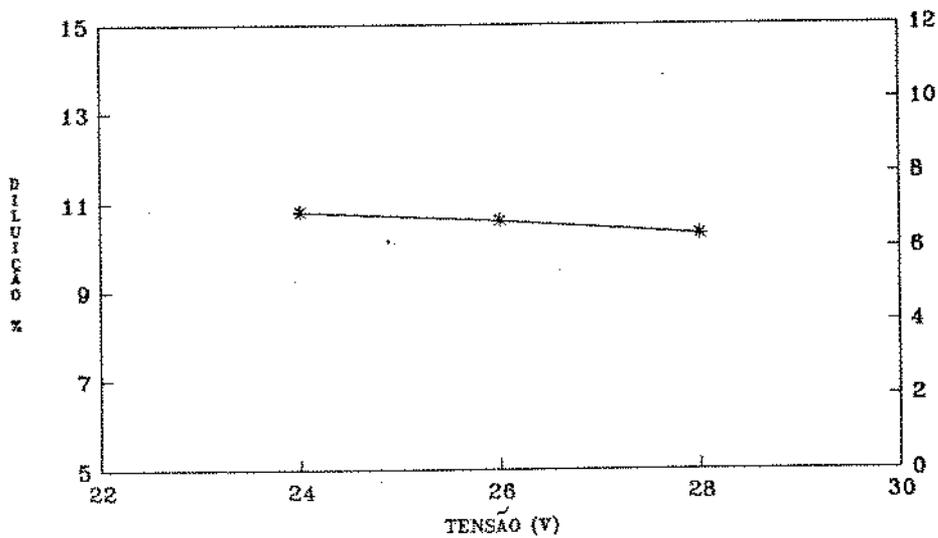
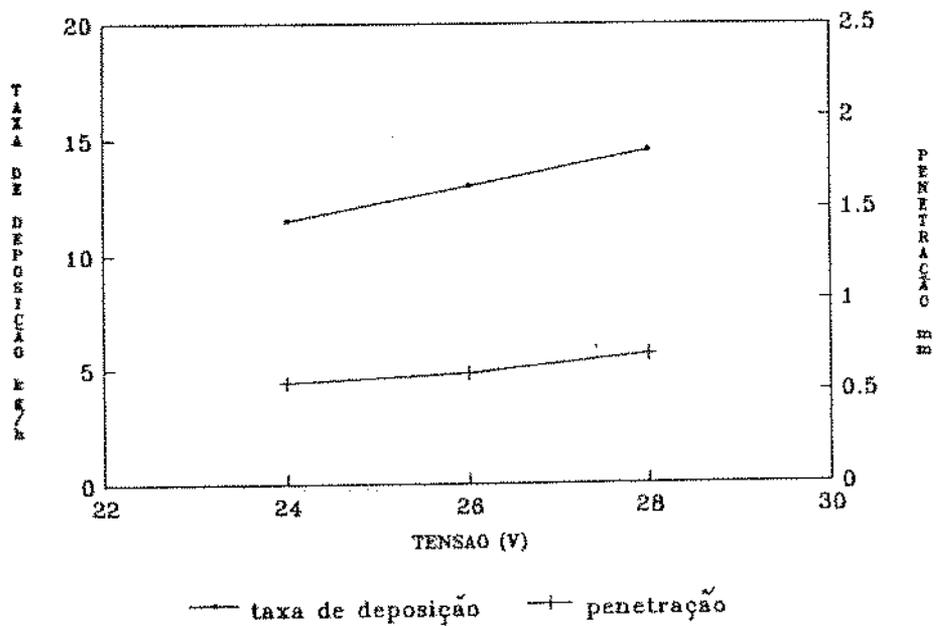


Figura 2.16. Efeito da tensão elétrica em revestimento por eletroescória com consumível em aço inoxidável 308L, 30 mm de largura depositado em chapa de aço laminado para corrente de 600 A e 152 mm/min de velocidade de soldagem (18).

Franco Ferreira e Kanne (15) desenvolveram técnicas de soldagem de revestimento de baixa penetração evitando trincas induzidas pelo gás Hélio existente em reatores nucleares, otimizando condições de soldagem para o processo arco elétrico sob proteção gasosa (GMAW) com oscilação da tocha, minimizando o insumo de calor a condições que não impliquem em falta de fusão no cordão de solda. Testes foram desenvolvidos comparando os processos GMA e arco elétrico com eletrodo não consumível (GTA) tradicionalmente utilizado e que implicava na ocorrência de trincas causadas pelo gás Hélio. O metal de adição utilizado foi o arame inoxidável austenítico do tipo AWS E 308L, tendo como metal base o aço inoxidável austenítico tipo 304. Os valores de insumo de calor foram variados de 1,0 a 1,6 kJ/mm obtendo-se penetrações do cordão de 0 a 2,5 mm respectivamente. Condições otimizadas foram obtidas conforme Tabela 2.3. para um valor de insumo de calor mínimo de 1,0 kJ/mm.

CONDIÇÕES DE SOLDAGEM	
Corrente	64 - 68 A
Tensão	20,3 - 22,5 V
Velocidade de deslocamento tocha	83,5 mm/min
Velocidade de oscilação da tocha	2 m/min
Metal de adição	0,9 mm aco inoxidável tipo 308 L
Gás de proteção	92% He - 7,5% Ar 0,5% CO ₂

Tabela 2.3.: Processo otimizado para evitar fusão incompleta e trincas (15).

A correlação entre o insumo de calor e itens do cordão como altura, largura, e penetração foram estudados por Teixeira e Pope (29) para definir técnicas de deposição de dupla camada de revestimento sem tratamento térmico pós-soldagem de aço 1% Cr 0.5% Mo, para processo de soldagem a arco elétrico com eletrodo revestido E 8018-B2 de diâmetros 3,25 e 4,0 mm. Os parâmetros de soldagem que variaram foram a corrente elétrica e a velocidade de soldagem. As correlações mostraram que com o aumento do insumo de

calor, itens como largura, altura e penetração do cordão também cresceram com uma distribuição linear. Não foi apresentada uma separação de análise entre variação de corrente e da velocidade de soldagem com estes itens. Em nenhuma das amostras analisadas, os valores de dureza ultrapassaram a 300 Vickers, mesmo na zona afetada pelo calor. As correlações obtidas estão apresentadas na Figura 2.17.:

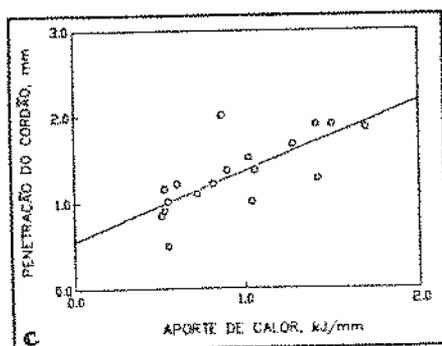
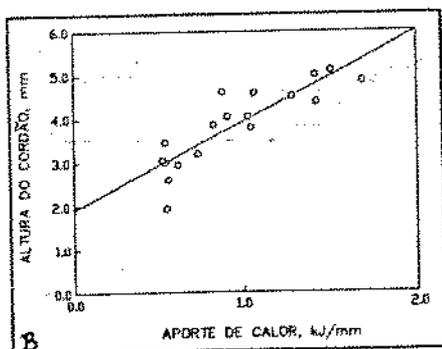
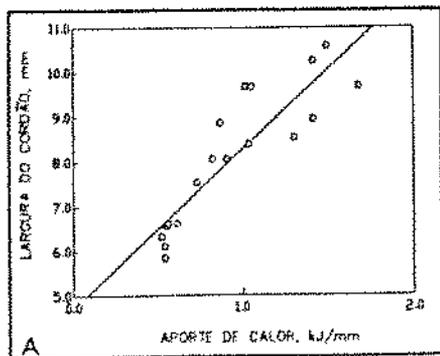


Figura 2.17. Correlação entre o insumo de calor e A: largura de cordão; B: altura de cordão; C: penetração do cordão (29).

3. TÉCNICAS EXPERIMENTAIS.

3.1. Materiais / Equipamentos.

Para obtenção dos corpos de prova, foram utilizadas como metal base barras de aço conforme a norma ASTM A 106 Gr B (9) (similar aço ABNT 1030), sem costura, tendo comprimento 300,0 mm, diâmetro nominal 50,8 mm (tubos de 2 polegadas) e espessura de 5,0 mm em média (Schedule 40) . A Tabela 3.1. mostra a composição química e limite de resistência deste material.

DIÂMETRO NOMINAL (mm)	COMPOSIÇÃO QUÍMICA (%)					LIMITE RESISTÊNCIA (MPa)
	C	Si	Mn	P	S	
50,8	0,30	0,10	0,29-1,06	0,048	0,058	414

Tabela 3.1.: Composição química e propriedades mecânicas do aço ASTM A 106 Gr B (9).

A solda de revestimento foi obtida com o consumível arame segundo especificação AWS A 5.10 ER 410 (similar ABNT ER 410), aço inoxidável martensítico (30), de diâmetro 1,0 mm, apresentado em rolos com acabamento mole e brilhante. Este material apresenta dureza superior aos inoxidáveis austeníticos (série 300) e aços média liga. Este aço apresenta ainda a propriedade de resistência à corrosão em ambientes de média agressividade. A composição química e limite de resistência deste consumível são apresentados na Tabela 3.2.:

DIÂMETRO (mm)	COMPOSIÇÃO QUÍMICA (%)								LIMITE RESISTÊNCIA (MPa)
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	
1,0	0,35	0,22	0,30	0,029	0,021	13,0	0,30	0,09	871

Tabela 3.2.: Composição química / limite de resistência do arame ER 410 (30).

O processo arco elétrico sob proteção gasosa (GMAW) com corrente contínua e polaridade direta foi utilizado neste trabalho, sendo a fonte de potencia do tipo transformador - retificador com características estáticas de tensão constantes. Neste equipamento, foram adaptados amperímetro e voltímetro, permitindo leitura direta dos valores de corrente e tensão elétricas de soldagem respectivamente.

O gás de proteção adotado foi Argônio com 2 % de dióxido de carbono (CO₂) objetivando minimização dos salpicos, maior penetração do cordão e menor geração de "fumos" (21). Outro ganho da utilização deste gás é a flexibilidade para utilização de consumíveis de soldagem menos nobres sem necessidade de um controle excessivo do teor de carbono, tendo em vista que o teor de carbono do metal base (até 0,3 %) já é a contribuição significativa para inserção de carbono na poça de fusão de solda.

3.2. Otimização de dispositivos para soldagem automatizada.

3.2.1. Procedimentos preliminares.

A concepção inicial do dispositivo baseou-se na rotação do tubo (metal base) através de um motor elétrico e translação da tocha (consumível) através de um carrinho (chamado "tartaruga ") e fixada neste, com acionamentos independentes. O carrinho consiste de um conjunto rotativo composto de motor de avanço contínuo retilíneo com rodas que se deslocam sobre trilhos, interligados diretamente ao transformador-retificador GMAW. As velocidades de avanço deste variam de 0 a 500 mm/min, de 100 em 100, possibilitando 5 velocidades escalonadas.

Esta concepção inicial foi analisada conforme os seguintes sistemas, com acionamentos independentes de tubo e tocha:

A. Sistema com motor de rotação 1,0 rpm.

Inicialmente, a tocha foi fixada à "tartaruga" estando ambas conectadas ao transformador de soldagem e com deslocamento retilíneo a partir do início da soldagem. O corpo de prova (tubo) estava acionado por um motor elétrico com rotação de 1 rpm.

Neste sistema, a limitação principal encontrada foi a velocidade mínima de translação da "tartaruga" de 100 mm/min ser alta quando sincronizada com a rotação do tubo, implicando na formação de cordões helicoidais ao longo deste. Visando reduzir esta velocidade, foi consultado o fabricante da "tartaruga" sendo constatado que implicaria em fabricação especial de um equipamento (fora da linha de mercado), o que inviabilizou esta opção.

B. Sistema com motor de rotação 3600 rpm.

Objetivando minimizar a limitação do sistema descrito anteriormente em 'A', utilizou-se um motor padrão de rotação 3600 rpm, sendo que as velocidades de tubo e tocha eram altas elevando demasiadamente a velocidade de soldagem resultante impedindo que houvesse a deposição do metal de solda no metal base.

Foi adaptado um potenciostato neste motor para aumento gradual da rotação adequando-a a uma situação sincronizada à tocha e que possibilitasse a soldagem. A curva de resposta do motor elétrico não possibilitou um controle satisfatório da rotação, ou seja, ou se obtinha uma rotação muito baixa relativamente ao deslocamento da tocha, ou elevava-se a níveis altos quando do controle via potenciostato, impossibilitando sincronismo ideal entre tocha e rotação do metal base.

C. Avanço da "tartaruga" acionado por circuito eletrônico condicionado à rotação do tubo com motor de 1 rpm.

Ainda na tentativa de se sincronizar avanço da tocha e rotação do metal base, foi desenvolvido um dispositivo eletrônico tendo como base um potenciostato e temporizador que era acionado a cada volta do tubo implicando num avanço da tartaruga a 100 mm/min num intervalo de tempo controlado, ou seja, este passo de deslocamento correspondia à largura do cordão de solda desejada interligado ao tubo.

Para este sistema, os testes sem a abertura do arco de soldagem mostraram-se satisfatórios conceitualmente mas já indicando interferência excessiva de ruído da máquina de solda no circuito eletrônico, descontrolando-os. Adaptou-se um filtro eletrônico de ruído (via capacitores) que mostrou-se eficaz sem a abertura do arco. Quando esta ocorria, tornava-se muito difícil controlar o circuito, pois sua sensibilidade era maior que do filtro existente, provocando avanços aleatórios.

Outra dificuldade encontrada localizou-se nos revestimentos obtidos que mostravam descontinuidades e alterações de deposição da solda no ponto correspondente ao avanço da tocha, o que era prejudicial ao processo posterior a soldagem (exemplo: usinagem).

3.2.2. Configuração final do dispositivo para soldagem.

Os procedimentos preliminares proporcionaram uma avaliação de concepção de automatização fazendo que o experimento se baseasse em acionamentos solidários de tocha e tubo, ou seja, baixa rotação do tubo (1 rpm) com transmissões mecânicas via correias e polias de diferentes diâmetros, com avanço contínuo da tocha através de um fuso.

A Figura 3.1. mostra esquematicamente a solução otimizada da automatização deste processo de soldagem com ênfase ao revestimento, sendo que a Figura 3.2. ilustra através de fotos os equipamentos e dispositivos utilizados neste experimento.

**PROCESSO OTIMIZADO DE SOLDAGEM
EQUIPAMENTOS E MATERIAIS**

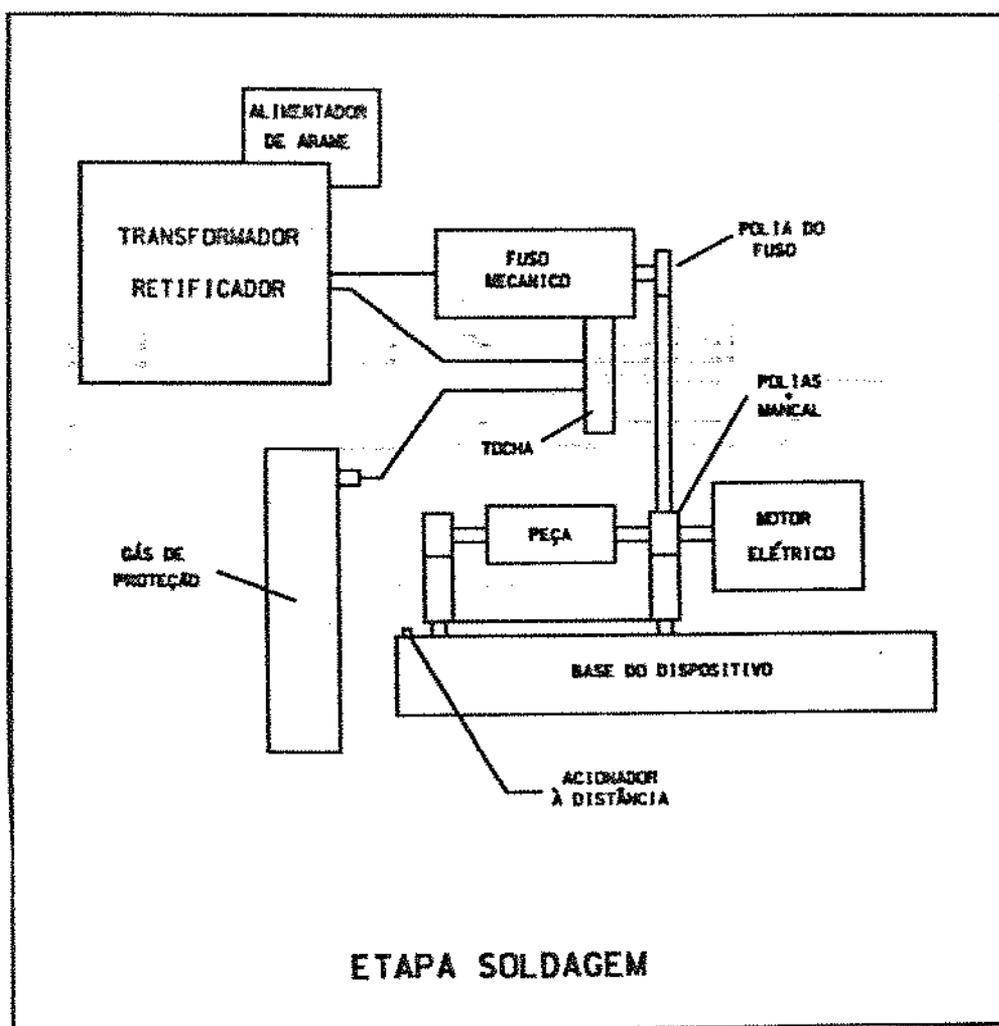


Figura 3.1.: Representação esquemática do processo otimizado de soldagem de revestimento automatizado.

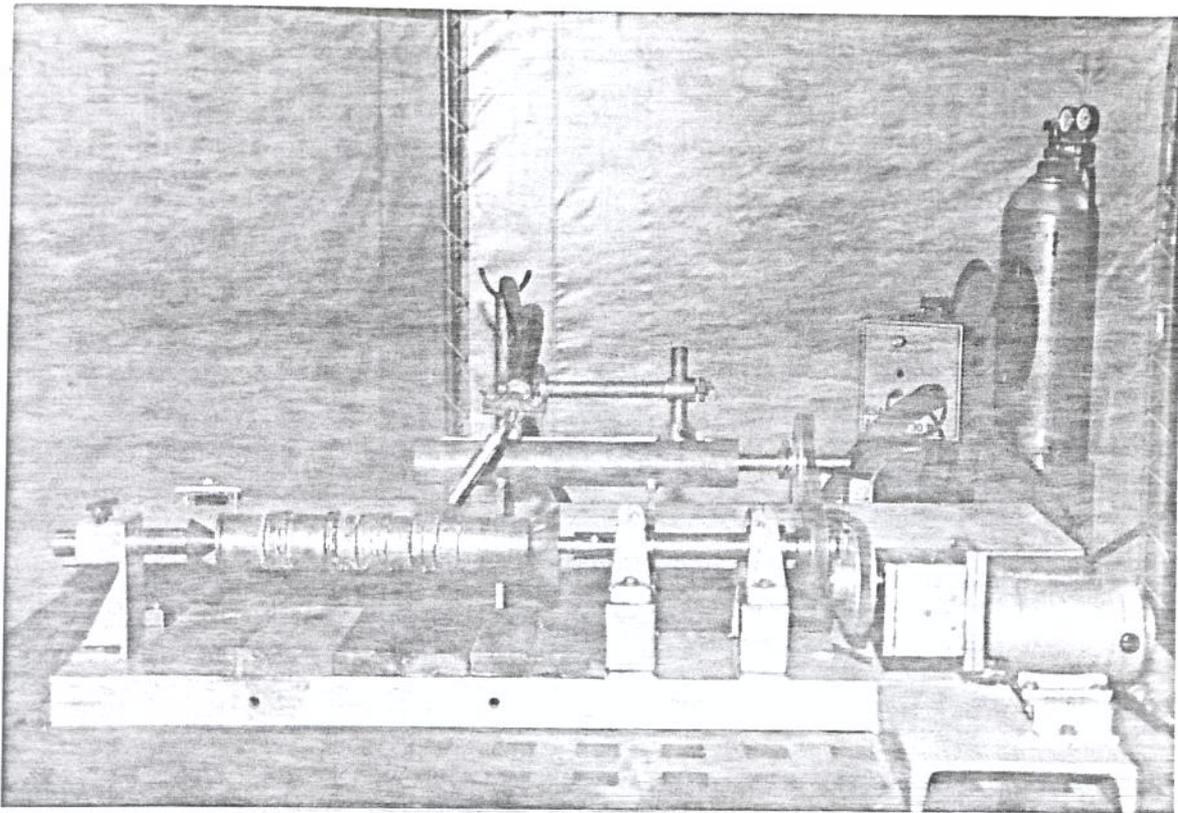


Figura 3.2.: Representação fotográfica dos dispositivos de soldagem de revestimento.

O processo de soldagem de revestimento foi automatizado propiciando o avanço constante da tocha de soldagem, a rotação contínua do metal base a ser soldado, alimentação contínua do arame e gás de proteção (intrínseca do equipamento MIG/MAG), acionamento da abertura de arco contínuo e à distância da poça de fusão bem como flexibilidade total de movimento da tocha (ajustes de altura, ângulo de deslocamento nas direções transversais e longitudinais do corpo de prova a ser soldado).

3.3. Procedimentos de soldagem.

Os tubos foram jateados antes da soldagem e fixados nos contra-pontos cônicos do dispositivo, prensados longitudinalmente por uma mola, evitando-se escorregamento do tubo durante rotação em relação ao acionamento bem como movimento longitudinal durante a soldagem. A Figura 3.3. ilustra o detalhe citado anteriormente, destacando-se a fixação:

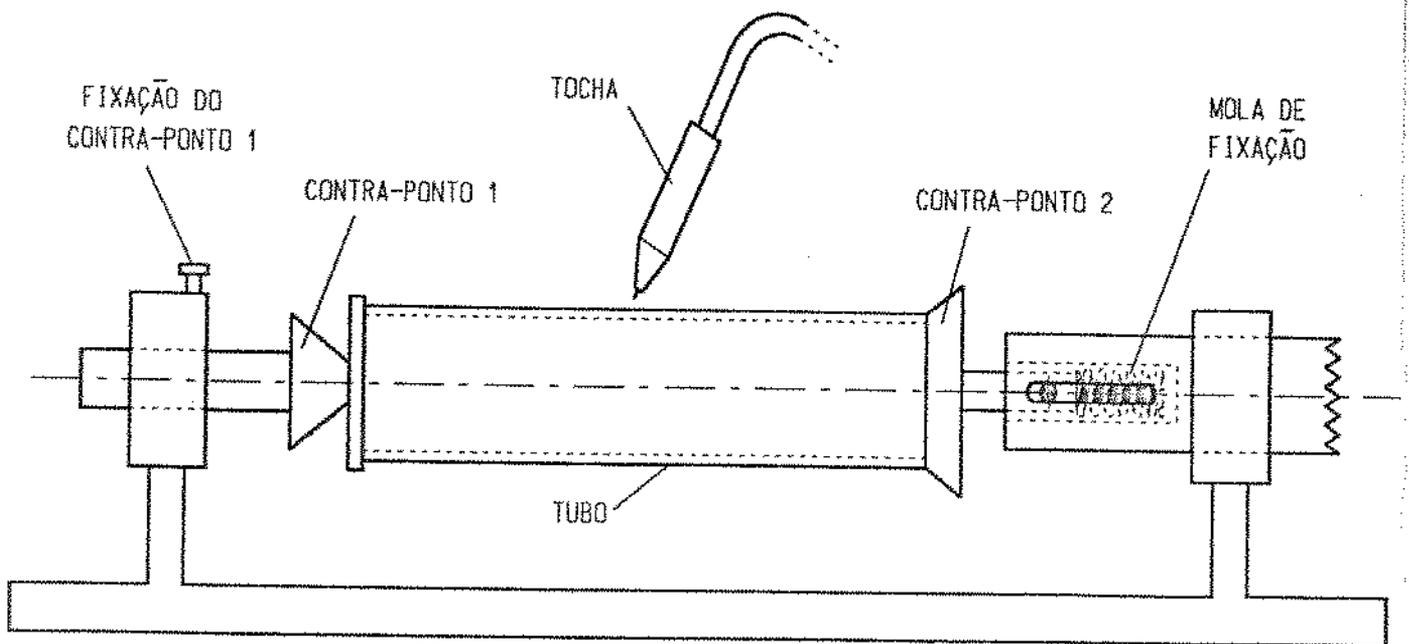


Figura 3.3.: Representação da fixação do tubo a ser soldado no dispositivo.

Os cordões de solda foram executados adjacentes um ao outro, ficando a sobreposição destes condicionada ao passo do fuso bem como relação entre polias que determinam as velocidades de avanço da tocha. Neste sentido, a velocidade de soldagem composta por componentes tangencial e longitudinal (definições e discussões destas componentes encontram-se no item 4.2.1.) que, na concepção deste projeto deve ser um parâmetro constante, teve de ser otimizada. Foram utilizados jogos de polias de 66,0 a 100,0 mm de diâmetro, variando-se a velocidade tangencial de soldagem de 176,0 a 270,0 mm/min, obtendo-se empiricamente a condição otimizada de 253,0 mm/min para este experimento. Os fusos foram fabricados com os seguintes passos: 5,0 e 7,5 mm.

Na confecção dos corpos de prova revestidos, os principais parâmetros de soldagem testados foram corrente e tensão e velocidade de soldagem. As variáveis secundárias como altura bico da tocha e peça (Gap), vazão de gás, ângulo de deslocamento da tocha e inclinação da tocha foram fixadas após os ensaios preliminares. O experimento baseou-se principalmente nas variações da corrente de soldagem com velocidade de soldagem e tensão constantes. Outra condição pesquisada foi aquela com tensão variando com velocidade de soldagem e corrente constantes.

Leituras de valores de corrente e tensão de soldagem foram feitas diretamente no transformador-retificador, facilitando sobremaneira o trabalho.

As condições de soldagem foram otimizadas partindo-se de referências de artigos técnicos, literaturas e fornecedores. Estas foram adequadas experimentalmente para esta aplicação específica. As faixas de aplicação para soldagem de revestimento de aço inoxidável martensítico em base de aço baixo carbono mostraram-se satisfatórias nos valores da Tabela 3.3.:

Tensão	17 a 24 V
Corrente	40 a 120 A
Velocidade de Soldagem	176 a 270 mm/min
Altura Bico Contato e Tocha	8 a 12 mm
Vazão de Gás	13 a 20 l/min
Ângulo de Deslocamento da Tocha	90 graus
Inclinação da Tocha	0 e 45 graus
Largura Média Total do Revestimento	40 mm

Tabela 3.3.: Faixas de condições de soldagem (Arame ER 410 de 1,0 mm de diâmetro).

As determinações dos valores ideais de soldagem estão diretamente condicionadas à aplicação do revestimento, ou seja, à necessidade de valores ótimos de altura e largura de cordões de solda para o mesmo.

Estas faixas foram otimizadas no sentido de obter a mínima quantidade de respingos, o melhor compromisso entre largura e altura do cordão (evitando desperdício de material no processo de fabricação posterior à soldagem - exemplo: usinagem) bem como a eliminação da ocorrência de trincas e porosidades (item a ser atentado em se tratando de aço inoxidável martensítico).

Foram obtidos 30 tubos nos ensaios para otimização das condições de soldagem, resultando em 100 corpos de prova revestidos.

3.4. Caracterização dos revestimentos.

3.4.1. Metodologia para corte.

O corte dos tubos soldados para obtenção das amostras a serem analisadas foi executado em máquina do tipo CUT-OFF com refrigeração da área de corte através de água e tendo como ferramenta disco abrasivo de alta rotação.

A sequência aplicada na metodologia de corte esta representada na Figura 3.4. A, B, C, D:

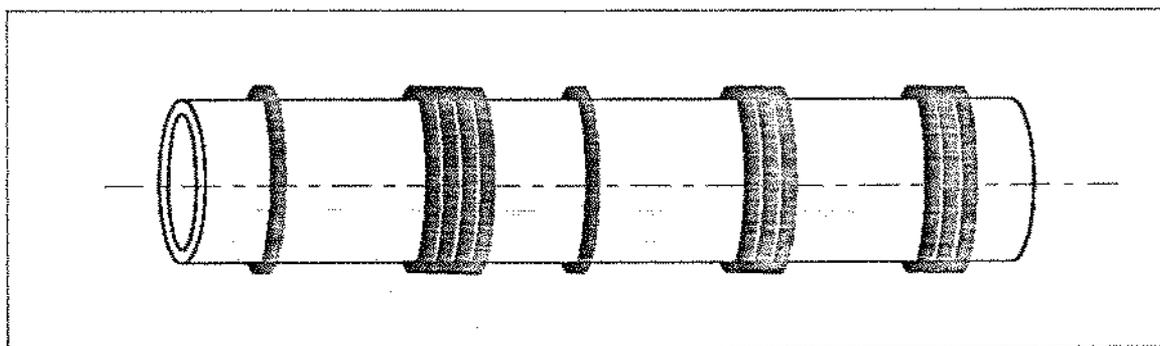
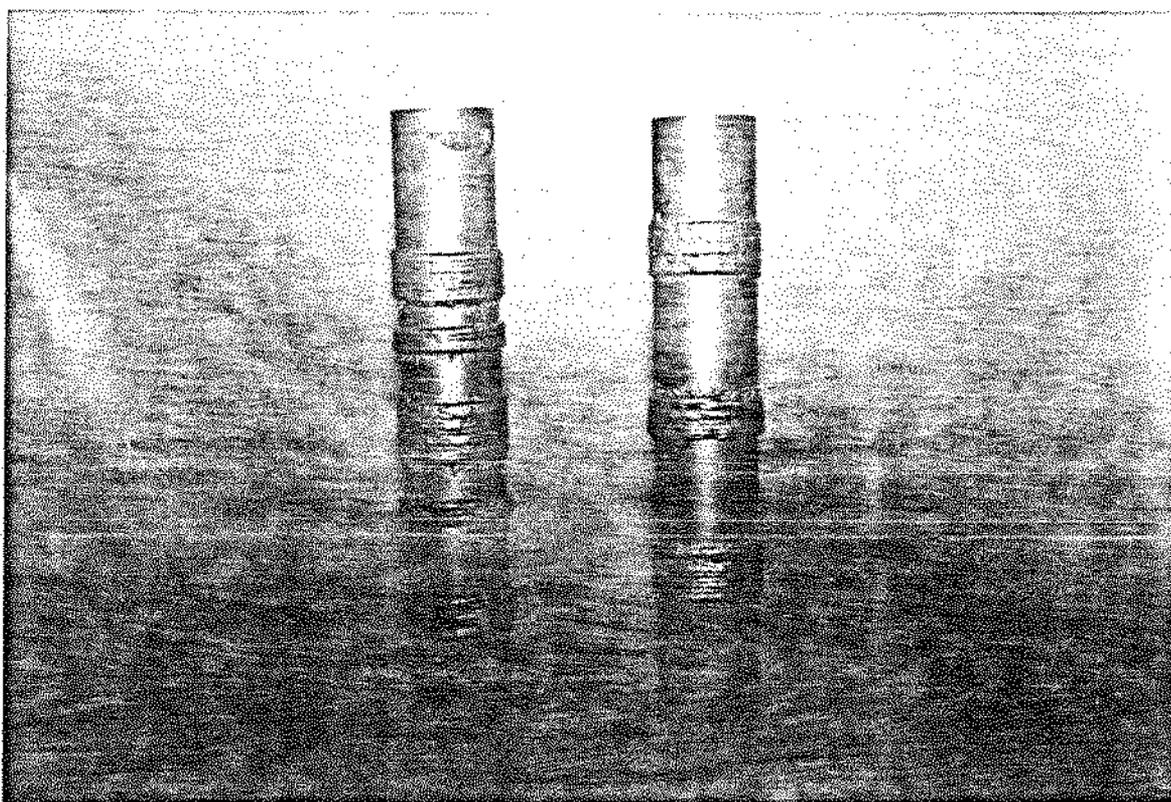


Figura 3.4.A: Representação do tubo com distintas condições de soldagem.

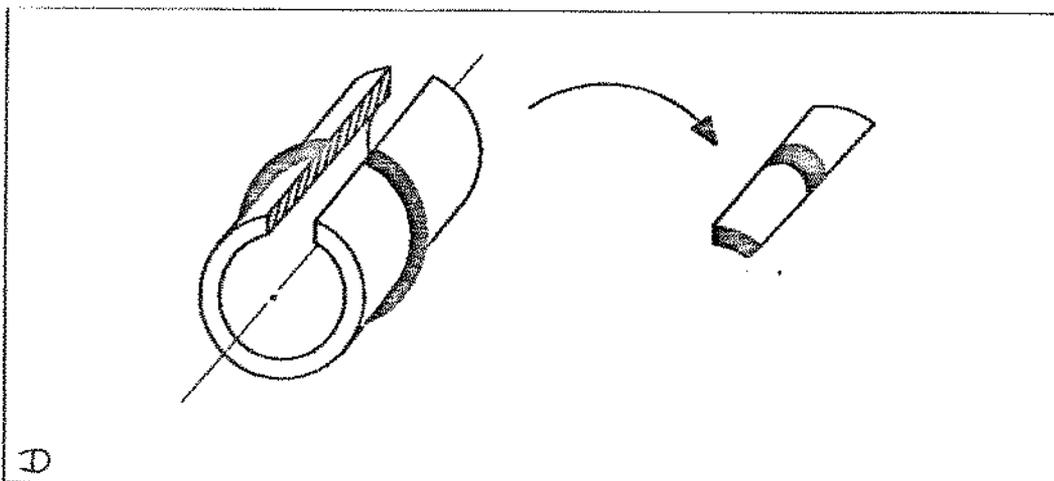
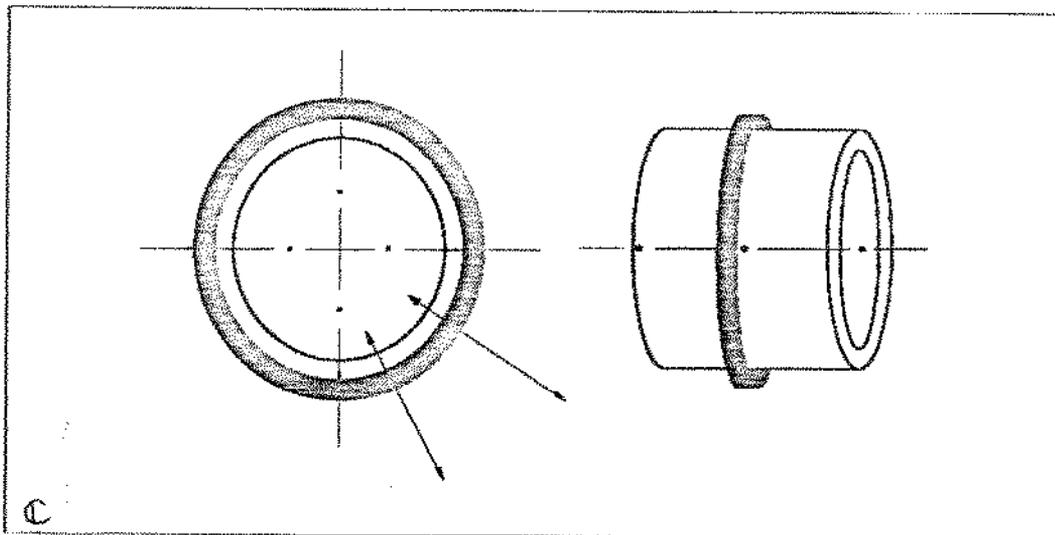
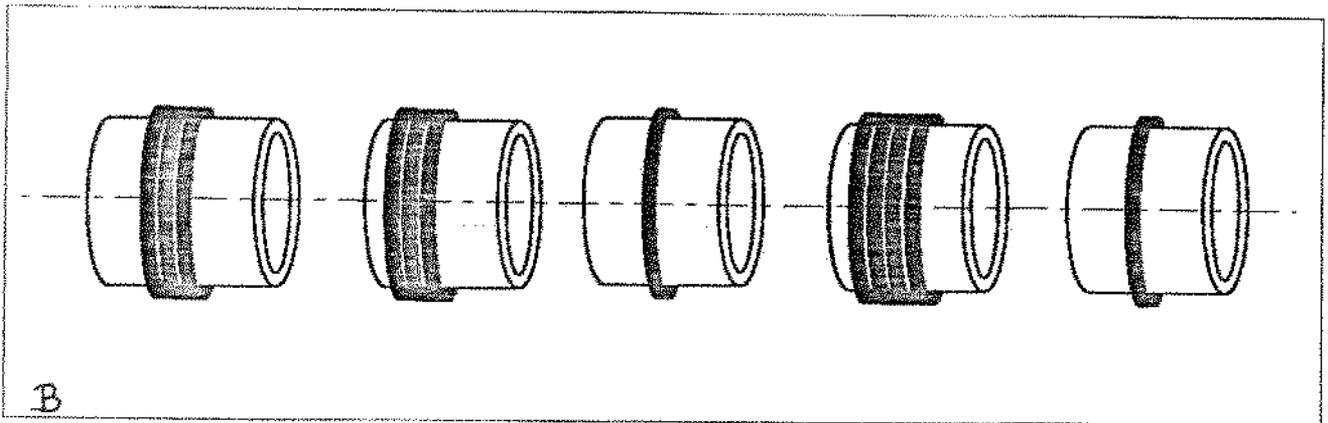


Figura 3.4.B: Corte transversal separando cada condição de soldagem ; C: Inspeção visual do cordão de solda para retirada de amostras (já identificadas) da região mais homogênea e uniforme; D: Corte longitudinal segundo um plano passando pelo eixo de simetria do tubo.

3.4.2. Preparação para macroanálise.

Para análise das macrografias visualmente e em estereoscópio, as amostras foram embutidas em baquelite e submetidas a um processo de polimento para melhor acabamento e visualização da superfície. Este polimento foi executado em uma politriz padrão (31).

Foram utilizadas lixas de granulometria gradativamente menores (120, 220, 320, 400, 600 mesh), chegando-se ao acabamento de superfície plana e brilhante (ainda não espelhado). O acabamento final é dado utilizando-se pasta de diamante (até 10,7 mm) e feltros especiais no disco rotativo, obtendo-se brilho espelhado.

Estas foram armazenadas, após limpeza com acetona e ar quente, em vidros fechados para evitar umidade e conseqüente oxidação (média de 02 amostras por corpo de prova selecionado).

3.4.3. Preparação para microanálise.

As amostras preparadas foram atacadas com reagentes químicos Picral (1% ácido picrico + etanol) e Nital (2% acidonítrico + etanol) a fim de possibilitar a análise da microestrutura do material e também da zona afetada pelo calor (31).

A dificuldade encontrada ocorreu na visualização simultânea da micro-estrutura do metal de base e do metal de adição, pois estes materiais diferentes têm comportamentos distintos quanto a resistência à corrosão. A solução adotada foi-se utilizar Nital 2%, primeiramente fazendo-se o ataque químico suficiente para se observar a microestrutura do metal de base, aumentando-se em seguida o tempo de ataque para observação do metal de solda (31).

A microestrutura foi analisada através de um microscópio óptico por reflexão com capacidade de ampliação de até 2000X, incluindo acompanhamento fotográfico.

3.4.4. Exame Dimensional/Análise Visual.

Valores de altura (h), largura (l) e penetração (p) dos cordões de solda foram medidos através de exames dimensionais com o auxílio de fotos obtidas em um estereoscópio com aumento de 10X.

Foi utilizada também para uma medição preliminar uma lupa com aumento aproximado de 5X. Esta técnica também permitiu a inspeção visual dos cordões de solda das amostras buscando-se identificar defeitos típicos de soldagem como porosidade, trincas superficiais, mordeduras, falta de fusão e penetração.

3.4.5. Medição da diluição.

A diluição foi medida através da relação entre as áreas do metal de base fundido e do metal de base mais metal de adição. Assim, o cálculo da diluição foi feita através da contagem de quadrados em escala, tanto do metal de adição que estava acima da linha da superfície do metal de base como a que estava abaixo. Tais quadrados foram feitos a partir do traçado de uma malha milimetrada sobre uma fotocópia ampliada de uma fotografia de aumento de 10X da amostra. O fator de ampliação neste caso não é importante já que a análise não é dimensional e sim comparativa. Esta ampliação possibilita melhor resolução da medição (30). A Figura 3.5. mostra a sequência adotada bem como a forma de executar as medições de diluição.

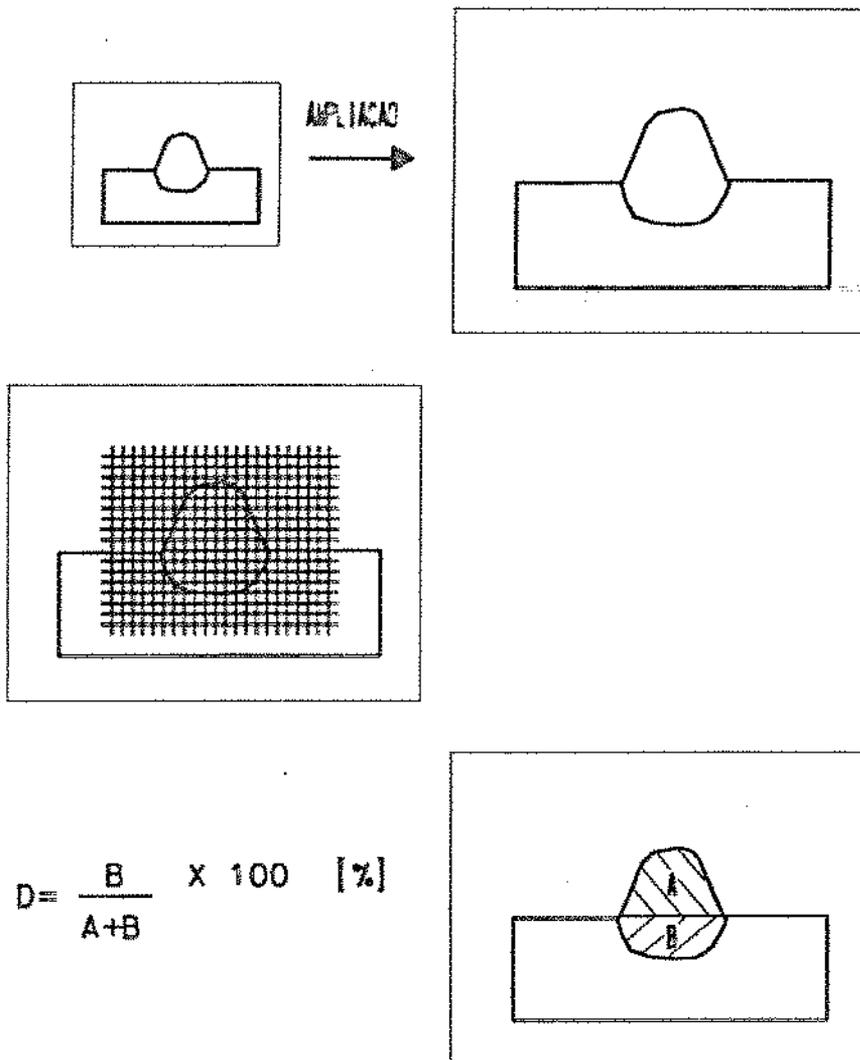


Figura 3.5.: Representação da metodologia de medição da diluição nas amostras soldadas (considerando-se cordões de solda isolados) (31).

3.4.6. Análise de microdureza.

As medições de microdureza foram realizadas na seção transversal do cordão de solda, partindo-se de um ponto do metal base não afetado pela solda, ou seja, em condições microestruturais típicas do aço ABNT 1030 (ASTM A106 GrB), passando pelo zona afetada pelo calor e concluindo-se na area central da zona de fusão. As medições foram realizadas com espaçamento de 2,4 micronmetros, utilizando-se o método Vickers com carga de 500g, obtendo-se em média 20 pontos de medição por corpo de prova (32) (33).

3.4.7. Ensaio de usinagem.

Os corpos de prova revestidos foram preparados para análise de resistência à usinagem. comparativamente ao aço padrão de corte fácil ABNT 1212 (34). Este foi preparado na forma de um tarugo com diâmetro externo de 65,0 mm. A composição química e limite de resistência deste material estão representados na Tabela 3.4.:

AÇO ABNT 1212	COMPOSIÇÃO QUÍMICA (%)				LIMITE ESCOAMENTO (MPa)	DUREZA (HB)
	C (Máx.)	Mn	P	S		
	0,13	0,60-0,90	0,07-0,12	0,10-0,15	410	167

Tabela 3.4. Composição química e limite de resistência do aço ABNT 1212 (34).

Cada corpo de prova com largura de revestimento de no mínimo 40,0 mm foi torneado cilíndricamente até a homogeneização da superfície externa do revestimento para evitar excesso de cortes interrompidos e choques durante a usinagem (35).

Foi utilizado um torno de comando numérico (CNC) modelo Cosmos 30 com potência de 30 HP e rotaçã máxima de 3000 rpm. A este torno foi interligado um dinamômetro eletrônico (com extensômetros ligados) acoplado ao porta ferramenta para medir a força de corte durante usinagem (35).

O porta-ferramenta utilizado foi segundo especificação ISO-CSBPR-12 de geometria positiva, sendo o inserto intercambiável do

tipo ISO-SNGN 12 04 08 135 (material classe P 35) (37). Na programação de usinagem, utilizou-se o recurso de comando para velocidade constante de corte, via correção da rotação ao longo de passes durante o torneamento cilíndrico.

O ensaio foi comparativo adotando-se para todos os corpos de prova, as mesmas condições de usinagem, medindo-se a variação da força de corte para cada corpo de prova. Estas condições estão apresentadas na Tabela 3.5.:

CONDIÇÕES DE USINAGEM	
VELOCIDADE DE CORTE	120 m/mln.
AVANÇO (f)	0,2 mm/volta.
PROFUNDIDADE DE CORTE (a_p)	0,5 mm.
DIÂMETRO INICIAL MÉDIO DOS CORPOS DE PROVA	65,0 \pm 0,1 mm.
PERCURSO DE AVANÇO MÉDIO DOS CORPOS DE PROVA	40,0 mm.
SEMPRE UTILIZANDO ARESTA DE CORTE SEM DESGASTE PARA CADA DESBASTE	

Tabela 3.5.: Condições de usinagem adotadas para análise comparativa da usinabilidade dos corpos de prova.

O dinamômetro apresenta dois canais para medição de forças de usinagem, sendo a força de corte (P_C) medida no canal 1 e a força de avanço (P_A) no canal 2. Neste experimento, foram coletados os valores da força de corte (P_C), através de leitura direta.

O índice de usinabilidade (I.U.) do revestimento é dado pela relação entre a força de corte média medida no momento da usinagem e na mesma posição referencial entre os corpos de prova e a força relativa ao aço padrão ABNT 1212 (38). Quanto menor este índice,

maior a resistência à usinagem do revestimento com relação ao padrão.

Na Figura 3.6. é mostrada a representação fotográfica dos equipamentos e materiais utilizados nos testes de usinagem.

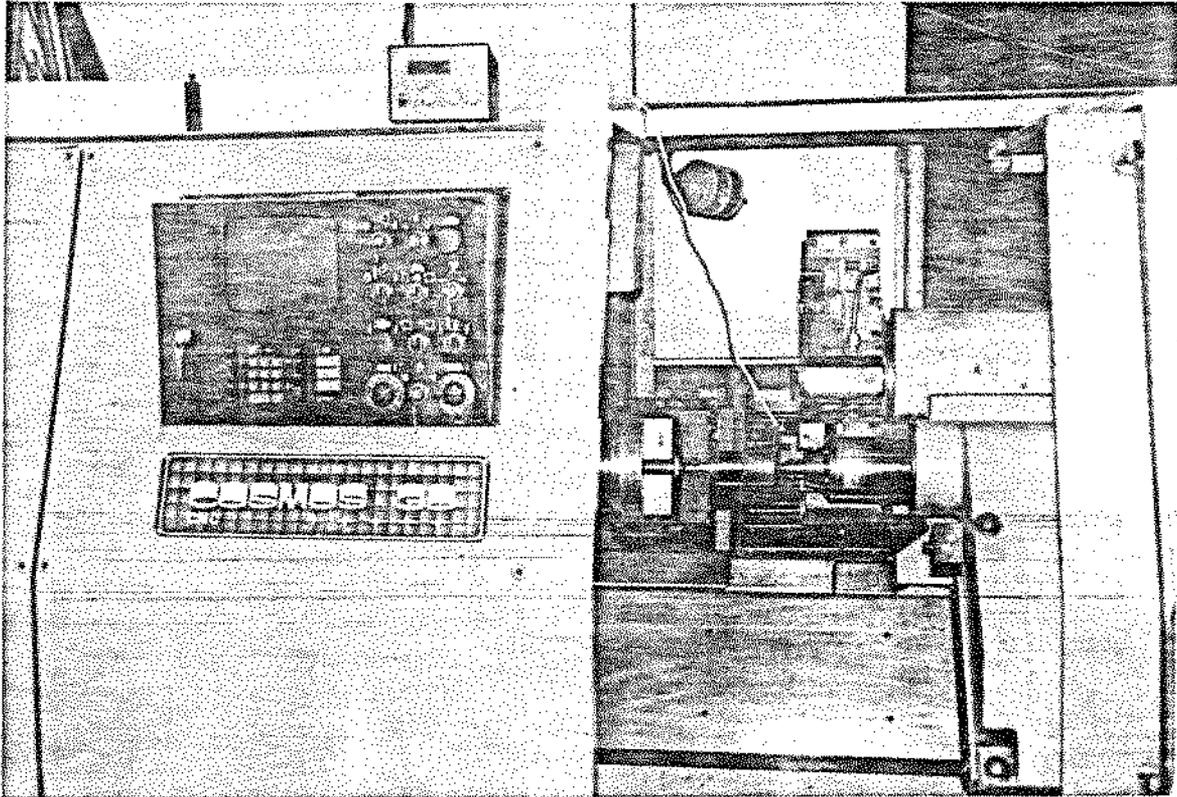


Figura 3.6.: Equipamentos e materiais para ensaio de usinagem. Notar torno CNC, dinamômetro e corpo de prova a ser usinado fixado na placa.

Os corpos de prova foram selecionados por faixas de valores de insumo de calor, objetivando-se relacionar estes com os valores de força de corte medidos no dinamômetro e, conseqüentemente seus respectivos índices de usinabilidade (I.U.).

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES.

4.1. Preliminares.

Para busca e obtenção das condições otimizadas de soldagem deste trabalho foram executados preliminarmente 70 corpos de prova, para as faixas de tensão de 18 a 24 V, 60 a 150 A de corrente e velocidade de soldagem entre 176 a 272 mm/min, representando insumos de calor de 260 a 830 J/mm. Estes corpos de prova foram fabricados em duas etapas, ou seja, com acionamentos independentes de tocha e do corpo de prova conforme item 3.2.1.A. com passes simples estando os valores adotados mostrados na Tabelas 4.1. Os valores fixos para esta etapa são: vazão de gás 15 l/min e altura bico da tocha e peça (gap) 8,0 mm.

CONDIÇÕES DE SOLDAGEM				
IDENT. CP:	TENSÃO [V]	CORRENTE [A]	VEL. SOLDAGEM [mm/min]	INSUMO CALOR [J/mm]
01-01	24	100	217	663
01-02	24	100	217	663
01-04	23	100	217	636
01-05	22	80	217	487
01-06	22	90	217	547
01-07	24	100	217	663
02-01	23	100	272	507
02-02	21	150	272	694
02-04	23	180	272	913
02-05	23	200	272	1014
02-06	21	150	272	694
02-07	21	150	272	694
02-08	21	180	272	833

Tabela 4.1.: Condições de soldagem obtidas nos testes preliminares conforme técnicas experimentais do item 3.2.1.A. (passes simples).

Como visto na Tabela 4.1., a partir de tensão igual a 24 V, houve dificuldade excessiva de obter cordão de solda pelo aumento do insumo de calor pela elevação da corrente de soldagem, implicando no furo da parede do tubo. A amostra identificada por 01-03, por exemplo, foi testada para um valor extremo de tensão (36 V), tendo furado o tubo e fundido o bico da tocha de soldagem. O rendimento do equipamento não foi considerado nesta análise.

A outra etapa transcorreu com acionamentos solidários de tocha e tubo conforme item 3.2.2. A Tabela 4.2. apresenta as condições de soldagem utilizadas, tendo-se fixados vazão de gás em 15 l/min, gap 8,0 mm, ângulo do bocal 90 graus e passo do fuso variando entre 5,0 e 7,5 mm.

Os corpos de prova apresentaram, nesta fase preliminar, variações de características geométricas dos revestimentos, encontrando-se largura de cordão entre 3,5 e 7,2 mm, altura de 2,5 a 5,0 mm. Duas condições representativas destes corpos de prova são apresentadas, selecionando-se valores de insumo de calor próximos aos máximos e mínimos a serem trabalhados nos resultados finais. Estas amostras estão ilustradas fotograficamente nas Figuras 4.1. e 4.2. respectivamente com objetivo de ressaltar as geometrias dos cordões para condições extremas desta aplicação. A Figura 4.1. mostra a amostra identificada por 10-03, para tensão de 18 V, corrente de 80 A, 270 mm/min de velocidade de soldagem, 320 J/mm de insumo de calor, resultando em altura de cordão de 4,0 mm, largura de 3,7 mm, penetração 1,4 mm e 39% de diluição.

A Figura 4.2. ilustra amostra identificada por 07-02, para tensão de arco em 20 V, 100 A de corrente, 217 mm/min de velocidade de soldagem, 552 J/mm de insumo de calor, resultando em largura de cordão 4,9 mm, altura de 4,1 mm, penetração 1,7 mm e 48% de diluição.

Estas macrografias mostram que para maiores valores de insumo de calor aliados a níveis de tensão de arco mais altos (18 X 20 V) existe a tendência de obtenção de cordões mais largos favorecendo a geometria a ser alcançada quando a solda de revestimento é executada com cordões adjacentes e sobrepostos entre si, constatando-se preliminarmente a possibilidade de obter geometria mais larga.

Como base para os ensaios otimizados, foram obtidas medições de microdureza nos corpos de prova apresentando um perfil de distribuição destas medidas conforme item 3.4.5. representado no gráfico da Figura 4.3., para tensão igual a 18 V, corrente 80 A, velocidade de soldagem 270 mm/min, insumo de calor 320 J/mm, gap 8,0 mm, vazão de gás 15 l/min. Para outras condições de soldagem nas faixas trabalhadas nos ensaios não houve variação significativa deste perfil de distribuição pois os valores de insumo de calor aplicados não foram suficientes para influenciar num aumento excessivo da zona afetada pelo calor, numa alteração significativa da taxa de resfriamento de metal de solda e metal base e, conseqüentemente, na microdureza dos corpos de prova. Análise mais detalhada destes itens é elaborada nos resultados otimizados.

CONDIÇÕES DE SOLDAGEM				
IDENT. CP:	TENSÃO [V]	CORRENTE [A]	VEL. SOLDAGEM [mm/mIn]	INSUMO CALOR [J/mm]
03-01	18	130	217	647
03-02	20	100	217	552
03-03	20	80	217	442
03-04	20	150	217	829
07-01	20	100	217	552
07-02	20	100	217	552
07-03	18	80	217	398
07-04	18	80	270	320
07-05	18	60	217	298
07-06	18	60	217	298
08-01	20	100	270	444
08-02	18	60	270	240
08-03	18	65	270	260
08-04	18	80	217	398
08-05	18	80	217	398
09-01	21	80	217	464
09-03	18	80	217	398
09-04	18	80	217	398
10-01	18	80	270	320
10-02	18	80	270	320
10-03	18	80	270	320
10-04	18	80	270	320
11-01	18	80	217	398
11-02	18	80	217	398
11-03	18	80	217	398
11-04	18	110	217	547
11-05	18	80	176	490
11-06	18	80/90	176	490
11-07	18	90	176	490

Tabela 4.2.: Condições de soldagem obtidas nos testes preliminares conforme técnicas experimentais do item 3.2.2.

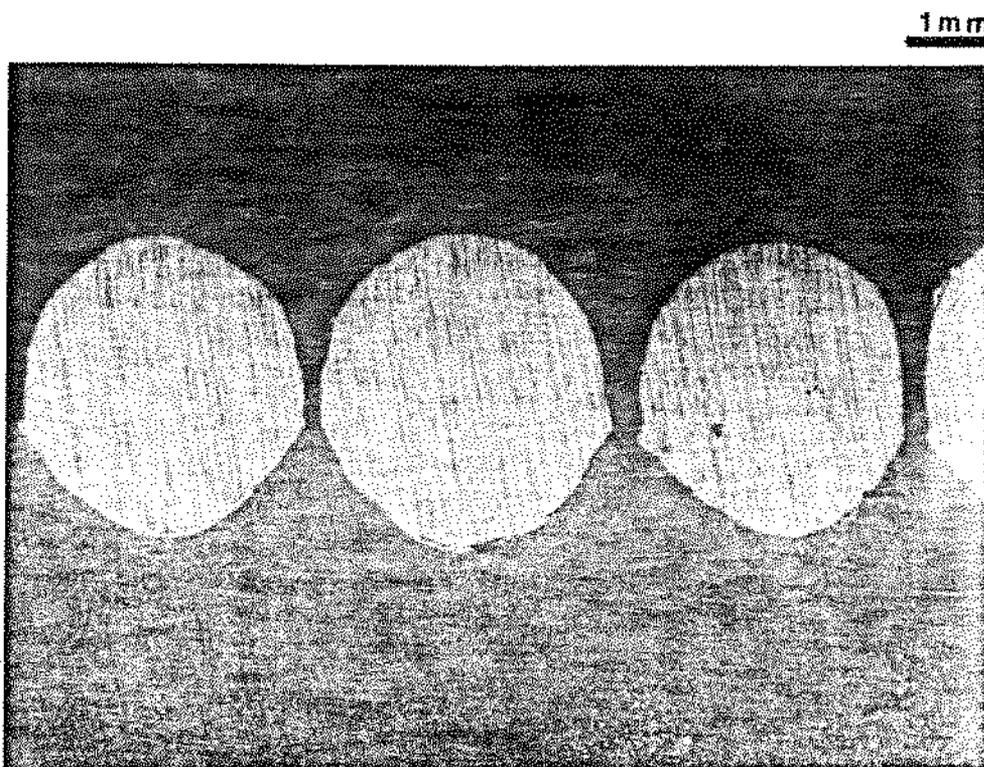


Figura 4.1.: Cordões de solda de revestimento em ensaios preliminares para 320 J/mm de insumo de calor (condição mínima). Aumento de 10 X.

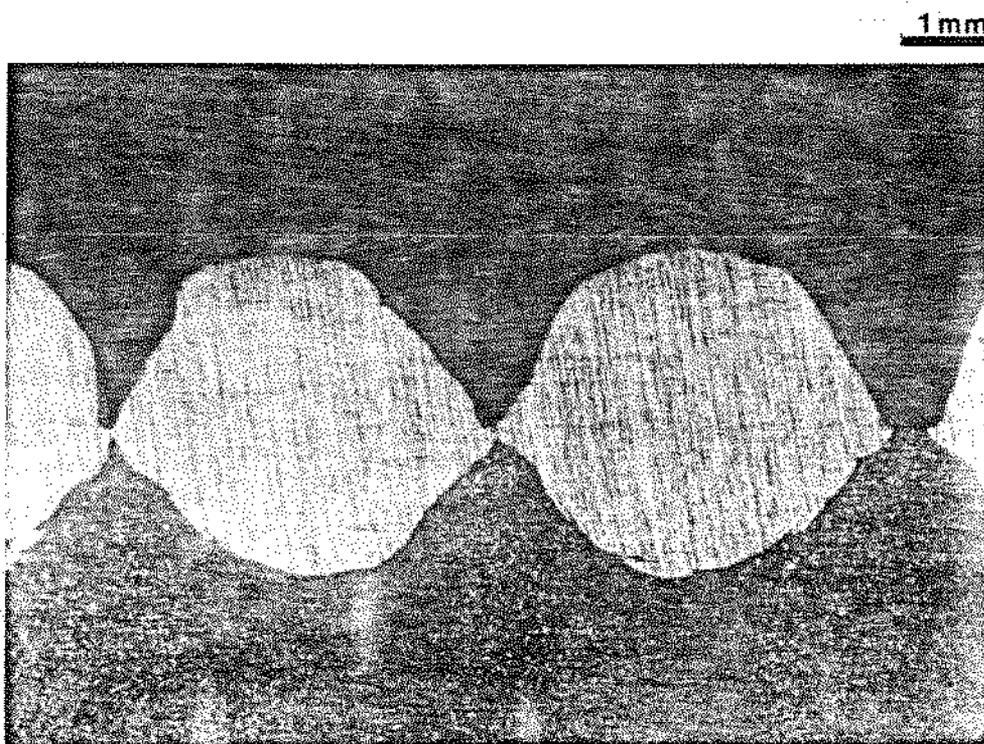
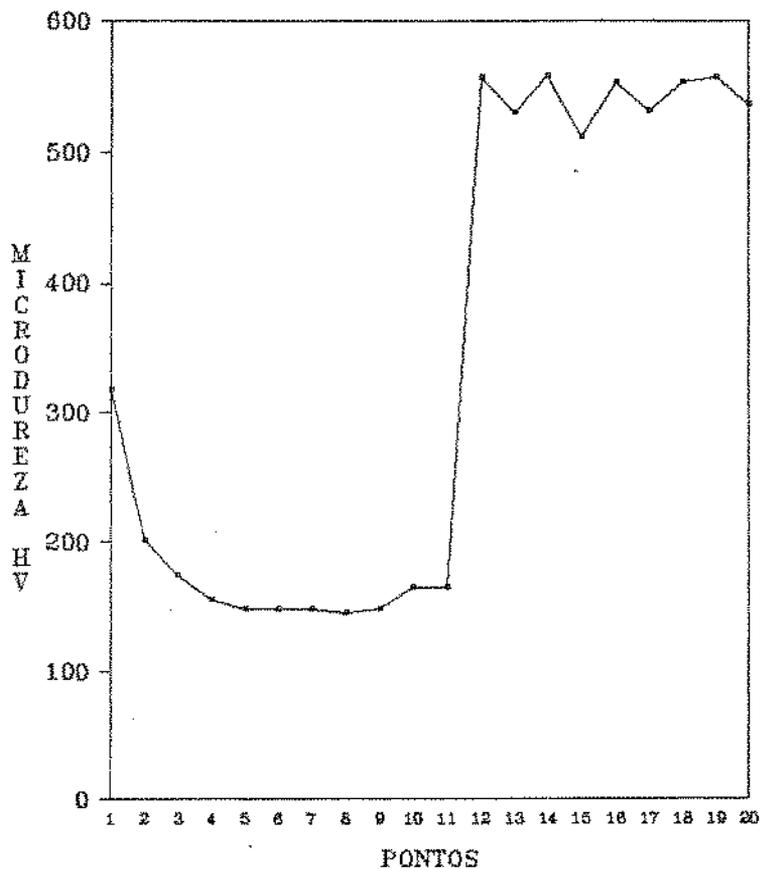


Figura 4.2.: Cordões de solda de revestimento em ensaios preliminares para 552 J/mm de insumo de calor (condição em nível superior). Aumento de 10 X.

PERFIL DE DISTRIBUIÇÃO DE MICRODUREZA

RESULTADOS PRELIMINARES



INSUMO DE CALOR 320 J/mm

Figura 4.3.: Perfil de distribuição de microdureza do metal base até o centro do cordão de solda. Amostra 10-03. Pontos 1 e 2: metal base; Pontos de 3 a 11: zona afetada pelo calor; Pontos de 12 a 20: metal de solda.

4.2. Resultados Otimizados.

4.2.1. Condições de soldagem.

A execução dos ensaios preliminares nos corpos de prova e amostras do item 4.1. possibilitaram uma melhor definição das faixas de condições de soldagem otimizadas, com uma visão mais clara do método/experimento a ser adotado. Esta análise está

baseada na obtenção de corpos de prova sem a ocorrência de trincas superficiais, com facilidade de soldagem na execução dos revestimentos, não existência excessiva de respingos e domínio das condições de soldagem utilizadas. Estas condições otimizadas são apresentadas na Tabela 4.3.A. e B. Os valores fixos adotados são: vazão de gás 15 l/min e velocidade de soldagem 253 mm/min. Os corpos de prova foram soldados para as faixas de tensão elétrica entre 18 e 22 V, 50 a 130 A de corrente, representando insumos de calor entre 171 e 555 J/mm (valor de 730 J/mm desprezado por ser muito alto tendo furado o tubo e fundido o bico da tocha).

CONDIÇÕES DE SOLDAGEM COM ÂNGULO DE INCLINAÇÃO DA TOCHA - 45°			
IDENT. CP:	TENSÃO [V]	CORRENTE [A]	INSUMO CALOR [J/mm]
19-01	19.00	80.00	360
19-02	21.00	100.00	498
19-03	21.00	100.00	498
20-01	21.00	70.00	349
20-02	21.00	90.00	448
20-03	21.00	100.00	498
20-04	21.00	110.00	548
20-05	21.00	80.00	398
20-06	21.00	60.00	299
21-01	21.00	70.00	349
22-01	21.00	90.00	448
22-02	21.00	110.00	548

* VELOCIDADE DE SOLDAGEM - 253 mm/min

Tabela 4.3.A. Com inclinação da tocha a 45 graus.

CONDIÇÕES DE SOLDAGEM SEM INCLINAÇÃO DA TOCHA

IDENT. CP:	TENSÃO [V]	CORRENTE [A]	INSUMO CALOR [J/mm]
12-01	18.00	130.00	555
12-01	18.00	100.00	427
13-03A	22.00	100.00	522
13-03B	22.00	140.00	730
15-05	18.00	80.00	342
15-06	17.00	80.00	323
15-07	19.00	80.00	360
15-08	20.00	80.00	379
15-09	21.00	80.00	398
15-10	22.00	80.00	417
18-01	18.00	80.00	341
18-02	18.00	70.00	299
18-03	18.00	60.00	256
18-04	18.00	50.00	213
18-05	18.00	90.00	384
18-06	18.00	90.00	384
18-07	18.00	90.00	384
18-08	18.00	90.00	384
18-09	18.00	100.00	427
18-10	18.00	40.00	171
18-11	18.00	85.00	363

* VELOCIDADE DE SOLDAGEM - 253 mm/mín

Tabela 4.3.: Condições de soldagem obtidas nos testes otimizados conforme técnicas experimentais do item 3.2.2.(passes simples):
A. com inclinação da tocha a 45 graus; B. sem inclinação.

O ângulo de inclinação da tocha é aquele definido entre a linha de centro da tocha de soldagem e o plano formado pela direção de avanço longitudinal desta ao longo do tubo e a direção de avanço tangencial da mesma (que contém a velocidade tangencial do tubo em rotação). Este ângulo de inclinação da tocha está representado na Figura 4.4.A. e B., sem inclinação e com esta a 45 graus respectivamente com sentido de soldagem à direita na foto (\implies). Após vários testes empíricos na fase preliminar variando-se os ângulos de inclinação da tocha, constatou-se que a melhor e mais estável transferência de arame à poça de fusão ocorre para o ângulo de 45 graus. Foram testados também os ângulos de 30 e 60 graus, não mostrando os resultados satisfatórios daquele de 45 graus. Esta inclinação foi adotada por favorecer sobremaneira a obtenção do revestimento, facilitando a deposição de cordões de solda adjacentes um ao outro, implicando em revestimentos com espessuras menores (economizando perda de material na usinagem posterior), com boa penetração compensando a redução de distância entre a parte da tocha que está percorrendo o 1º cordão já existente (gap menor) e a outra parte que compreende o cordão novo (gap maior). Esta inclinação adotada proporcionou a obtenção de cordões de solda isentos de quaisquer tipos de trincas. A ocorrência de fusão incompleta com o metal base pode ocorrer, devendo ser evitada através da aplicação de condições de soldagem adequadas. Este fato não foi constatado neste experimento. Assim, a contribuição deste recurso de inclinação adotado é facilitar a obtenção do revestimento, otimizando a sobreposição de cordões.

O parâmetro diretamente envolvido nesta inclinação é a distância do bico da tocha e peça que varia para esta aplicação de 8,0 mm (sem inclinação da tocha) a 12,0 mm (com inclinação a 45 graus), influenciando na área de cordão de solda obtido. Esta abordagem também foi analisada por Yang, Chandel e Bibby (14) quando da utilização do processo de soldagem a arco submerso mostrando o efeito significativo da distância entre bico da tocha e peça na área do depósito do cordão obtido. Frost e Vaughan (27) mostram que este fato se deve principalmente a variações na tensão e corrente elétricas, influenciando conseqüentemente no insumo de calor com a inclinação da tocha, utilizando soldagem a arco elétrico sob proteção gasosa em revestimento com ligas de 15 a 17% de Cr e 4 a 6% de Al.

Outra variável a ser analisada é a velocidade de soldagem (chamada velocidade de translação da tocha). Durante a soldagem, existem dois movimentos relativos a saber: rotação do tubo que está sendo soldado (chamada v_{rot}) e a translação da tocha na direção longitudinal do tubo (v_{tocha}). Estas componentes formam o vetor velocidade de soldagem resultante (v_{sold}). Analisando os valores numéricos destas componentes ($v_{rot} = 253$ mm/min e $v_{tocha} = 4,28$ mm/min para fuso de 5,0 mm de passo), fica evidente que a componente significativa da velocidade de soldagem é aquela da velocidade tangencial de rotação do tubo. Assim, o valor adotado para os cálculos dos insumos de calor nas condições otimizadas é de $v_{sold} = 253$ mm/min. Esta mesma abordagem para revestimento com solda a arco elétrico com eletrodo revestido é adotada para $v_{rot} = 130$ mm/min por Sharples e Gooch (12), mas mantendo a translação através de um soldador, que pode ser

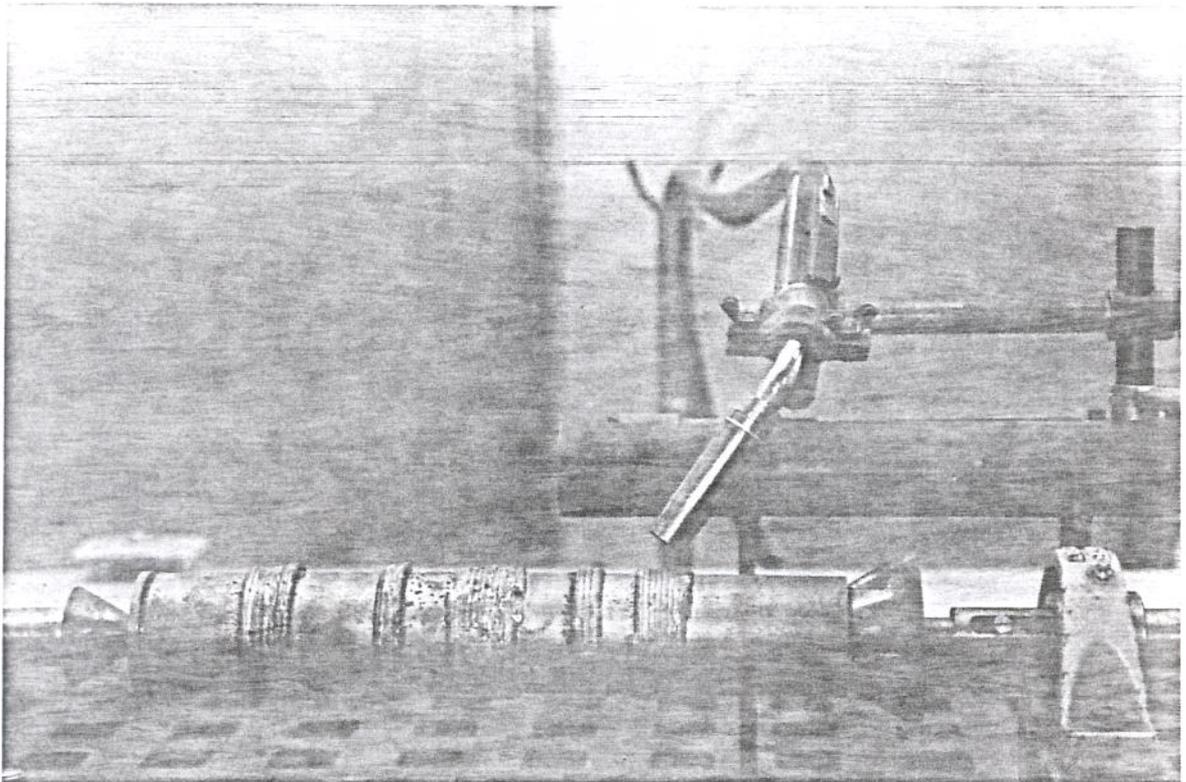
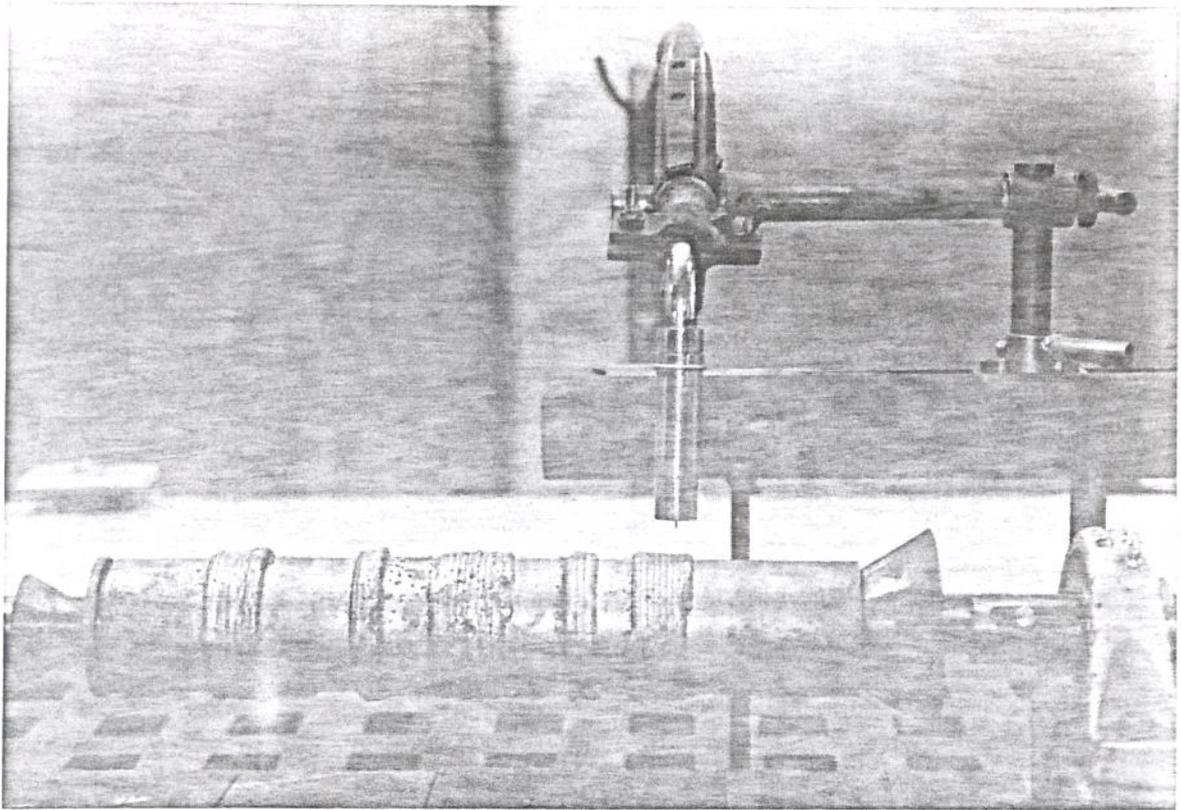


Figura 4.4.: Representação fotográfica do dispositivo de soldagem destacando: A. sem inclinação da tocha; B. com inclinação a 45 graus.

considerada como limitação diante da possibilidade de total automatização do processo como é o caso do trabalho em questão para esta aplicação específica, principalmente sob o aspecto repetibilidade de cordões.

Franco-Ferreira e Kanne (15) automatizaram o equipamento de soldagem a arco elétrico com proteção gasosa (gás hélio) de controle remoto utilizando uma técnica de revestimento que propicia baixa penetração através da solda com movimentos alternados (tipo tecimento ou "zigue-zague") e com composições de vetores na velocidade de soldagem resultante. A Figura 4.5. mostra a representação esquemática destas componentes de velocidade para esta aplicação.

COMPONENTES DA VELOCIDADE DE SOLDAGEM

VELOCIDADE DA TOCHA

VELOCIDADE DE ROTACAO DO TUBO

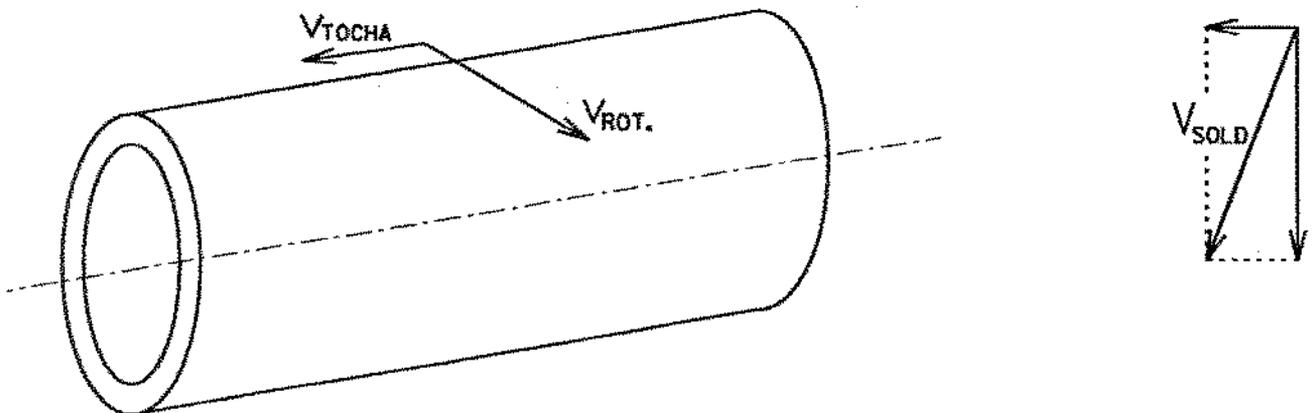


Figura 4.5. Representação da velocidade de soldagem e suas componentes vetoriais para corpo de prova cilíndrico.

4.2.2. Influência dos parâmetros de soldagem na geometria do revestimento.

Os resultados obtidos estão relacionados aos parâmetros tensão de arco elétrico, corrente de soldagem e inclinação da tocha, analisando suas influências na altura, largura, penetração e diluição dos revestimentos de solda.

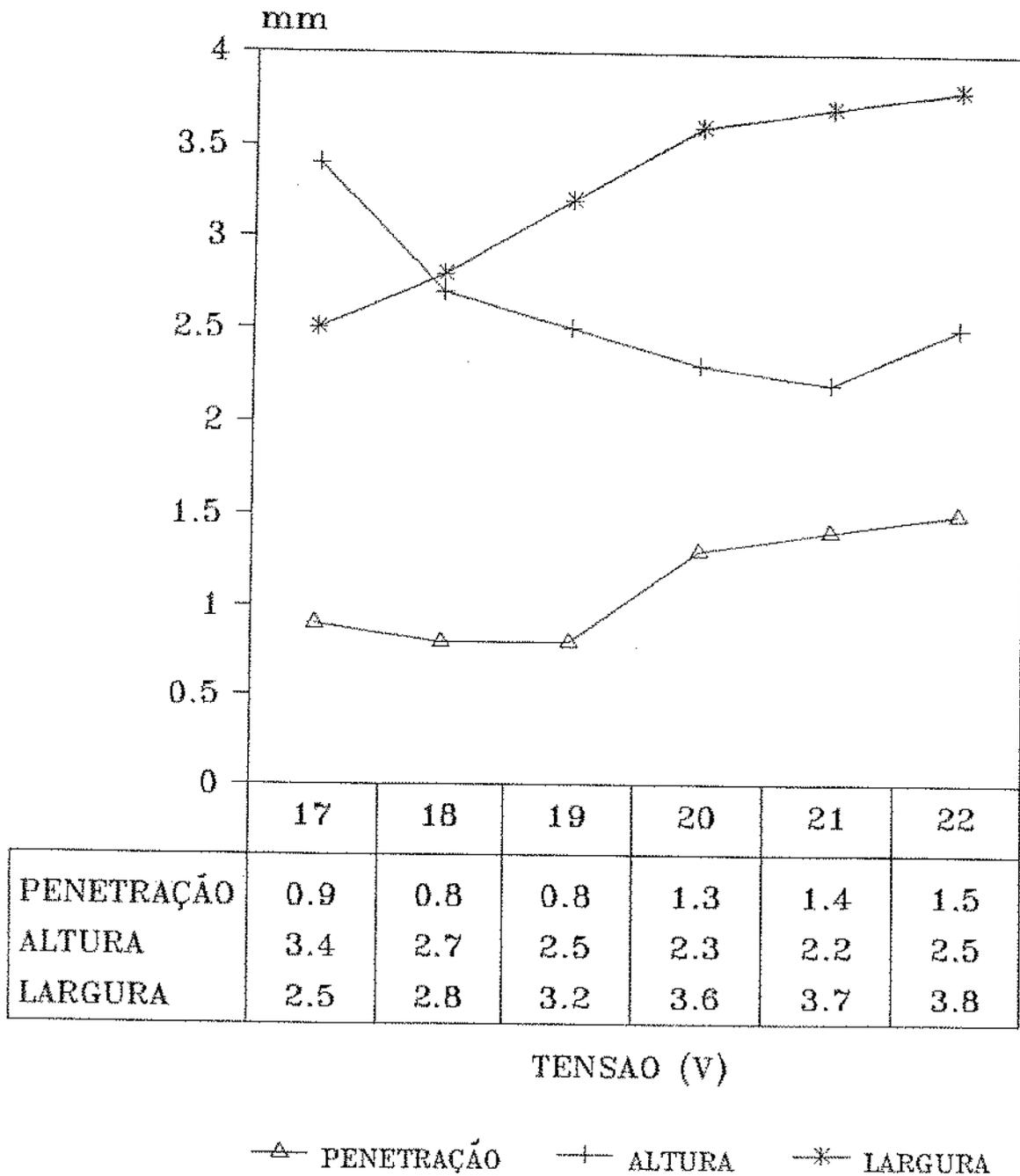
Os valores de largura do cordão foram tomados partindo-se de cordões individuais nas mesmas condições de soldagem aplicadas quando da execução do revestimento, principalmente pela dificuldade de medição após sobreposição destes.

Para as condições de soldagem otimizadas (item 4.2.1.), as características geométricas dos revestimentos variaram nas seguintes faixas: altura de 2,0 a 3,4, largura entre 2,0 e 4,7 bem como penetração de 0,25 a 1,5 mm. A Figura 4.6. mostra os resultados da influência da tensão elétrica na geometria de revestimento, para valores fixos de corrente elétrica 80 A, velocidade de soldagem 253 mm/min, vazão de gás 15 l/min e sem inclinação da tocha.

Importante analisar o efeito contrário que a tensão de arco exerce sobre altura e largura do cordão. Existe uma tendência de se manter um valor praticamente constante do produto altura e largura. Em experimentos para o processo a arco submerso, foi constatado um decréscimo da área do depósito de solda com o aumento da tensão, isto muito provavelmente relacionado aos valores de insumo de calor serem altos no arco submerso (em torno de 3,0 kJ/mm) quando comparados ao processo MIG/MAG (faixas de 0,5 kJ/mm) (11). A extrapolação comparativa de área de depósito de solda e produto altura X largura pode ser adotada para análise macro. A penetração aumenta discretamente com o crescimento do valor de tensão, fato também constatado mais intensamente para o processo de eletroescória para valores controlados de diluição entre 10 e 15 % (18), apesar da tensão ser um parâmetro de controle na profundidade de eletrodo na poça de solda. A tensão elétrica de soldagem é um parâmetro de soldagem interessante para controle da geometria de revestimento desejada, principalmente quanto ao perfil de cordão desejado determinado pelo produto altura X largura.

Um valor baixo de tensão pode propiciar falta de fusão de pontos do cordão de solda e baixa penetração deste, dificultando a sobreposição de cordões adjacentes bem como etapa posterior de usinagem. Por outro lado, alta tensão de arco pode implicar num descontrole do produto altura X largura, como fica evidente para $V = 22$ V quando ambos aumentaram, estando este fato relacionado ao excessivo insumo de calor aplicado (abordagem estatística não foi aplicada, conclusão baseada em causa especial).

TENSÃO X CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS



SEM INCLINAÇÃO DA TOCHA
 CORRENTE = 80 A
 VELOCIDADE DE SOLDAGEM = 253 mm/min

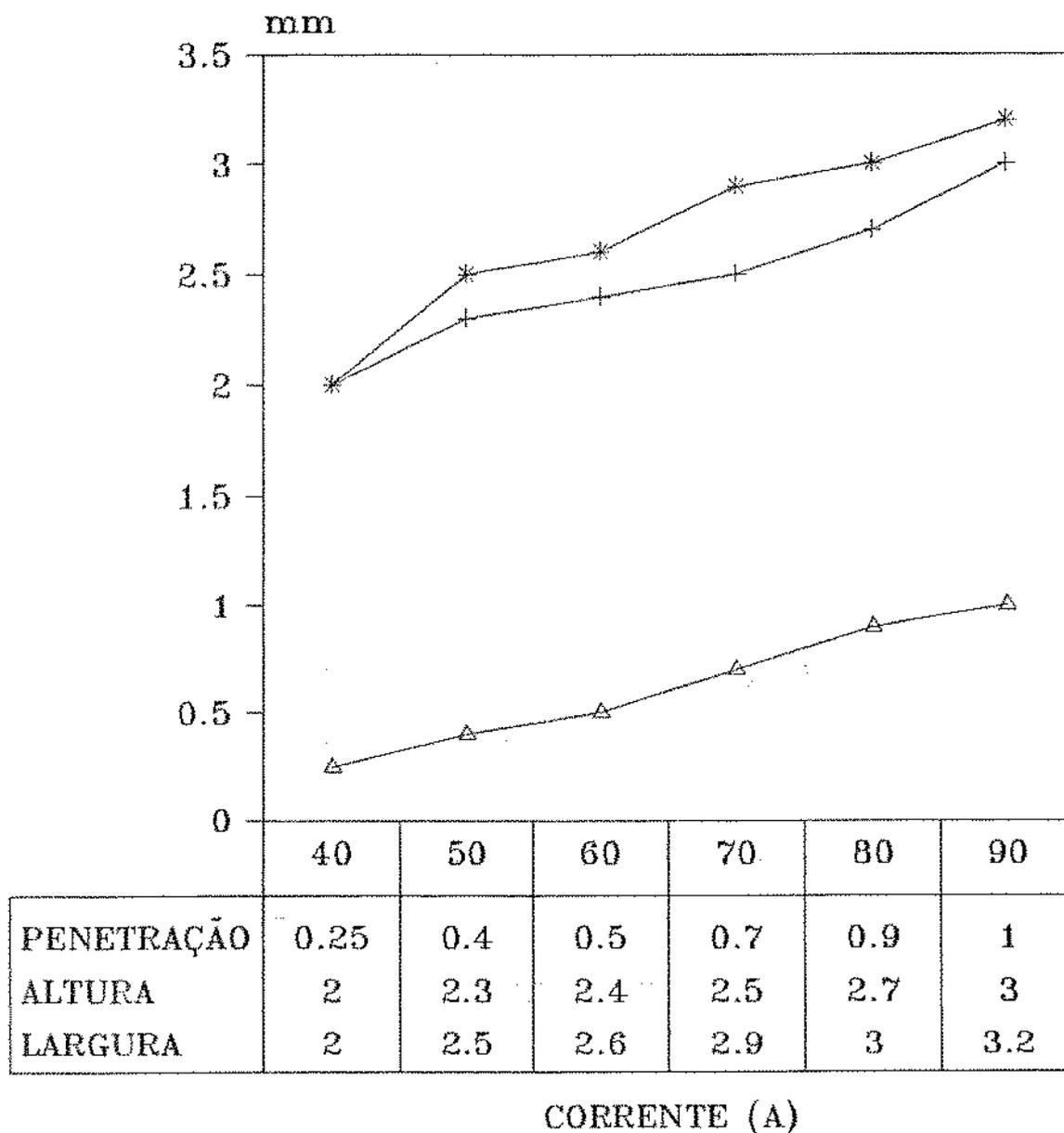
Figura 4.6. Influência da tensão de arco elétrico na geometria do revestimento (sem inclinação da tocha).

Para a corrente elétrica que está principalmente relacionada à velocidade de alimentação do arame consumível, os resultados são tratados inicialmente através de análises distintas, levando-se em conta a inclinação da tocha. O gráfico da Figura 4.7. mostra a evolução da geometria da solda de revestimento com a corrente elétrica, sem inclinação da tocha para valores fixos de: tensão 18 V, velocidade de soldagem 253 mm/min, gap 8,0 mm e vazão de gás 15 l/min.

A corrente afeta uniforme e regularmente tanto largura, altura e penetração dos cordões de solda. Sem inclinação da tocha, os valores de altura e largura são muito próximos para mesmos níveis de corrente, implicando em cordões apresentando área de seção transversal aproximadamente quadrada, o que dificulta na obtenção do revestimento quando da sobreposição de cordões (ilustrado na macrografia da Figura 4.1.). O aumento gradual da corrente elétrica principalmente através da maior velocidade de alimentação de arame consumível e, conseqüentemente, com maior taxa de deposição, permite a obtenção de cordões mais altos, desde que o insumo de calor seja suficiente. Para as condições utilizadas neste experimento, o valor de corrente em 100 A já implicou em excesso de respingos e dificuldade da deposição do cordão de solda. Teixeira e Pope (29) também obtiveram esta tendência de crescimento dos valores de altura, largura e penetração com aumento da corrente elétrica no processo a arco elétrico com eletrodo revestido representado pelo insumo de calor (cuja variação se passou principalmente através da elevação da corrente elétrica). Neste caso, os níveis de insumos de calor para o primeiro passe estão próximos ao trabalhado nesta aplicação - em torno de 600 J/mm. Oh, Devletian e Chen (18), estudando o processo de soldagem por eletroescória de baixa diluição (menor que 15%), também constataram um acréscimo de penetração com a corrente elétrica principalmente pelo crescimento da taxa de deposição de consumível no metal base, dando ênfase na aplicação de alto insumo de calor (acima de 2000 J/mm) para obtenção de grande largura (30 mm) e um consumível em aço inoxidável austenítico que tem melhor soldabilidade que o martensítico, bem como o próprio processo por eletroescória que exige níveis de energia maiores que o arco elétrico sob proteção gasosa. Este patamar de insumo de calor acentua a influência da corrente elétrica nos parâmetros altura, largura e penetração do cordão de solda.

Para a condição de inclinação de tocha a 45 graus, foi necessário o aumento do valor constante de tensão de arco para 21 V para manter o mesmo comprimento de arco devido principalmente ao aumento do comprimento de eletrodo (de 8,0 para 12,5 mm de altura do bico de contato com a inclinação) , pois para 18 V não se conseguiu obter cordão de solda adequado. Além disto, com o aumento do comprimento do eletrodo, a taxa de deposição do arame é maior para o mesmo valor de corrente de soldagem. Neste sentido, os revestimentos foram executados no intuito de não propiciar a ocorrência de falta de fusão ou de penetração do metal de solda, mas mantendo o importante recurso de inclinação da tocha.

CORRENTE X CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS
SEM INCLINAÇÃO DA TOCHA



—△— PENETRACAO —+— ALTURA —*— LARGURA

TENSAO = 18 V

VELOCIDADE DE SOLDAGEM = 253 mm/min

Figura 4.7. Influência da corrente de soldagem na geometria do revestimento (sem inclinação da tocha).

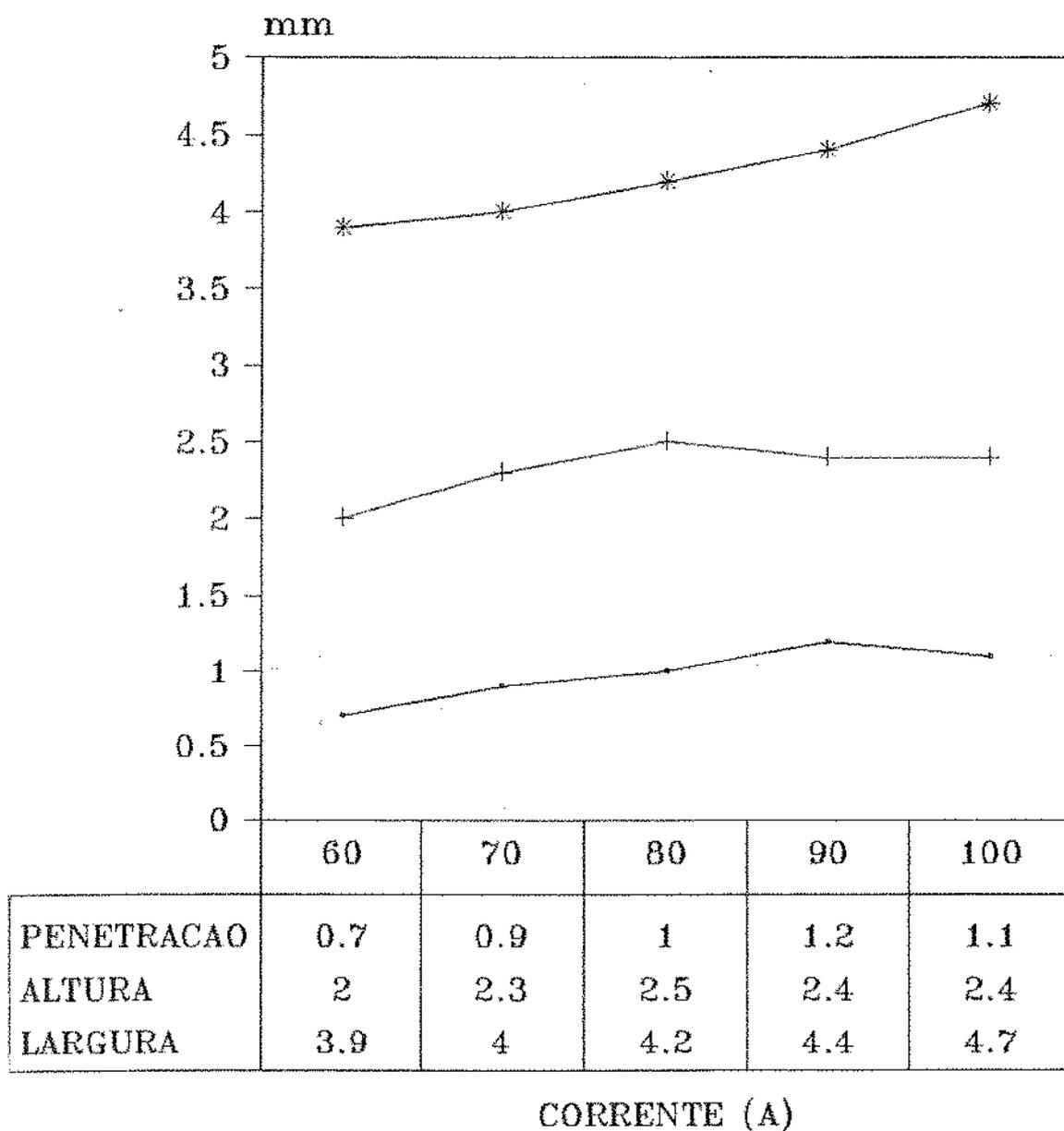
A evolução das características geométricas do revestimento com a variação de corrente elétrica para inclinação da tocha em 45 graus e tensão constante em 21 V, velocidade de soldagem 253 mm/min, gap entre 8,0 e 12,5 mm e vazão de gás 15 l/min está demonstrada na Figura 4.8.

Um dos principais objetivos deste trabalho, isto é, obter cordões de solda com máxima largura sem crescimento significativo de altura e penetração, fica bem evidenciado neste gráfico pois os valores de largura do cordão crescem para um aumento inexpressivo da altura deste, para valores praticamente constantes de penetração. O aumento da corrente de soldagem aliado à inclinação da tocha (que implica no aumento do valor de tensão de arco) possibilita obtermos cordões mais largos, sem crescimento excessivo de altura e penetração. Esta última permanecendo quase constante para estas condições mostra que o aumento da taxa de deposição e, conseqüentemente, do nível de diluição ocorrido com a inclinação da tocha não afetou significativamente a penetração, não implicando num acréscimo excessivo da influência do metal base (menos nobre) no metal de solda, conforme exposto por vários autores (12) (15) (18). Pesquisadores afirmam que a sobreposição de cordões de solda até 50% é considerada satisfatória (29). Para esta aplicação obteve-se valores próximos a 50%, principalmente após a inclinação da tocha.

4.2.3. Análise da diluição.

Os resultados das medições de diluição do metal base no metal de solda variaram de 8 a 23% para os corpos de prova executados sem inclinação da tocha e de 20 a 42% com inclinação a 45 graus, quando relacionados ao crescimento da corrente elétrica. O nível de taxa de deposição do arame consumível relacionado à velocidade de alimentação deste é o fator mais significativo na variação da corrente elétrica e conseqüentemente na diluição. A Figura 4.9. mostra a evolução da diluição com a corrente elétrica para as duas condições de inclinação da tocha, para os valores fixos de 18 V sem inclinação (gap de 8,0 mm) e 21 V a 45 graus (com gap entre 8,0 e 12,5 mm), tendo velocidade de soldagem em 253 mm/min, vazão de gás 15 l/min.

CORRENTE X CARACTERISTICAS GEOMÉTRICAS
COM INCLINAÇÃO DA TOCHA - 45 GRAUS.

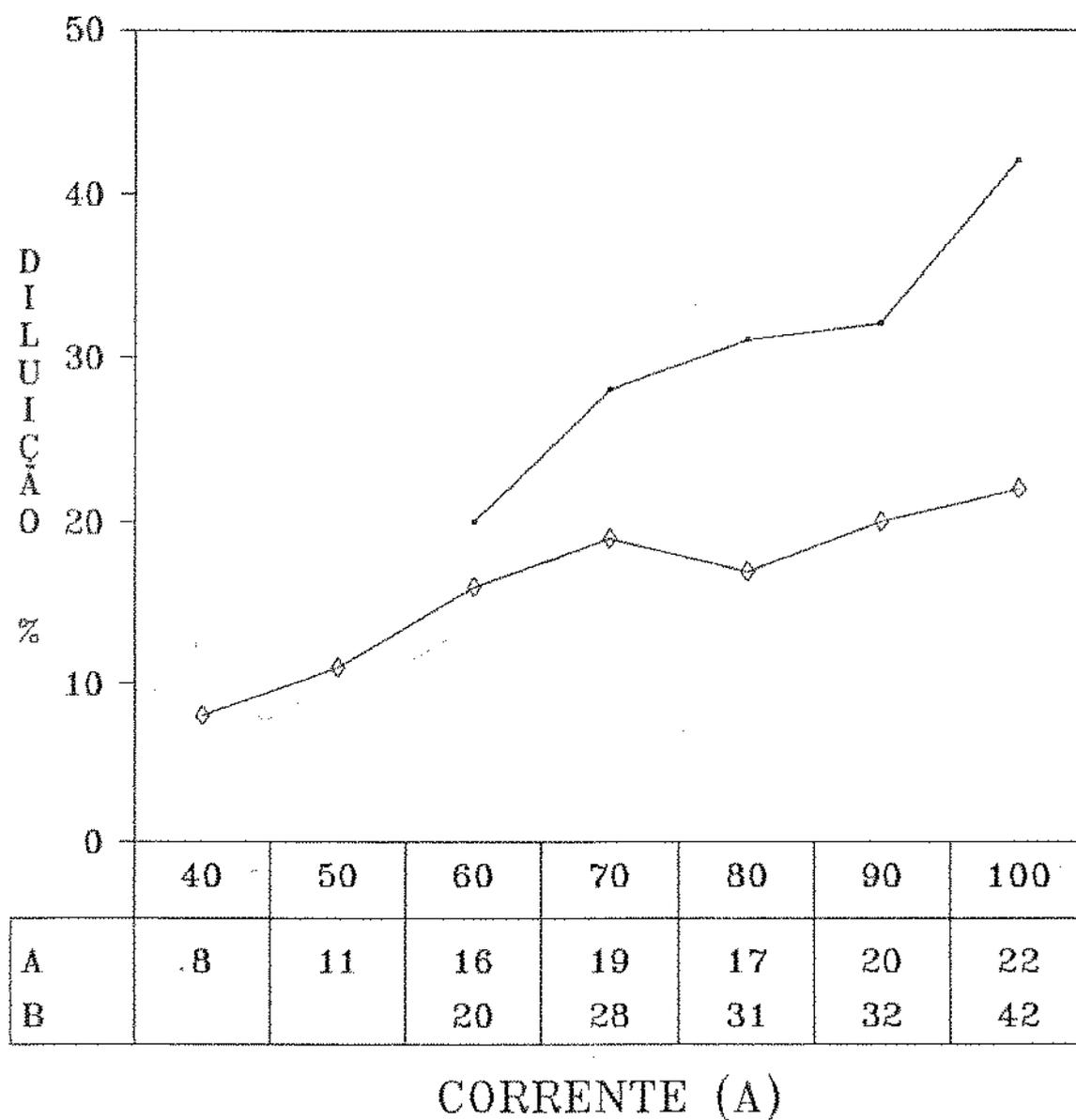


—•— PENETRAÇÃO —+— ALTURA —*— LARGURA

TENSÃO = 21 V
VELOCIDADE DE SOLDAGEM = 253 mm/min

Figura 4.8. Influência da corrente elétrica de soldagem na geometria do revestimento (com inclinação da tocha em 45 graus).

CORRENTE X DILUIÇÃO (%)



—◇— A —●— B

A = SEM INCLINAÇÃO TOCHA (TENSÃO = 18V)
 B = COM INCLINAÇÃO TOCHA (TENSÃO = 21V)
 45 GRAUS

Figura 4.9. Influência da corrente elétrica na diluição.

A tendência de aumento da diluição com a corrente elétrica fica evidenciada na Figura 4.9., tanto com e sem inclinação da tocha. Com a tocha inclinada, não foi possível obter cordão de solda para os valores de corrente elétrica entre 40 e 50 A. Sharples e Gooch (12), estudando o processo a arco elétrico com eletrodo revestido (SMAW), comprovaram a tendência citada, sendo mais acentuada para o primeiro passe de soldagem. Por outro lado, para o processo de soldagem por eletroescória, os resultados apresentados de aumento de taxa de deposição e penetração com a corrente elétrica levam a concluir que a diluição também deveria crescer, mas a Figura 2.15. mostra tendência de queda da diluição com o aumento da corrente, fato este característico do trabalho de Oh, Devletian e Chen (18).

A diferença dos valores de diluição para uma mesma corrente elétrica e diferentes inclinações da tocha é um ponto interessante para discussão. A inclinação da tocha favorece a obtenção do revestimento pela sobreposição de cordões mas implica em níveis de diluição mais altos, que num primeiro momento são prejudiciais às propriedades do revestimento. A diferença de tensão de arco sem e com inclinação (respectivamente 18 e 21 V) fornece um aumento de 15% na energia gasta no processo (rendimento do processo não considerado), crescimento da taxa de deposição e maior incidência de arco que tende a explicar este aumento da diluição com a inclinação.

O compromisso importante é conseguir realizar um revestimento com microestruturas e propriedades mecânicas mais próximas possíveis do consumível. Para conclusão dos níveis de diluição aceitáveis nesta aplicação, torna-se necessário complementar com a análise das microestruturas obtidas, perfil de distribuição de microdureza e usinabilidade dos revestimentos, mas deve estar entre os valores de corrente elétrica de 70 e 90 A, pois é um intervalo em que a variação de diluição não é significativa, tanto sem e com inclinação da tocha (17 a 20% e 28 a 32% respectivamente). Estas faixas de condições de soldagem resultam em insumos de calor entre 300 e 450 J/mm.

Vários autores mostram também que oscilação de tocha (soldagem por tecimento) é uma técnica para reduzir os níveis de diluição (2)(15). Isto possibilita concluir que os movimentos relativos de corpo de prova e tocha desta aplicação podem ser considerados análogos como função a esta oscilação, pois os níveis de diluição obtidos são inferiores quando comparados aos padrões teóricos dos processos, conforme apresentado no item 2.4. O recurso de inclinar a tocha influencia principalmente na facilidade de obtenção do revestimento e de sua apresentação, mas eleva os níveis de diluição aplicados quando comparados às mesmas condições sem inclinação.

4.2.4. Análise das medidas de microdureza.

As medidas de microdureza foram executadas numa mesma direção de uma seção transversal do cordão de solda, percorrendo-se o

metal base, a zona afetada pelo calor e o metal de solda até a linha de centro do cordão.

Medidas preliminares não mostraram variação significativa de valores de dureza de pontos equidistantes do centro da solda em lados opostos na direção adotada como também constatado por outros autores (39). Assim, os pontos foram tomados somente de um lado de seção transversal do cordão. A Figura 4.10. ilustra a macrografia de um corpo de prova mostrando estes pontos conforme procedimento descrito no item 3.4.6.:

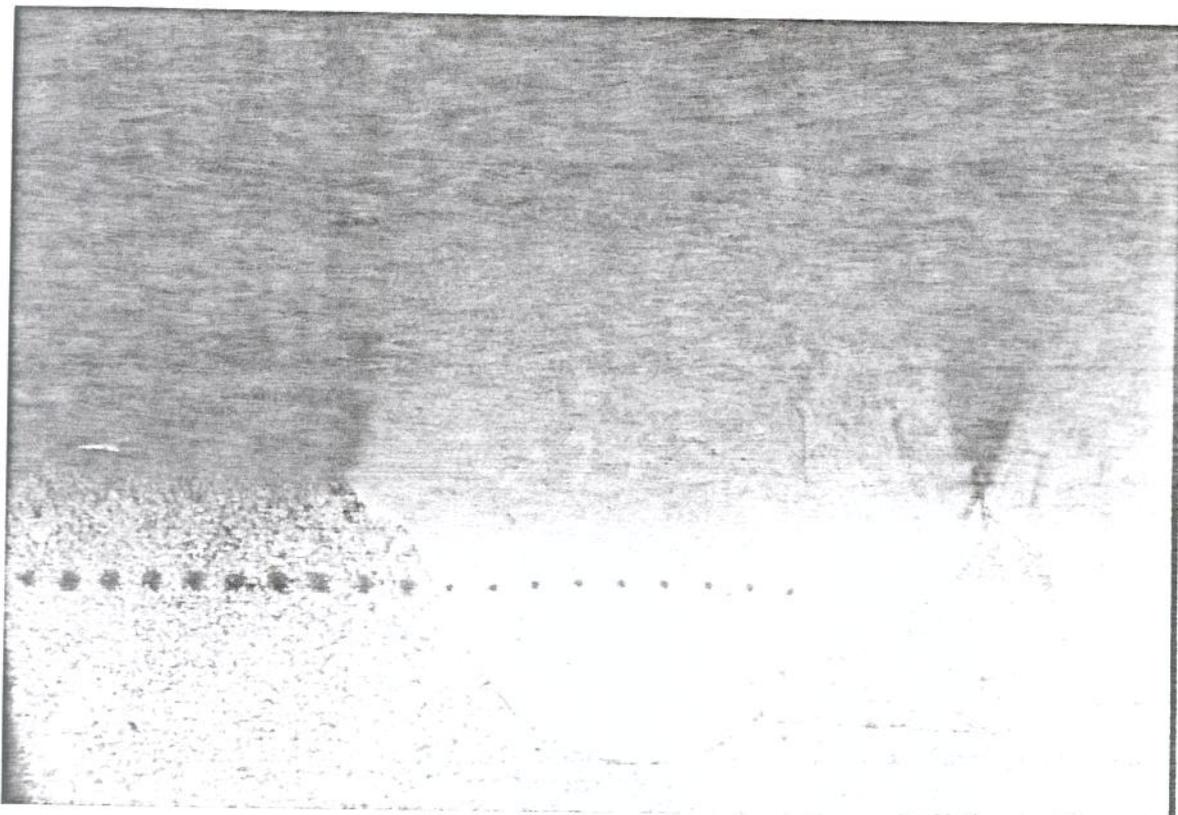


Figura 4.10.: Macrografia de um corpo de prova ilustrando o procedimento de medição de microdureza. Aumento 25X.

Os resultados de medições de dureza para condições de soldagem otimizadas enfatizando os perfis de distribuição para os valores de insumo de calor em 398, 490 e 552 J/mm estão apresentados respectivamente nos gráficos da Figura 4.11.

Foi constatada através da distribuição das microdurezas e análise visual com estereoscópio a ocorrência de faixas mais largas de zona afetada pelo calor para valores mais altos de insumo de calor. A dureza no metal de solda é menor para valores mais altos de insumo de calor estando este fato relacionado à maior diluição do metal base no metal de solda. Esta mesma conclusão também ocorre para o processo de soldagem a arco elétrico com eletrodo revestido (12) e ilustrado na Figura 2.10.

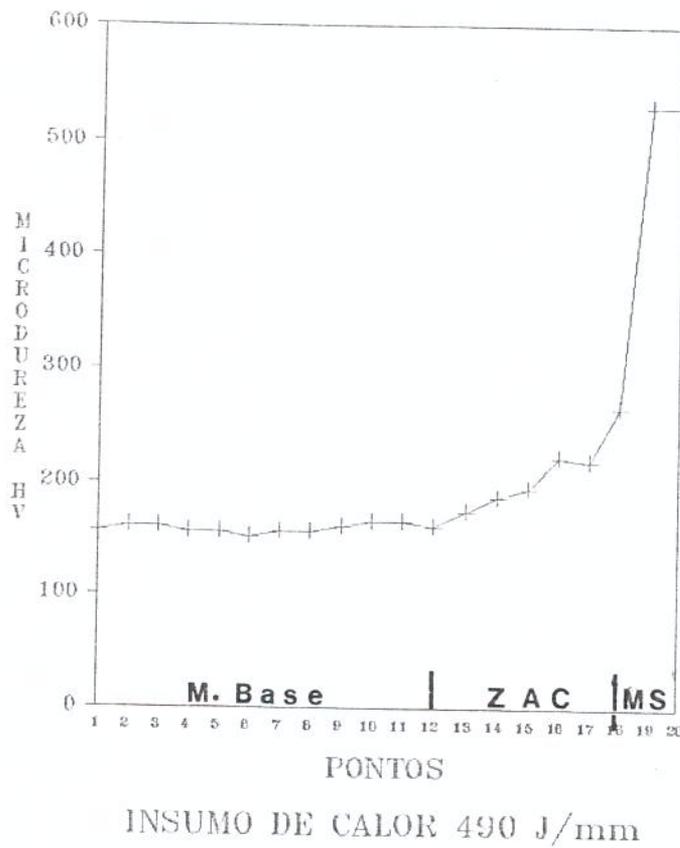
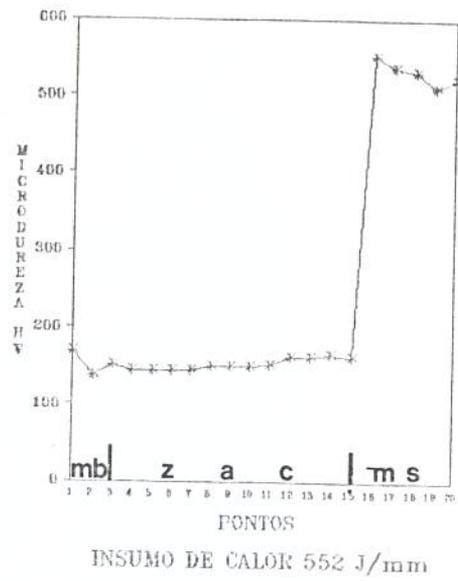
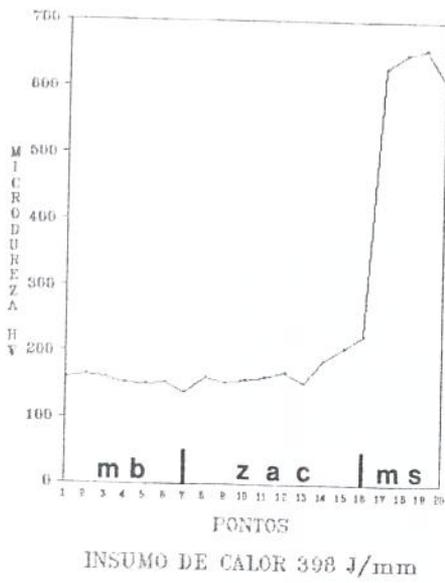


Figura 4.11.: Perfis de distribuições de microdureza para corpos de prova com: $HI = 398 \text{ J/mm}$, $HI = 490 \text{ J/mm}$ (em destaque) e $HI = 552 \text{ J/mm}$.

A literatura recomenda que qualquer primeiro passe de revestimento permanecendo abaixo de um determinado valor de dureza do metal de solda e zona afetada pelo calor reduz a probabilidade de ocorrência de trincas (2) (12) (29), valor este que depende da aplicação específica. Isto aplica-se para este estudo pois não foram constatadas trincas.

Como a Figura 4.11. apresenta diferentes dimensões principalmente de zona afetada pelo calor e para uma melhor análise do insumo de calor nas microdurezas, são mostrados os valores médios de microdurezas para as diferentes regiões da soldagem para os valores de insumos de calor otimizados neste trabalho na Figura 4.12., onde ZAC1 e ZAC2 são regiões da zona afetada pelo calor muito próximas ao metal base e ao metal de solda respectivamente.

Pela distribuição dos valores de microdurezas por regiões de solda e principalmente na zona afetada pelo calor tendo como limite de dureza 210 HV, reforça-se o exposto da não ocorrência de trincas.

No metal de solda também não ocorre trincas, mesmo apresentando limite de 630 HV, valor de dureza considerado normal para a estrutura martensítica. Os valores de insumo de calor analisados não são suficientes para possibilitar um crescimento excessivo dos grãos na zona afetada pelo calor e a possibilidade de propagação de trincas numa análise restrita ao aspecto dureza, fato também constatado por Devletian, Koch e Buckley (40) utilizando processo a arco elétrico por eletroescória com revestimento em aço inoxidável austenítico e por Teixeira e Pope (29) obtendo grau de refino dos grãos na zona afetada pelo calor satisfatório com processo a arco elétrico com eletrodo revestido utilizando revestimento de aço liga 1% Cr 0,5% Mo.

PERFIL DE DUREZA POR REGIÕES DE SOLDA
EVOLUÇÃO POR INSUMOS DE CALOR

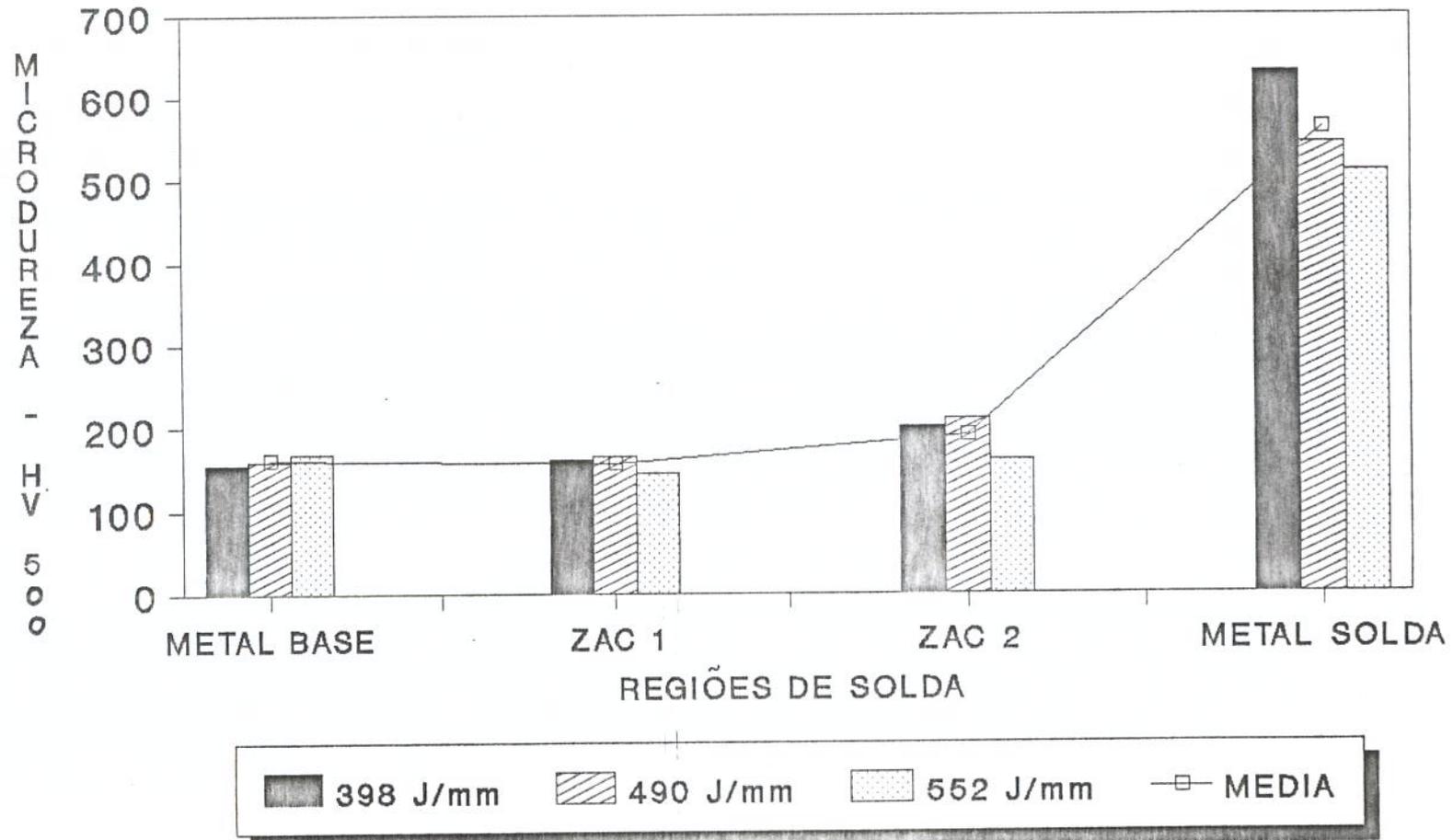


FIGURA 4.12. MICRODUREZAS POR REGIÕES DE SOLDA SEPARADAS POR INSUMOS CALOR

4.2.5. Análise de microestruturas.

As análises metalográficas executadas nas amostras apresentaram regiões microestruturais bem definidas por regiões, não ficando caracterizadas variações significativas entre as distribuições de microestruturas dentre aquelas analisadas nos diversos corpos de prova e condições de soldagem para determinada região. Foram observadas faixas de diferentes tamanhos de grãos principalmente na zona afetada pelo calor.

A Figura 4.13. apresenta estas regiões microestruturais relacionando-as à sua localização indicada numa macrografia do corpo de prova soldado. A caracterização destas microestruturas é a seguinte:

Figura 4.13.A. Metal Base: constituído de estrutura típica de colônias de perlita (regiões escuras) em matriz ferrítica (regiões brancas). Região não afetada pelo calor. Aumento 250 X. (41) (42).

Figura 4.13.B. Zona Afetada pelo Calor de Grãos Refinados: similar à anterior pois a localização é muito próxima do metal base. Aumento 250 X. (41) (42).

Figura 4.13.C. Zona Afetada pelo Calor de Grãos Grosseiros: constituída de ferrita com maior concentração de perlita grosseira (notar maior incidência de regiões escuras) e com grãos mais grosseiros quando comparados à região muito próxima ao metal base. Tendência à textura acicular. Perlita que se forma entre as agulhas de ferrita mantém aspecto acicular, caracterizando ocorrência de superaquecimento. (41) (42) (43)

Figura 4.13.D. Linha de transição entre metal base e de adição: constituída basicamente de estrutura martensítica e de perlita, permanecendo pontos de ferrita acicular. (42)

Figura 4.13.E. Metal de Solda: constituído de martensita com aparência de revenida, com a ocorrência de carbeto de cromo precipitados. (42).

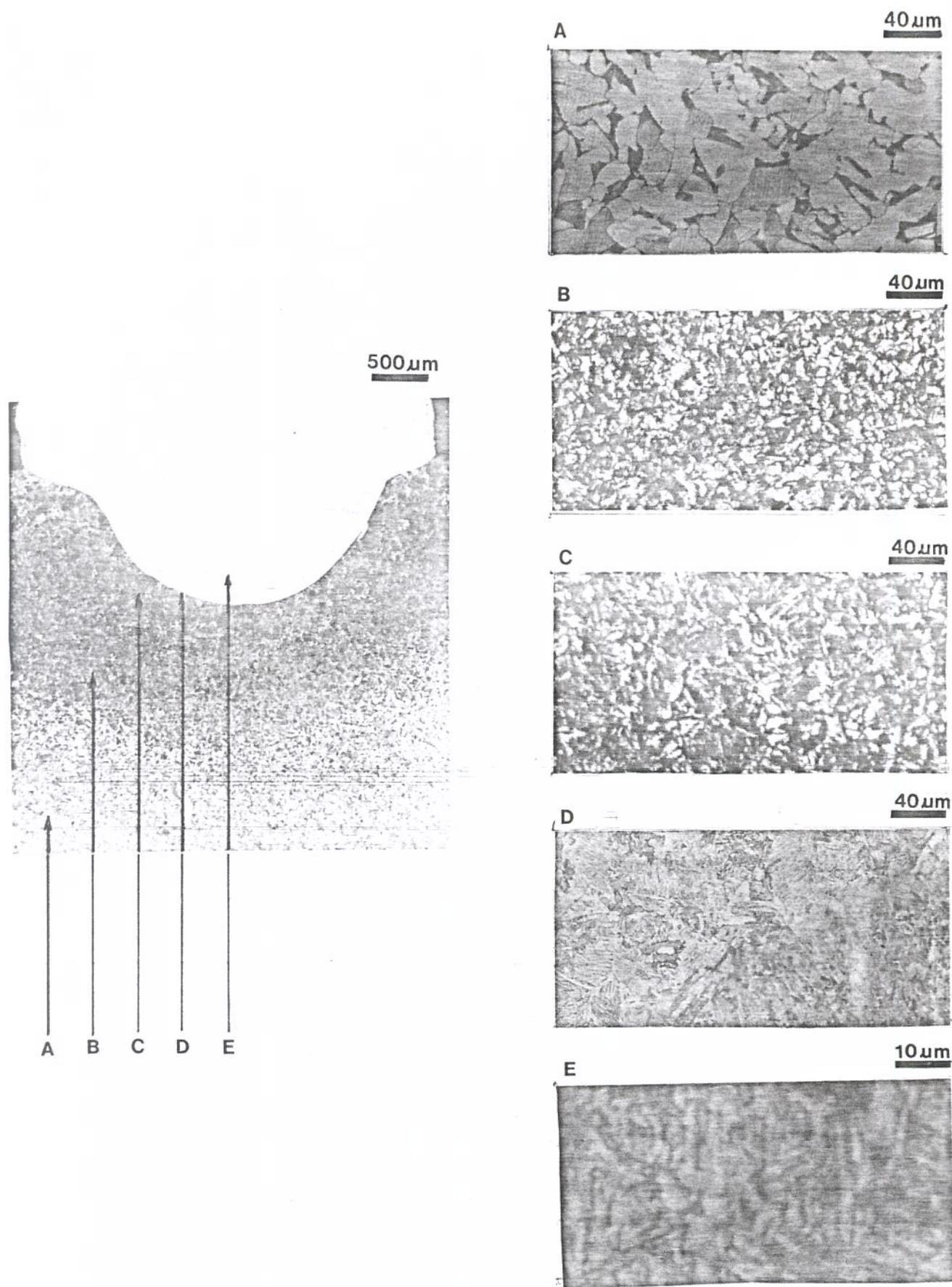


Figura 4.13. Variações microestruturais típicas ao longo da região soldada.

No metal de solda, ou seja, no revestimento, a caracterização das microestruturas apresentadas mostra que os valores de temperatura e diluição não foram suficientes para o aparecimento de outro tipo de microestrutura que não fosse a martensita. A não ocorrência de trincas nas amostras levam a concluir que estas apresentaram maior tenacidade (não fragilização da estrutura) quando comparadas a estruturas somente temperadas e sem revenimento. Para este estudo, a solda de revestimento que implica em cordões sobrepostos é favorecida para maiores alívios de tensões pelo calor advindo dos cordões executados inicialmente. A influência da diluição na dureza do metal de solda para diferentes insumos de calor não é significativa, fato comprovado microestruturalmente.

Na zona afetada pelo calor não há ocorrência de crescimento excessivo de grãos mesmo na região muito próxima ao metal de solda como pode-se notar nas regiões microestruturais desta , onde houve crescimento de grãos e ocorrência de perlita que implica em maior dureza e, conseqüentemente, maior possibilidade de fragilização. A presença de matriz ferrítica com textura acicular na região mais afetada pelo calor é marcante para a não ocorrência de trincas. A literatura mostra que esta estrutura propicia excelente combinação de tenacidade e resistência, principalmente relacionado ao seu pequeno tamanho de grão e contornos de pequeno ângulo (41) (44). Apesar de serem observadas variações nas microestruturas da zona afetada pelo calor, estas não ocasionaram mudanças significativas nos resultados de microdurezas, principalmente quando comparados à dureza do metal de solda. Importante atentar para a coerência entre as distribuições de dureza e microestruturas das Figuras 4.12. e 4.13. respectivamente, bem como o pico de dureza que ocorre entre metal base e o revestimento de solda. Neste sentido, os níveis de diluição empregados e insumos de calor discutidos no item 4.2.3. são aceitáveis e significam uma otimização das condições de soldagem para esta aplicação.

A região do metal de base não afetada pelo calor permaneceu conforme estado de fornecimento do aço ASTM A 106 Gr B (9) (41) (similar aço ABNT 1030).

4.2.6. Usinabilidade.

Os ensaios de usinabilidade dos revestimentos foram realizados adotando-se um ensaio chamado de curta duração (35) definindo como critério a medição da força de corte (P_c) para diferentes níveis de insumo de calor aplicados ao revestimento, incluindo o aço padrão ABNT 1212. Os resultados foram plotados separadamente para cada passe de usinagem, objetivando a análise da variação da força de corte após estabilização do dinamômetro. Como uma maior força de corte (P_c) significa maior dificuldade de usinar, o índice de usinabilidade expresso em porcentagem, foi definido como a relação entre a força de corte do material padrão e aquela do material ensaiado, ou seja:

$$I.U. = \frac{P_C \text{ do material padrão}}{P_C \text{ do revestimento ensaiado}} \times 100 \quad \text{Equação 4.1. (37)}$$

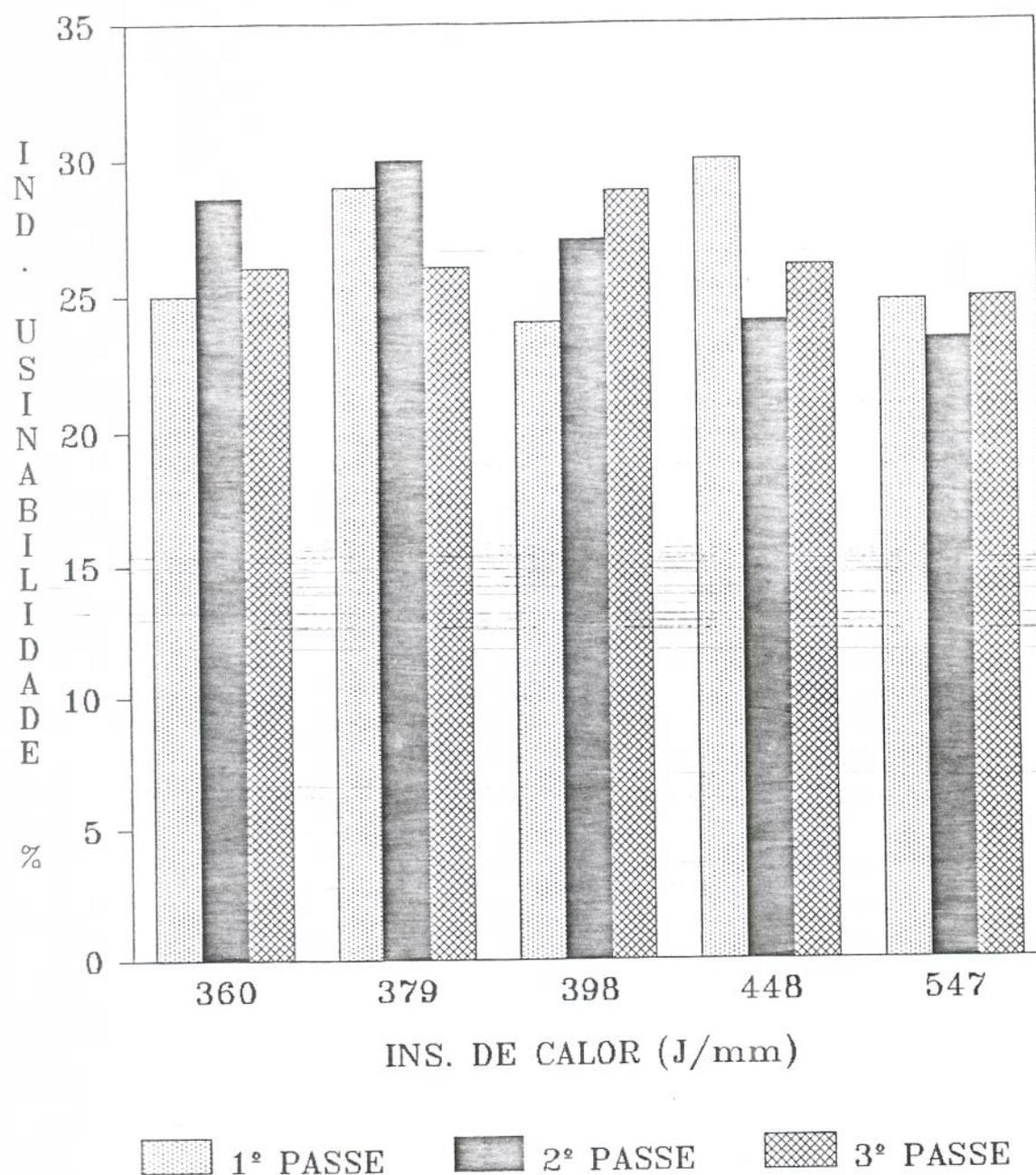
Os resultados de usinabilidade representados pelos índices são apresentados na Figura 4.14., calculados de maneira geral e para cada passe de usinagem, considerando o valor médio da força de corte em cada caso. O valor médio da força de corte (P_C) do aço padrão concentrou-se em 25 kgf para os três passes de usinagem.

Os valores obtidos para o primeiro passe apresentam maior dispersão de resultados devido principalmente à maior probabilidade de ocorrência de corte interrompido, uma vez que a homogeneização descrita no item 3.4.7. pode não ter sido suficiente para eliminar esta possibilidade. Para o segundo passe, ou seja, 0,5 mm no raio abaixo da superfície externa inicial do corpo de prova, há uma concentração dos valores de usinabilidade do revestimento entre 25 e 31%, com leve tendência de aumento com o crescimento do insumo de calor. Esta mesma abordagem aplica-se ao terceiro passe.

Analisando a distribuição da Figura 4.14., para valores baixos de insumo de calor (360 e 379 J/mm), o índice de usinabilidade para o segundo passe é superior ao do terceiro, tendendo à igualdade com o aumento do insumo. Este fato está muito provavelmente ligado à maior homogeneização do cordão de solda como um todo, implicando numa similar usinabilidade.

Uma consideração importante deve ser feita quanto às dificuldades na leitura dos valores da força de corte no dinamômetro devido principalmente ao tempo de usinagem não ser alto (maior percurso de avanço implicaria em excessivo consumo de consumível de soldagem), oscilação da medição, própria imprecisão do equipamento e diferentes tipos de respostas dos corpos de prova durante o revestimento (diferentes aquecimentos e taxas de resfriamento). Assim, como o ensaio é comparativo e objetiva mostrar a tendência da evolução do índice de usinabilidade, a contribuição é significativa para mostrar que o revestimento de solda para esta aplicação está na faixa de 25 a 28% de usinabilidade, quando comparado ao padrão bem conhecido. Ou seja, o revestimento de aço inoxidável martensítico numa matriz de aço baixo carbono é 04 vezes mais difícil de usinar que o padrão aço ABNT 1212. Há uma tendência de redução na usinabilidade com o aumento do insumo de calor, mas de forma não significativa. Este resultado permite que a otimização do processo global de fabricação ou recuperação de peças seja concentrada principalmente nos parâmetros de soldagem, quando se emana o fato do revestimento não apresentar usinabilidades diversas para o mesmo revestimento de aço inoxidável martensítico obtido através de outros processos concorrentes como metalização (para baixas espessuras de revestimento).

INDICE USINABILIDADE X INSUMO DE CALOR POR PASSES DE USINAGEM



I.U. MÉDIO GERAL = 26,5 %

Figura 4.14. Índices de usinabilidade relacionados aos insumos de calor aplicados por passes de usinagem.

5. CONCLUSÕES.

Embasado nos desenvolvimentos teóricos e experimentais deste trabalho, analisando os resultados obtidos, concluímos que:

- A automação é perfeitamente viável para o processo de revestimento de aço baixo carbono com aço inoxidável martensítico via soldagem a arco elétrico sob proteção gasosa.

- A inclinação da tocha a 45 graus caracteriza-se como um recurso importante para melhorar a obtenção de revestimento de soldagem satisfatório, sendo que os valores de diluição devem ser controlados a níveis mínimos aceitáveis para a aplicação específica.

- O insumo de calor é um parâmetro abstrato para controle de soldagem, devendo este ser trabalhado através de um parâmetro principal que como recomendação deste trabalho é a corrente elétrica de soldagem.

- A tensão de arco elétrico é um parâmetro importante recomendado para controle da área do depósito do cordão de solda, principalmente para aumento da largura deste, não afetando significativamente diluição e penetração.

- A corrente elétrica é o principal parâmetro a afetar o aumento linear das características geométricas do cordão de solda, ou seja, altura, largura e penetração, bem como diluição.

- Para as condições de soldagem aplicadas a este trabalho, não houve ocorrência de trincas.

- O insumo de calor e as condições de soldagem, nas faixas utilizadas neste trabalho, não afetam significativamente a usinabilidade do revestimento de aço inoxidável martensítico.

6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.

Baseado na experiência vivida neste trabalho e seus resultados/conclusões, são apresentadas algumas sugestões para futuros trabalhos dando continuidade a esta linha de pesquisa:

- execução do recurso de soldagem conhecido por "tecimento", ou seja, movimentação oscilatória da tocha (tipo zigue-zague), extrapolando para revestimentos em superfícies planas.
- automação do processo enfatizando o avanço da tocha acionado por circuito eletrônico condicionado à rotação do tubo (descrito no item 3.2.1.C.).
- avaliação econômica da aplicação, com foco principal em linha de produção.
- estudo específico do tópico usinagem do revestimento, inserindo a possibilidade de se trabalhar com usinagem a quente imediatamente após a soldagem, visando aproveitar a energia já dedicada ao revestimento, partindo para uma célula de manufatura envolvendo soldagem e usinagem.
- comparação de índices de usinabilidade e de diluição para outros materiais como revestimento, ampliando os estudos deste trabalho e analisando através de uma abordagem estatística mais apurada.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.

- (1) American Welding Society - Miami - Welding Handbook, 8th Ed. - Vol. 2, "Welding Processes-Gas Metal-Arc Welding", 1991, pp - 109s-154s.
- (2) Davies,A.C. - The Science and Practice of Welding - 8th Ed.- Vol 1 - 1989.
- (3) Easterling, K.- Introduction to the Physical Metallurgy of Welding - Ed. Butterworths - 1st Ed.- 1983.
- (4) The American Society of Mechanical Engineers - New York - Section II Material Specifications - "Part C - Welding Rods, Electrodes and Filler Metals" - July - 1980 - pp - 150s-164s.
- (5) Engemasa Engenharia e Materiais Ltda - São Carlos - Circular Técnica - " Diagrama Transformação de Resfriamento Contínuo - aço 13% Cr " - 1991.
- (6) Troyer,W.E. - " Manual Welding of Martensitic and Ferritic Stainless Steels", Plant Engineering - March - 1976 - pp - 155s-158s.
- (7) Budinski,K.G. - " Hardfacing V - Choosing a Process" - Welding Design & Fabrication - 03: , March 1987 - pp - 75s-78s.
- (8) Prisco, M. - "Soldagem de Manutenção" - Programa de Cursos Modulares em Tecnologia de Soldagem - Associação Brasileira de Soldagem - São Paulo - 1988.
- (9) American Standard of Testing Materials - Philadelphia - " A 106 - Standard Specification for Seamless Carbon Steel Pipe for High Temperature Service " - in ASTM - Part 1 Steel - Piping, Tubing, Fitting - 1979 - pp - 26s-38s.
- (10) American Welding Society - "Repair Welding" - AWS CP-1291 Welding Workbook - Datasheet n.153a - November 1992 - 4p.
- (11) Sorby,M.J. - " Developments in the Weld Surfacing of Steel Mill Rolls " - ESAB-BSC Publication - 1977 - pp - 1s-6s.
- (12) Sharples,R.V.& Gooch,T.G. - " Effect of Welding Variables on Cracking in Cobalt-Based SMA Hardfacing Deposits " - Welding Reserch Supplement - May 1992 - pp - 195s-200s.
- (13) Crowther,M. - " Submerged Arc Welding Gives Economic Repair of Continous Caster Rolls " - Metal Construction - May 1984 - pp - 277s-281s.
- (14) Yang,L.J.& Chandel,R.S.& Bibby,M.J. - "The Effects of Process Variables on the Weld Deposit Area of Submerged Arc Welds" - Welding Research Supplement - January 1993 - pp - 11s-18s.

- (15) Franco-Ferreira, E.A. & Kanne, W.R. Jr - "Remote Reactor Repair : Avoidance of Helium-Induced Cracking Using GMA Welding" - Welding Journal - 02 : February 1992 - pp - 43s-51s.
- (16) Smillie, S. - "Corrosion Resistant Synergic MIG Overlaying" - Joining & Materials - 8 : August 1989 - pp - 387s-389s.
- (17) Linhares, J.A. & Nascimento, G.M.M. & Macedo, D.D. & Filho, A.A. - "Soldagem de Cobre pelo Processo MIG para Recuperação de Sapatas e Garras de Cobre dos Fornos Elétricos de Acearia" - Soldagem e Materiais - 3 (2) : Abr/Jun 1991 - pp - 20s-23s.
- (18) Oh, V.K. & Devletian, J.H. & Chen, S.J. - "Low-Dilution Electroslag Cladding for Ship Building" - Welding Journal - 08 : August 1990 - pp - 37s-44s.
- (19) Farmer, H.N. - "Factor Affecting Selection and Performance of Hard-Facing Alloys - Coatings and Case-Hardening Processes" - Stood Company Report in Materials for the Mining Industry - 1976 - pp - 305s-310s.
- (20) American Society for Metals - Ohio - Metals Handbook - 8th Ed. - Vol. 6 - "Hard Facing by Arc Welding" - 1980 - pp - 152s-166s.
- (21) White Martins - Rio de Janeiro - "Soldagem MIG e Gases de Proteção" - Circular Técnico 01 - Junho 1987 - 18p.
- (22) White Martins - Rio de Janeiro - "Soldagem MIG" - Manual de Treinamento - 1988 - 35p.
- (23) Gonzales, G.S. et alli - "Desenvolvimento do Arame de Aço Inoxidável ER 309 Mo L para Solda Arco Submerso para Revestimento do tipo Cladding sobre Aço Baixa Liga" - Soldagem e Materiais - 3 (2) : Abr/Jun 1991 - pp - 28s-34s.
- (24) Liu, S. & Siewert, T.A. - Colorado - "Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding: Droplet Rate" - 1985 - 28p.
- (25) American Welding Society - New York - Welding Handbook - 6th Ed. - "Section 3 - Part A - Welding, Cutting and Related Processes" - 1970 - pp - 44.22s-44.69s.
- (26) American Welding Society - Miami - Welding Handbook - 8th Ed. - Vol.1 - "Welding Technology" - 1989 - pp - 1s-121s.
- (27) Frost, R.H. & Vaughan, T.R. - "Process Control in GMA Weld Overlay Cladding of Fe-Cr-Al Alloys" - Proceedings of an International Conference on Trends in Welding Research - May 1986 - pp - 777s-781s.
- (28) Pagani, S.M. & Robinson, F.P.A. - "Microstructure and Mechanical and Electrochemical Properties of Martensitic Weld Deposits Developed for Welding of a 12% Cr Duplex Stainless Steel" - Materials Science and Technology - 4 (6) : June 1988 - pp - 554s-559s.

- (29) Teixeira, J.C.G. & Pope, A.M. - "Técnica de Deposição em Dupla Camada para Reparos e Modificações sem Tratamento Térmico Pós-Soldagem de Aço 1Cr-0,5Mo" - Soldagem e Materiais - 4(2) : 1992 - pp - 24s-27s.
- (30) American Welding Society - Miami - "Specification for Solid Surfacing Welding Rods and Electrodes" - AWS A5.13-80 Code - 1980 - pp - 1516s-1547s.
- (31) Padilha, A.F. & Ambrozio, F.Filho - "Técnicas de Análise Microestrutural" - 1985.
- (32) Wilson, A.D. - "Hardness Testing of Thermal Cut Edges of Steel" - Engineering Journal / American Institute of Steel Construction - 3 (6): Sep 1990 - pp - 98s-105s.
- (33) Siewert, T.A. & Trevisan, R.E. & Purtscher, P.T. - Colorado - "Fusion Line Shape Versus Toughness in HY-80 GMA Welds" - National Bureau of Standards - April 1986.
- (34) Breda, J.P.D. - "Resistência à Usinagem - Uma Contribuição à Caracterização dos Materiais" - Tese de Mestrado - DEF/FEM/UNICAMP - Fevereiro 1992.
- (35) Ferraresi, D. - Fundamentos da Usinagem dos Metais - Editora Edgard Blucher Ltda - São Paulo - cap. XII - pp - 578s-592s - 1970.
- (36) Gonzales, G.S. & Cupini, N.L. & Telles, G.N. - "A Máquina de Comando Numérico e os Testes de Usinabilidade" - Anais do 10º Seminário de Comando Numérico no Brasil - 1990.
- (37) Sandvik Coromant - "Ferramentas para Tornear, C-1000, 2-POR/BRA" - Catálogo Técnico - 1987.
- (38) Cunha, L.B. & Cupini, N.L. - "Influência das Condições de Usinagem nos Índices de Usinabilidade baseados nas Forças de Corte e de Avanço no Torneamento" - Anais do VII Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica - Dezembro 1985.
- (39) Godoy, A.F. - "Estudo da Suscetibilidade à Trinca a Frio em Juntas Soldadas de Aço SAR - 80 BT" - Tese de Mestrado - DEF/FEM/UNICAMP - Dezembro 1989.
- (40) Devletian, J.H. & Kock, A. & Buckley, E.N. - "Unique Application Introduces Electroslag Cladding to U.S. Industry" - Welding Journal - Jan 1992 - pp - 57s-60s.
- (41) Colpaert, H. - Metalografia dos produtos siderúrgicos comuns - Editora Edgard Blucher Ltda - 3a. Ed. - 1974.
- (42) American Standard of Materials - Metals Handbook - 8th Ed. - Vol.7 - "Atlas of Microstructures" - 1973.
- (43) Peckner & Bernstein - Handbook of Stainless Steels - Ed. McGraw-Hill - Part 6 - 1987.

- (44) Lima, C.R.C. - "Efeito do Revestimento Anti-corrosivo nas Propriedades de Soldas de Aços Alta Resistência" - Tese de Mestrado - DEF/FEM/UNICAMP - Abril 1993.
- (45) Spigel, M.R. - Estatística - Editora Schaum McGraw-Hill - 1984.
- (46) Huenersen, G. & Haensch, H. & Augustyn J. - "Repair Welding Under Load" - Journal of the International Institute of Welding - 28 (9/10): Oct 1990 - pp - 173s-182s.
- (47) U.S. Welding Corporation - California - "Welding Wire Selection Critical to Jet Engine Repair Work" - Welding Journal - Nov 1992 - pp - 57s-59s.
- (48) Sandvik Steel - Sweden - "Composite Tubes for Black Liquor Recovery Boilers" - Sandvik 3R12/4L7 - January 1989 - pp - 1s-4s.
- (49) Kotecki, D. - "Hardfacing Benefits Maintenance and Repair Welding" - Welding Journal - Nov 1992 - pp - 51s-52s.
- (50) Hobart Brothers Co. - Ohio - "Hardfacing Helps Keep the Coal Moving" - Welding Journal - Nov 1992 - pp - 61s-63s.
- (51) Doody, T. - "Intermediate Mixed Zones in Dissimilar Metal, Welds for Sour Service" - Welding Journal - Mar 1992 - pp - 55s-59s.
- (52) Houldcroft, P. & John, R. - "Welding and Cutting, A Guide to Fusion Welding and Associated Cutting Processes" - Esab Group Publication - 1990 - pp - 23s-25s.
- (53) American Society for Metals - Ohio - Metals Handbook - 8th Ed. - Vol.6 - "Welding and Brazing" - 1980 - pp - 79s-100s.
- (54) Aços Villares S.A. - São Paulo - "Aço Inoxidável Martensítico VC-140" - Catálogo Técnico - 1990.