

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**ANÁLISE E MODELAGEM EMPÍRICA DO PROCESSO DE SOLDAGEM
A PLASMA COM “KEYHOLE” EM AÇO INOXIDÁVEL**

Tese submetida

à Universidade Federal de Uberlândia por:

ANDRÉ RICHETTI

como parte dos requisitos para obtenção do título de Doutor
em Engenharia Mecânica

Aprovada por:

Prof. Dr. Valtair Antonio Ferraresi - (UFU) - Orientador
Prof. Dr. Américo Scotti - (UFU)
Profa. Dra. Sônia Aparecida Goulart de Oliveira - (UFU)
Profa. Dra. Ana Sofia Clímaco Monteiro D'Oliveira - (UFPR)
Prof. Dr. Carlos Alberto Mendes da Mota - (UFPA)

Uberlândia, 18 de dezembro de 2003

FICHA CATALOGRÁFICA

R529a Richetti, André, 1970-
 Análise e modelagem empírica do processo de soldagem a plasma
 com keyhole em aço inoxidável / André Richetti. - Uberlândia, 2003.
 278f. : il.
 Orientador: Valtair Antonio Ferraresi.
 Tese (doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa
 de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
 Inclui bibliografia.
 1. Soldagem a plasma - Teses. 2. Juntas soldadas - Teses. 3. Processos
 de fabricação - Teses. I. Ferraresi, Valtair Antonio. II. Universidade Fede-
 ral de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
 III. Título.

CDU: 621.791.755 (043.3)

À minha namorada, Cíntia Keila.

Aos meus pais, Justino e Terezinha.

Aos meus irmãos, Márcia, Cláudia e Felipe.

AGRADECIMENTOS

Agradeço àqueles que me ajudaram a realizar este trabalho.

Ao meu orientador, prof. Valtair Antonio Ferraresi, pela orientação e profissionalismo demonstrado nestes anos de trabalho e que contribuiu em muito para o meu aperfeiçoamento.

Ao Curso de Pós Graduação em Engenharia Mecânica da UFU, pela oportunidade de realização deste trabalho, em especial, aos profs. Alisson Rocha Machado e Valder Steffen Júnior e às secretárias Inez Vilda Guimarães e Luci Rosana de Almeida.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pelo apoio financeiro.

Ao LAPROSOLDA/UFU pelo apoio técnico e laboratorial, sem os quais não seria possível a realização deste trabalho.

À Acesita S.A, representada pelo engenheiro Paulo Sérgio de Sairre Bálsamo, pela doação do material de base utilizado nos experimentos.

À White Martins S.A pela doação dos gases de soldagem.

Ao prof. Américo Scotti pela amizade e apoio durante estes dez anos em que trabalhei no LAPROSOLDA/UFU.

Aos amigos e amigas do Curso de Pós Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, em especial, aos amigos Admilson, Davi, Hélio, Louriel, Moisés, Ruhan, Peter, Alessandra, Alexandre (penução), Otávio, Vinícius, Celina, Flávio (fênix), Sandro, Alberto, Cristiene, Márcio Vilela, prof. Gilmar Guimarães e prof. Márcio Bacci.

Aos técnicos Lazinho, Carlão, Passarinho, Valdico, Reginaldo, Francisco e José Pedro pelo apoio dado no desenvolvimento dos dispositivos utilizados na realização deste trabalho.

Ao pessoal da biblioteca, Ângela, Valdenice e Ana Paula.

Às amigas Teresa Cristina, Magda e Norinha pela grande amizade.

SUMÁRIO

Simbologia	xi
Resumo	xiii
Abstract	xv
CAPÍTULO I- INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO II- REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	4
2.1- Introdução	4
2.2- Histórico	4
2.3- Processo de soldagem a plasma	6
2.3.1- Aspectos gerais	6
2.3.2- Construção do arco	7
2.3.3- Princípios de funcionamento	9
2.3.4- Equipamentos e acessórios	11
2.3.5- Consumíveis	13
2.3.6- Materiais passíveis de soldar	14
2.3.7- Técnicas de soldagem	15
2.3.8- Instabilidade na soldagem	19
2.4- Parâmetros ou variáveis de soldagem	21
2.4.1- Corrente de soldagem	21
2.4.2- Velocidade de soldagem	22
2.4.3- Gases	23
2.4.4- Variáveis da tocha e de posicionamento	30
2.4.5- Configuração da junta	34
2.4.6- Velocidade de alimentação	34
2.4.7- Fluxo	35
2.5- Defeitos de cordão: causas e medidas preventivas	35
2.5.1- Defeitos de penetração	36
2.5.2- Porosidade	37
2.5.3- Inclusões	38
2.5.4- Vazios	39
2.5.5- Mordedura	39
2.5.6- Trincas	40
2.5.7- Contaminação do metal de solda	40

2.6- Técnicas de estudo dos processos	40
2.6.1- Metodologia de Superfície de Resposta	41
2.6.2- Teoria da Similitude	43
CAPÍTULO III- EQUIPAMENTOS E PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	46
3.1- Equipamentos	46
3.1.1- Fonte de soldagem e módulo plasma	47
3.1.2- Tocha de soldagem	47
3.1.3- Controladores de vazão de gás	48
3.1.4- Mesa de coordenadas XY computadorizada	50
3.1.5- Sistema de alimentação de arame	50
3.1.6- Sistema de aquisição de dados	51
3.1.7- Sistema de aquisição e tratamento de imagens	51
3.2- Material de base	52
3.3- Consumíveis	52
3.3.1- Gases	52
3.3.2- Material de adição	52
3.3.3- Bocais de constrição e eletrodos	53
3.4- Metodologia de soldagem	53
3.5- Considerações sobre o tempo de retardo para formação do “keyhole”	55
3.6- Metodologia de obtenção das respostas	56
3.6- Metodologias de modelagem	56
CAPÍTULO IV- MODELAGEM PELA METODOLOGIA DE SUPERFÍCIE DE RESPOSTA	58
4.1- Introdução	58
4.2- Seleção das variáveis de estudo	59
4.3- Determinação dos limites de trabalho	60
4.3.1- Ajuste das variáveis de soldagem	60
4.3.2- Testes preliminares	60
4.4- Planejamento experimental	61
4.5- Resultados e discussão	62
4.6- Levantamento dos modelos matemáticos	66
4.7- Análise estatística dos resultados	78
4.8- Verificação experimental	84
4.9- Otimização da condição de soldagem	89
4.10- Resumo das equações	92
4.11- Conclusões preliminares	93

CAPÍTULO V- TEORIA DA SIMILITUDE- ANÁLISE GERAL E MODELAGEM DO PROCESSO	96
5.1- Introdução	96
5.2- Levantamento das variáveis de processo	97
5.3- Determinação das variáveis de estudo	98
5.4- Definição das respostas e análise dimensional	99
5.5- Testes preliminares para a definição da condição inicial de soldagem	100
5.6- Planejamento experimental	100
5.7- Efeito das variáveis de estudo	101
5.7.1- Efeito da corrente de soldagem	101
5.7.2- Efeito da vazão de gás de plasma	103
5.7.3- Efeito da velocidade de soldagem	105
5.7.4- Efeito da distância tocha peça	107
5.7.5- Efeito do diâmetro do orifício constritor (bocal de constrição)	109
5.7.6- Análise da tensão de soldagem	110
5.8- Planejamento experimental e levantamento das expressões empíricas	111
5.8.1- Resultados experimentais	112
5.8.2- Resposta 1: Reforço da raiz da solda	114
5.8.3- Resposta 2: Largura da raiz da solda	130
5.8.4- Resposta 3: Largura da face da solda	139
5.8.5- Resposta 4: Área fundida	147
5.8.6- Resposta 5: Reforço da face	157
5.9-Resumo das equações	165
5.10- Validação experimental	166
5.11- Conclusões preliminares	168
CAPÍTULO VI- EFEITO DAS VARIÁVEIS COMPLEMENTARES - PARTE 1	169
6.1- Comentários iniciais	169
6.2- Valores de referência (condição inicial do item 5.5)	170
6.3- Efeito da vazão do gás de proteção (Vgpr) – Fator F1	171
6.4- Efeito do recuo do eletrodo (Rec) – Fator F2	175
6.5- Efeito do ângulo de ponta do eletrodo (Ang) – Fator F3	177
6.6- Efeito da abertura de junta (Abt) – Fator F4	178
6.7- Validação experimental	181
6.8- Conclusões parciais	183
CAPÍTULO VII- EFEITO DAS VARIÁVEIS COMPLEMENTARES – PARTE 2	185
7.1- Comentários iniciais	185

7.2- Efeito da espessura de chapa (Esp) – Fator F5	186
7.3- Efeito da composição do gás de plasma (%Gás1) – Fator F6	193
7.4- Efeito da composição do gás de proteção (%Gas2) – Fator F7	201
7.5- Efeito da taxa de adição de arame na solda (Tx_ad) – Fator F8	209
7.6- Validação experimental	220
7.7- Conclusões parciais	226
CAPÍTULO VIII- INFLUÊNCIA DO PONTO DE MEDIÇÃO DA VAZÃO DOS GASES DE PLASMA E DE PROTEÇÃO	228
8.1- Introdução	228
8.2- Fluxímetro tipo turbina	229
8.3- Procedimento experimental	230
8.4- Calibração da vazão de gás	232
8.5- Correção dos modelos matemáticos	234
8.6- Correção dos fatores F1	234
8.7- Correção das curvas de Superfície de Resposta	235
8.8- Conclusões parciais	235
CAPÍTULO IX- SOLDAGEM COM FLUXO ATIVO	237
9.1- Introdução	237
9.2- Princípios ativos do fluxo	239
9.3- Tipos de fluxos	242
9.4- Testes com A-TIG (A-GTAW)	243
9.5- Soldagem a plasma com “keyhole”	256
9.6- Conclusões parciais	261
CAPÍTULO X- CONCLUSÕES	263
CAPÍTULO XI- PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS	267
CAPÍTULO XII- REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	270

SIMBOLOGIA

ϕ	– Diâmetro
ϕ_b	– Diâmetro do orifício de constrição
ϕ_e	– Diâmetro de eletrodo
a	– Parâmetro de abertura do caminho preparado de fluxo
ABNT	– Associação Brasileira de Normas Técnicas
Abt	– Abertura da junta
Ad	– Área de depressão da face da solda
AF	– Área fundida
A-GTAW	– Soldagem TIG com fluxo ativo (também conhecido como A-TIG)
Ang	– Ângulo de ponta do eletrodo
A-Plama	– Soldagem a plasma com fluxo ativo
Ar	– Área do reforço da face da solda
AWS	– American Welding Society
CEA	– Característica estática do arco
DF	– Graus de liberdade
DTP	– Distância tocha peça
EBW	– Electron beam welding
Esp	– Espessura da chapa
eV	– Elétron volt
EWTh-2	– Eletrodo de tungstênio com 2% de óxido de tório
F	– Número de Fishcer
GMAW	– Gas metal arc welding
GTAW	– Gas tungsten arc welding
I	– Corrente
Im	– Corrente média de soldagem
Iref	– Corrente de referência (corrente nominal para fator de serviço igual a 1 = 300 A)
LBW	– Laser beam welding
LF	– Largura da face da solda
LR	– Largura da raiz da solda
MDV	– Método das direções viáveis
MIG/MAG	– Metal inert gas/metal active gas
MMLA	– Método multiplicador de Lagrange aumentado
MS	– Média quadrática

PAW – Plasma arc welding
P-nível – Índice de significância
 R^2 – Coeficiente de correlação
Rec – Recuo do eletrodo
RF – Reforço da face da solda
RR – Reforço da raiz da solda
SAE – Society of Automotive Engineers
SS – Soma quadrática
Tret – Retardo para abertura do “keyhole
Tx_ad – Taxa de adição de arame na solda
V – Tensão de soldagem
Va – Velocidade de alimentação de arame
Vgpl – Vazão de gás de plasma
Vgpr – Vazão de gás de proteção
Vm – Tensão média de soldagem
Vs – Velocidade de soldagem
YAG – Yttrium-aluminium-garnet (tipo de material usado em lasers de estado sólido)
ZAC – Zona afetada pelo calor

Richetti, A., 2003, “Análise e Modelagem Empírica do Processo de Soldagem a Plasma com “Keyhole” em Aço Inoxidável”, Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG

RESUMO

O processo de soldagem a plasma (PAW – *Plasma Arc Welding*) vem recebendo, nos últimos anos, uma aceitação significativa para seu uso em aplicações automatizadas, principalmente em países desenvolvidos. Isto tem estimulado em grande parte a realização de pesquisas científicas que visam o entendimento dos fenômenos físicos envolvidos no processo. Atualmente, a quantidade de trabalhos técnico-científicos disponíveis na literatura do processo é imensa. Contudo, há ainda certos aspectos pouco estudados, ou com informações divergentes. Pode-se exemplificar este problema com alguns tipos de aplicações, como a soldagem em juntas chanfradas e de aços carbono, as quais são dificilmente encontradas na prática. Há também a falta de informações relacionadas com variáveis até então consideradas como secundárias. Tais variáveis podem, no entanto, apresentar uma influência significativa na qualidade e perfil da solda e na produtividade do processo. Recentemente, as pesquisas científicas têm gerado modelos teóricos e empíricos, os quais vêm sendo utilizados para o entendimento do comportamento dos processos sob determinadas condições de soldagem. Aliás, a geração de modelos tem sido uma das principais atividades dentro da engenharia moderna. Entretanto, a elaboração de um modelo adequado depende de um estudo amplo e sistemático dos efeitos de cada uma das variáveis de soldagem. Desta forma, este trabalho tem como objetivos principais a verificação do efeito das variáveis de processo sobre a geometria de cordão na soldagem a plasma com “keyhole” e, a partir destes efeitos, desenvolver modelos matemáticos que permitam prevê-la a partir das condições de trabalho, ou otimizar o processo. As técnicas utilizadas para a geração dos modelos foram a Metodologia de Superfície de Resposta e a Teoria da Similitude (similaridade). Os resultados obtidos mostram a viabilidade da obtenção de modelos matemáticos para prever o comportamento do processo dentro da região de trabalho. Dentro deste aspecto, verificou-se que a Metodologia de Superfície de Resposta parece ser a mais indicada para o estudo de poucas variáveis. Por outro lado, a Teoria da Similitude apresentou uma grande facilidade para a obtenção dos modelos matemáticos, mesmo considerando um grande número de variáveis de estudo. Além disso, as equações obtidas garantem um melhor entendimento físico dos fenômenos envolvidos. Outro aspecto interessante abordado neste trabalho foi a verificação da

potencialidade da aplicação da técnica da camada de fluxo ativo, desenvolvida para o processo GTAW “*Gas Tungsten Arc Welding*”, também para o processo a plasma com “*keyhole*”. O fluxo ativo, apesar de não ser considerado uma variável propriamente dita, representa uma alternativa para melhorar ainda mais a produtividade do processo. Os resultados obtidos com a técnica tradicional mostram que há a formação de uma escória de difícil remoção devido às interações entre o fluxo e a poça de fusão. Desta forma, foi proposta uma nova metodologia para a aplicação da camada de fluxo por sobre a superfície da peça. Os resultados obtidos com esta nova metodologia mostraram-se satisfatórios, tanto no sentido de aumentar a produtividade do processo (aumento da penetração), como no de garantir um bom acabamento superficial do cordão (liso e sem escória). Este trabalho representa um amplo estudo do processo a plasma com “*keyhole*” aplicado na soldagem do aço inoxidável 304L e que serve de suporte para estudos posteriores. Neste estudo, foram verificados os efeitos das variáveis de processo sobre a geometria de cordão, os quais mostraram a robustez do processo neste tipo de aplicação e a possibilidade de se obter modelos matemáticos para a predição do perfil da solda sob determinadas condições de soldagem. As técnicas utilizadas, Superfície de Resposta e Similitude, se mostraram satisfatórias para a obtenção dos modelos propostos, sendo então indicadas para o uso em trabalhos futuros. O estudo feito na soldagem de fluxo ativo e a nova metodologia proposta para a aplicação do fluxo sobre a superfície da peça tornaram viável este tipo de soldagem, permitindo aumentar a produtividade do processo sem os efeitos prejudiciais sobre a qualidade superficial das soldas, os quais são observados na soldagem com fluxo ativo tradicional. Todos estes resultados representam um avanço na análise e no entendimento dos fenômenos envolvidos no processo de soldagem a plasma através da técnica “*keyhole*”.

Palavras chave: Soldagem a plasma, “*Keyhole*”, Modelagem empírica, Variáveis de soldagem, Fluxo ativo.

Richetti, A., 2003, “Analysis and Empirical Modeling of the Keyhole Plasma Welding Process of Stainless Steel”, Doctorate Thesis, Federal University of Uberlândia, Uberlândia, MG

ABSTRACT

The plasma welding process has been receiving a significant acceptance in the last few years for its use in automated applications, mainly in developed countries. It has stimulated scientific researches, which intend a better understanding of the physical phenomena involved in the process. Nowadays, there is a huge number of technical and scientific work available in the current literature, but there are some effects, which have still not been studied fully or present divergent information. For example, applications with chamfered “V” joints and welding of carbon steels are recommended in the literature, but these applications are not easy to be reproduced in production lines. There is also a lack of information related with those variables considered as secondary. Such variables can present a significant effect on the weld quality and process productivity, though. In recent work, empirical and theoretical models have been developed, which are often used to the prediction of the process behavior under certain welding conditions. As a matter of fact, model developments have been one of the main activities in the modern engineering. However, an adequate model depends on a wide and systematic study of the process variables effects. In order to do this, this work aims the verification of the effect of the process variables on the weld bead geometry in plasma keyhole welding of stainless steel and, considering these effects, to obtain mathematical models, which allow predicting the weld profile as a function of the welding conditions. These models can be also used to optimize the process based on its productivity. It was used a statistical technique, the Response Surface Methodology and the Similitude Theory to obtain the models. The results show the possibility of the development of mathematical models to predict the process behavior inside the operational ranges studied. Actually, it was verified that the Response Surface Methodology is more indicated when a few number of variables are studied. On the other hand, the Similitude Theory presented a easier means to obtain mathematical models, even when the number of variables is large. Besides, the equations allow a better understanding of the physical phenomena involved. Another interesting topic studied in this work was the verification of the use of the active flux layer technique, which was developed for the GTA welding, also in the keyhole plasma process. The results obtained indicate that the use of the traditional way of flux application tend to produce slag hard to be removed. In order to avoid this problem, it was

proposed a new technique to apply the flux on the pieces to be welded. The results with this new methodology were satisfactory, allowing to increase the productivity (depth of penetration) and ensuring a good weld bead surface finish (smooth and free of slag). This work represents a general study of the keyhole plasma welding of stainless steel AISI 304L and it can be used as support for further studies. The effect of the process variables on the weld bead geometry was assessed, since it represents the process robustness for this kind of application. Moreover, it is possible to obtain mathematic models for weld profile prediction under certain conditions. The techniques employed here to obtain the mathematic models, Response Surface and Similitude, obtained satisfactory results and they can be used for additional studies or modelling. The study carried out on the active-flux welding and on the new methodology proposed to apply the flux on the surface makes this kind of welding feasible and allows rising the process productivity without spoiling the weld surface finishing, which are observed in the traditional welding with active flux. All these results represent an advance in the analysis and the understanding of the phenomena involved in the keyhole plasma process.

Key words: Plasma welding, Keyhole, Empirical modeling, Process variables, Active flux.

Capítulo I

Introdução

O processo de soldagem a plasma (PAW – “*Plasma Arc Welding*”) tem tido uma aceitação significativa nos últimos anos para aplicações automatizadas que envolvem qualidade e produtividade, principalmente através da técnica “*keyhole*”. Atualmente, o processo a plasma aparece como uma alternativa promissora em relação a outros processos convencionais, como o GTAW (“*Gas Tungsten Arc Welding*”) e mesmo o GMAW (“*Gas Metal Arc Welding*”), e sua tecnologia vem sendo cada vez mais utilizada na indústria em geral. Este processo foi incentivado pela globalização dos mercados, exigindo que as empresas estejam constantemente se adaptando às novas tendências de mercado, mantendo ou melhorando continuamente a qualidade e a produtividade de seus meios de produção.

Entretanto, o ajuste dos parâmetros de soldagem ainda é feito através da experiência prática do soldador, ou por recomendações dos fabricantes dos equipamentos. Estas condições, contudo, normalmente se encontram fora das condições ótimas de soldagem, comprometendo ou a produtividade, ou a qualidade do cordão de solda, gerando custos adicionais ao produto final. Este problema ocorre principalmente devido à indisponibilidade de tempo e recursos necessários para uma avaliação experimental objetivando obter uma condição otimizada.

Outro problema que contribui para o agravamento deste quadro é que, apesar da quantidade de trabalhos já publicados sobre o processo, ainda há uma falta de informações técnicas, particularmente daquelas relacionadas com o efeito de variáveis secundárias ou de problemas operacionais. Desta forma, há ainda a necessidade de um estudo para verificar o efeito quantitativo das variáveis do processo sobre a soldagem, o que permitiria identificar rapidamente a melhor forma de ajustar a condição de soldagem para uma determinada aplicação. Por exemplo, suponha que uma certa resposta de interesse seja dependente de três variáveis (x_1 , x_2 e x_3), a qual segue a seguinte função: Resposta = $f(x_1^2, x_2^1, x_3^{-3})$. Neste caso, fica evidente que se a resposta deve ser aumentada, a melhor alternativa inicial é diminuir x_3 e aumentar x_1 , respectivamente. Contudo, quando se analisa um processo de soldagem, deve-se também considerar as limitações impostas, por exemplo, como no caso da soldagem a plasma, se o orifício de constrição for reduzido, a máxima corrente que pode ser ajustada também é reduzida.

O desafio de se obter o máximo de aproveitamento do processo tem sido conseguido através da elaboração de modelos teóricos e empíricos, os quais permitem prever o

comportamento do processo sob determinadas condições de trabalho. Modelos teóricos normalmente são mais direcionados para a pesquisa (simulação), não tendo uma utilização prática bem definida devido à dificuldade da interpretação dos seus termos e de obtenção de determinadas informações (por exemplo, propriedades físicas dos gases e metal de base). Por outro lado, modelos empíricos são funções matemáticas obtidas através do estudo experimental do efeito das variáveis do processo, permitindo um melhor entendimento dos fenômenos envolvidos, a predição do seu comportamento em trabalho e a obtenção de uma condição otimizada. Desta forma, os modelos empíricos são, na maioria dos casos, direcionados para as aplicações práticas das linhas de fabricação.

Existem atualmente muitas ferramentas aplicadas à engenharia moderna para a obtenção de modelos matemáticos. Os modelos mais comuns são os estatísticos, obtidos através de planejamentos experimentais estatisticamente planejados. As curvas ou superfícies de resposta são normalmente obtidas por regressão e são válidas dentro das faixas das variáveis analisadas. Entretanto, os processos de soldagem são influenciados por um grande número de variáveis e a obtenção de um modelo generalizado passa inevitavelmente pela realização de incontáveis testes, havendo o dispêndio de elevados recursos. Existe também a possibilidade de se utilizar planejamentos fracionários, o que diminuiria consideravelmente o número de testes, mas exigiria uma maior robustez do processo. Este problema pode ser particularmente decisivo quando as faixas operacionais envolvidas são estreitas, como na soldagem a plasma com “*keyhole*” dos aços carbono (Richetti, 1998).

Outra técnica muito utilizada na engenharia moderna é a Teoria da Similitude. Esta técnica é utilizada no projeto de máquinas e estruturas, mas também pode ser aplicada para a modelagem de processos, em particular a soldagem. A idéia da similitude é a de que o comportamento de uma estrutura, sistema ou fenômeno é similar ao de um modelo, em escala real, reduzida, ou ampliada, mas com as mesmas características. Por exemplo, o comportamento de uma ponte pode ser obtido através da análise de um modelo similar em escala reduzida. Esta técnica já foi muito empregada na obtenção de expressões matemáticas nas áreas de transmissão de calor, mecânica dos fluídos e mecânica geral (Murphy, 1950).

Desta forma, o objetivo deste trabalho é a verificação do efeito das variáveis de processo (principais e secundárias) sobre a geometria de cordão na soldagem do aço inoxidável 304L, utilizando uma técnica estatística (Metodologia de Superfície de Resposta) e a Teoria da Similitude. Os resultados obtidos serão utilizados para a elaboração de modelos matemáticos, os quais permitirão a determinação da geometria da solda sob determinadas condições de soldagem, assim como a otimização do processo considerando as especificações de geometria e produtividade. A interpretação dos modelos também permitirá obter informações técnicas a respeito do comportamento físico do processo, possibilitando um

melhor entendimento dos fenômenos envolvidos e do efeito das variáveis do processo na soldagem. Pretende-se também avaliar a aplicabilidade das técnicas utilizadas para a obtenção de modelos a partir de dados experimentais.

Considerando que um dos objetivos propostos neste trabalho é a verificação do efeito das variáveis de processo, pode-se também analisar o efeito da soldagem com fluxo ativo, neste caso, citada na literatura como sendo uma variante do processo (Lucas & Howse, 1996). Como o equipamento utilizado é o mesmo, diferindo apenas pela aplicação de uma camada de fluxo sobre a peça, pode-se considerar esta técnica como mais uma variável de processo. A técnica da soldagem com fluxo ativo, que durante muito tempo foi aplicada ao processo GTAW para aumentar a sua produtividade, também é citada como sendo possível de ser aplicada ao processo a plasma. Entretanto, esta suposição foi feita baseada mais na semelhança entre os dois processos (GTAW e PAW) do que em resultados experimentais, ou seja, ainda não são encontradas na literatura informações seguras sobre a soldagem a plasma com fluxo ativo. Desta forma, também será feito um estudo para a verificação do potencial da utilização da técnica do fluxo ativo, inicialmente para o processo GTAW e, posteriormente, para o processo a plasma. Neste estudo, serão abordadas questões relacionadas com a produtividade, acabamento superficial, tipos de fluxos e formas de sua aplicação por sobre a superfície das peças a serem soldadas.

Capítulo II

Revisão Bibliográfica

2.1 Introdução

Esta revisão bibliográfica foi feita através de um amplo estudo de trabalhos disponíveis na literatura e abrange os principais aspectos teóricos e práticos do processo de soldagem a plasma. Este estudo tem como finalidade servir de suporte técnico e científico para o entendimento dos princípios básicos do processo, assim como dos fenômenos envolvidos. Apesar dos tópicos apresentados serem generalizados, estas informações serão utilizadas nos capítulos subseqüentes para a análise do processo na soldagem com “*keyhole*” em aço inoxidável 304L.

Neste estudo, inicialmente foi feito um breve histórico do processo e como o arco plasma foi desenvolvido para a soldagem ao longo dos anos. Também foi feito um estudo a respeito dos aspectos gerais do processo, o qual considera os princípios de funcionamento, os equipamentos necessários, os consumíveis, as técnicas de soldagem e os problemas relacionados com a instabilidade na soldagem. Posteriormente são abordados mais dois tópicos, um a respeito das variáveis de processo e seus efeitos sobre a soldagem e o outro sobre os principais defeitos encontrados na soldagem com “*keyhole*”, discutindo suas possíveis causas e medidas preventivas. No final deste capítulo, são apresentadas as noções básicas das técnicas utilizadas no desenvolvimento deste trabalho, a Metodologia de Superfície de Resposta e a Teoria da Similitude.

2.2 Histórico

O estudo do arco plasma se desenvolveu no início do século XX, quando suas principais aplicações eram voltadas para o estudo do arco elétrico, desenvolvimento de fontes de calor de alta intensidade e no tratamento do minério de ferro. A literatura cita o vórtice de gás estabilizado desenvolvido por Schonherr em 1909 como um dos primeiros sistemas a usar o arco plasma (arco constrito). Neste sistema, o vórtice gerado por um gás injetado tangencialmente dentro de um tubo produzia um núcleo de baixa pressão, estabilizando e constringindo um arco elétrico estabelecido entre dois eletrodos de carbono. Segundo a literatura, arcos com vários metros de comprimento podiam ser estabelecidos e analisados através deste sistema (Craig, 1988 e AWS, 1991).

Em 1922, Gerdien e Lotz desenvolveram um sistema semelhante ao vórtice de Schonherr, no qual o arco passou a ser estabilizado por um turbilhão de água, tornando-o substancialmente mais concentrado. Este sistema não apresentou grandes aplicações práticas devido à presença de vapor de água e pela excessiva taxa de desgaste do eletrodo, contudo, ele continuou sendo utilizado como ferramenta de pesquisa durante toda a primeira metade do século XX (Richardson, 1991).

Apesar dos princípios básicos da constrição serem utilizados para aumentar a temperatura do arco, somente na década de 50 é que avanços significativos foram feitos no sentido de se utilizar esta tecnologia para o processamento de metais. Em 1953, Robert Gage verificou um substancial aumento na concentração de energia e a possibilidade de se trabalhar com comprimentos relativamente mais longos ao se forçar a passagem do arco GTAW através de uma constrição física (orifício de pequeno diâmetro). Este arco foi, na época, comparado com a chama a gás, utilizada amplamente no corte de metais (AWS, 1991 e Richardson, 1991).

Evidentemente, estas características faziam do arco constrito também uma ferramenta adequada para o corte de metais. É aceito que a atual tecnologia das tochas de corte a plasma foi introduzida em 1955 pela Linde Co., nos EUA, a qual foi adaptada a partir da plataforma das tochas GTAW. As principais alterações eram a posição do eletrodo dentro da tocha, sendo o arco forçado a passar por um orifício constritor, e a inclusão de um sistema de abertura por arco piloto. As pesquisas da época também indicavam que esta tecnologia poderia ser utilizada para a soldagem dos metais (Craig, 1988).

O interesse inicial da tecnologia de soldagem a plasma começou no início da década de 60, associado diretamente aos avanços dos programas aeroespaciais. No final desta década, praticamente todos os materiais possíveis de soldar com o processo GTAW já eram soldados pelo processo a plasma, inclusive metais reativos como o alumínio e o magnésio. Nos anos 70 houve um grande desenvolvimento das aplicações industriais relacionadas com os processos e a metalurgia dos metais já existentes (Fauchais & Vardelle, 1997 e AWS, 1991).

Já nos anos 80, Fauchais & Vardelle (1997) citam que houve um importante aumento nas atividades econômicas industriais, renovando o interesse pela tecnologia desenvolvida para o processamento de metais. Isto também pode ser constatado através do aumento do número de trabalhos e patentes publicadas desde a metade dos anos 80. Atualmente, com o advento da tecnologia da nova eletrônica e um novo impulso de fabricantes de equipamentos, a tecnologia do processo de soldagem a plasma tornou-se mais acessível e tem sido amplamente explorada em pesquisa e linhas de produção automatizadas, principalmente em países desenvolvidos.

2.3 Processo de soldagem a plasma

2.3.1 Aspectos gerais

A soldagem por arco elétrico abrange uma série de processos, cada qual com suas características e aplicações próprias. Toda essa diversidade trouxe uma certa dificuldade na seleção do processo mais adequado para realizar uma determinada tarefa, a qual vai depender dos requisitos exigidos para o serviço. Além disto, certas aplicações são comuns a processos com características totalmente diferentes, tornando ainda mais difícil uma escolha correta.

A soldagem a plasma tem adquirido uma aceitação significativa nos últimos anos para o uso em soldas automatizadas e aparece como uma alternativa promissora em relação a outros processos convencionais. Este processo emprega um arco plasma (constrito) de alta temperatura para a obtenção de fusão e coalescência em metais. A designação plasma se refere a um gás aquecido, suficientemente ionizado a ponto de conduzir corrente. Outros processos de soldagem a arco também utilizam o plasma, mas a maior temperatura do arco constrito permite obter resultados satisfatórios utilizando maiores velocidades de soldagem (Mannion & Helnzman, 1999 e Manufacturing Engineering, 1986).

Nos processos de soldagem a arco, a profundidade de penetração no metal e o perfil da solda são determinados pelos efeitos térmicos e mecânicos do arco. Os efeitos mecânicos são especialmente pronunciados na soldagem com arco constrito, onde a força do jato de plasma pode deslocar um grande volume de metal fundido. É aceito que a pressão de um arco constrito é cerca de 6 a 7 vezes a de um arco aberto (não constrito) equivalente (Bukarov et al., 1976). Além deste efeito, a concentração de energia também é aumentada em até 3 vezes devido à redução da área de incidência do arco sobre a peça (Mannion & Helnzman III, 1999).

A soldagem a plasma pode ser feita no modo convencional, que é similar à soldagem GTAW, ou também com uma técnica não convencional, onde o arco atravessa completamente a peça e que usualmente é chamada de “*keyhole*” ou “buraco de fechadura” devido ao pequeno orifício formado no ponto de incidência. Na técnica “*keyhole*”, a energia do arco é relativamente alta, podendo competir com processos como SAW (“*Submerged Arc Welding*”), LBW (“*Laser Beam Welding*”) e EBW (“*Electron Beam Welding*”) (Masuda, 1997 e Woolcock & Ruck, 1978). Típicos valores de densidade de energia encontrados em alguns destes processos de soldagem são apresentados na Figura 2.1.

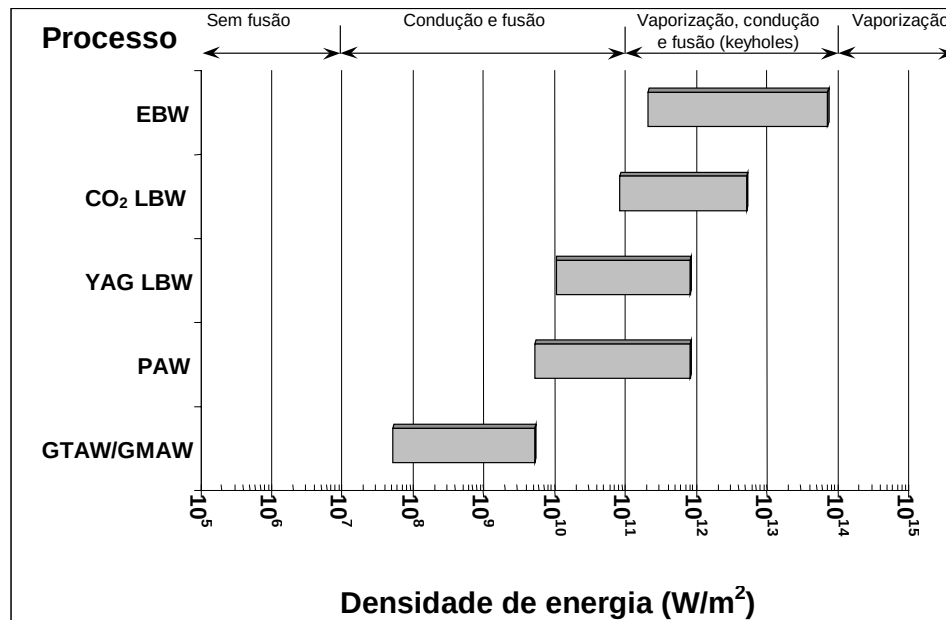


Figura 2.1- Típicas densidades de energia para alguns processos de soldagem (Norrish, 1992).

2.3.2 Construção do arco

Um grande volume da literatura existente ocupa-se com as aplicações da tecnologia do arco plasma no processamento de metais ou com a descrição de aspectos e características operacionais do processo. Entretanto, segundo Richardson (1991), existe a necessidade de uma abordagem mais específica no sentido de fornecer uma definição clara do arco plasma. A maioria dos autores descreve o arco plasma como sendo um arco constrito, ou seja, um arco submetido a uma constrição física através de um orifício na saída da tocha.

Neste sentido, todas as descrições indicam que o eletrodo deve estar recuado dentro do bocal de constrição para produzir o arco plasma. Um recuo igual a zero marca a transição entre os processos GTAW e PAW. Em alguns casos, contudo, quando o fluxo de gás de plasma é pequeno e o diâmetro do bocal constritor é grande, não há qualquer mudança nas propriedades do arco como efeito da constrição. Desta forma, Richardson (1991) define o arco plasma como sendo um arco operando com pelo menos um eletrodo recuado dentro de uma constrição física, tal que desta constrição surgem alterações na tensão quando comparado com um arco aberto em condições similares.

O efeito de constrição de um arco pode ser entendido como sendo um fenômeno de colimação e estreitamento da coluna deste arco, que ocorre ao se forçar a sua passagem por um orifício de pequeno diâmetro (bocal na saída da tocha). Os dois principais efeitos que

surgem com a constrição física do arco são o perfil estreito e colunar resultante e o aumento da velocidade do jato de plasma pela maior obstrução à passagem do fluxo de gás (AWS, 1991).

Através destas características do arco constrito, pode-se obter uma série de vantagens, das quais a mais aparente é a estabilidade direcional do arco. Arcos abertos são atraídos pelo cabo terra (conexão de retorno da corrente) e defletidos por campos magnéticos relativamente fracos, criando dificuldades para o controle do processo em baixas correntes. Por outro lado, o arco plasma, em virtude da maior velocidade do plasma, suporta muito bem estes efeitos, não perdendo sua direcionalidade durante a soldagem (AWS, 1991).

A Figura 2.2 mostra uma comparação entre os arcos obtidos pelos processos GTAW e PAW em condições similares, evidenciando o efeito de constrição. Além da estabilidade direcional, uma maior concentração de energia pode ser produzida em função do estreitamento da coluna do arco. O perfil colunar do arco também lhe confere características de maior tolerância à possíveis variações na distância tocha peça, permitindo a manutenção da concentração de energia e da geometria do cordão de solda em condições normais. Já o arco do processo GTAW é bastante difuso e alterações no comprimento do arco produzem alterações significativas na concentração de energia e no perfil da solda (AWS, 1991).

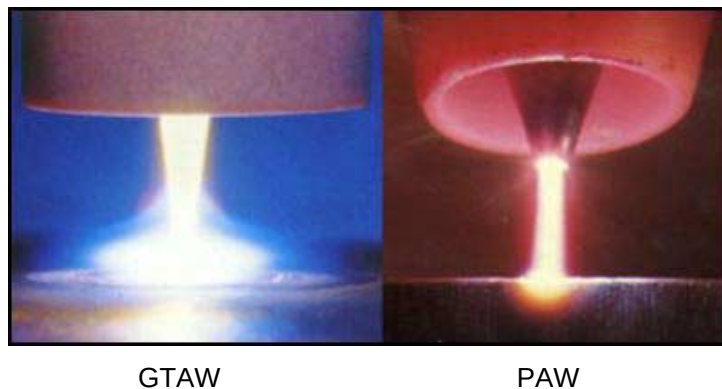


Figura 2.2- Efeito da constrição sobre as características do arco (Mannion & Helnzman III, 1999).

Como a soldagem a plasma apresenta características comuns às do processo GTAW, uma comparação entre eles se torna inevitável. De uma forma geral, o processo PAW produz cordões mais estreitos e com maior penetração, o que permite reduzir a quantidade de passes intermediários com um passe de raiz mais profundo. Esta característica permite também reduzir a complexidade na preparação das juntas, uma vez que é possível obter penetração total em chapas com até 10 mm de espessura (Norrish, 1992). Como a concentração de energia é maior, a velocidade de soldagem pode ser aumentada de 2 a 15 vezes, segundo

Walduck (1989), reduzindo as distorções do conjunto soldado e a largura da ZAC (Zona Afetada pelo Calor).

2.3.3 Princípios de funcionamento

A Figura 2.3 mostra esquematicamente os detalhes característicos de uma tocha de soldagem a plasma. O gás de plasma é direcionado para a tocha de soldagem, alimentando a cavidade onde se encontra o eletrodo de tungstênio. Ao passar por esta cavidade, o gás é então aquecido pelo intenso calor gerado no arco e se torna ionizado, formando o plasma. O fluxo contínuo de gás e o efeito de expansão térmica na região do arco fazem com que o plasma seja expelido da tocha através do orifício constritor, impulsionado a altas velocidades. A medida que passa através do bocal, o arco é colimado e focado de tal forma que o calor gerado fica concentrado em uma área relativamente pequena sobre a peça (AWS, 1991).

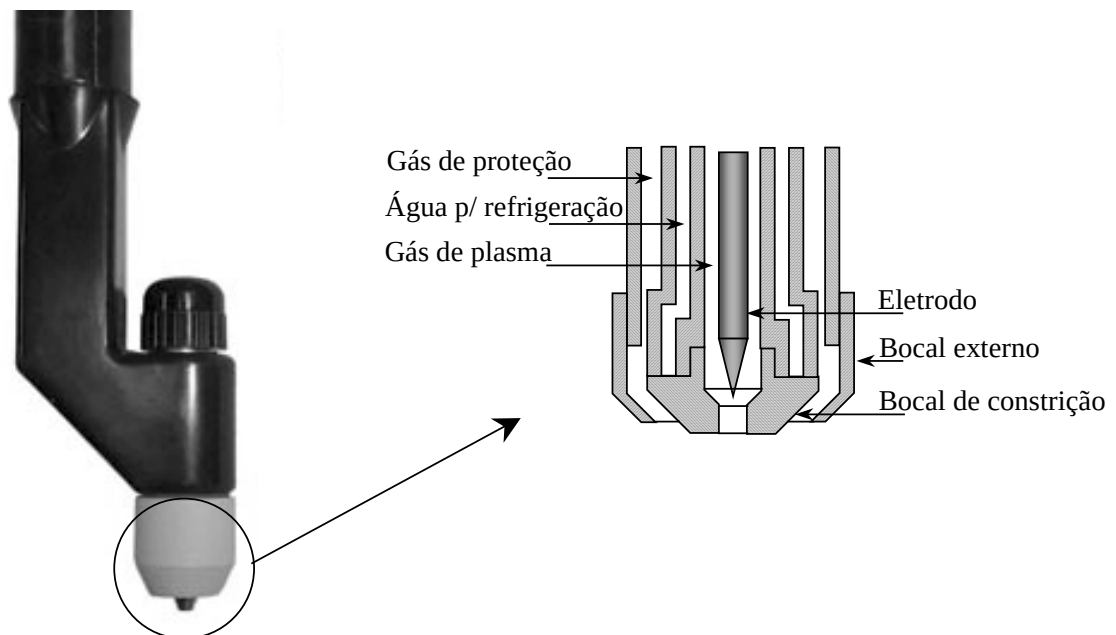


Figura 2.3- Características gerais de uma tocha de soldagem a plasma.

O gás de plasma é normalmente de baixa vazão, da ordem de 0,25 a 5 l/min segundo a AWS (1991). Em adição, a turbulência causada pela alta velocidade do feixe de plasma permite que partículas do ar atmosférico sejam carregadas consigo até a poça de fusão, não sendo

possível que o gás de plasma sozinho forneça uma proteção adequada da solda contra a contaminação atmosférica. Para a maioria das operações, um gás de proteção é fornecido por um bocal externo, o qual é o responsável pela proteção da área de incidência do plasma sobre a peça e da poça de fusão.

Como o eletrodo fica inacessível dentro da tocha, a abertura do arco não pode ser feita da mesma forma como no processo GTAW. Na prática, a abertura do arco é feita por um arco piloto de baixa corrente que é aberto entre o eletrodo de tungstênio e o bocal de constrição. O arco piloto é iniciado pela imposição de um sinal de alta frequência em um curto período de tempo para começar a ionização do gás. Desta forma, o percurso entre o eletrodo e a peça se torna energeticamente mais favorável para a abertura do arco principal devido à presença de partículas ionizadas que são expelidas através do bocal da tocha (AWS, 1991).

O arco plasma tem dois modos distintos de operação, os quais são mostrados na Figura 2.4. Para a maioria das aplicações em soldagem, o arco é operado no modo transferido, ou seja, estabelecido entre o eletrodo e a peça. Neste caso, como nos outros processos de soldagem a arco, a peça forma uma parte do circuito elétrico (normalmente o anodo) e recebe uma substancial quantidade de energia na forma de calor proveniente dos efeitos eletrônicos. Em adição a este efeito, há o aquecimento térmico causado pelo impacto do plasma aquecido sobre a superfície da peça (Pinfold & Jubb, 1973a).

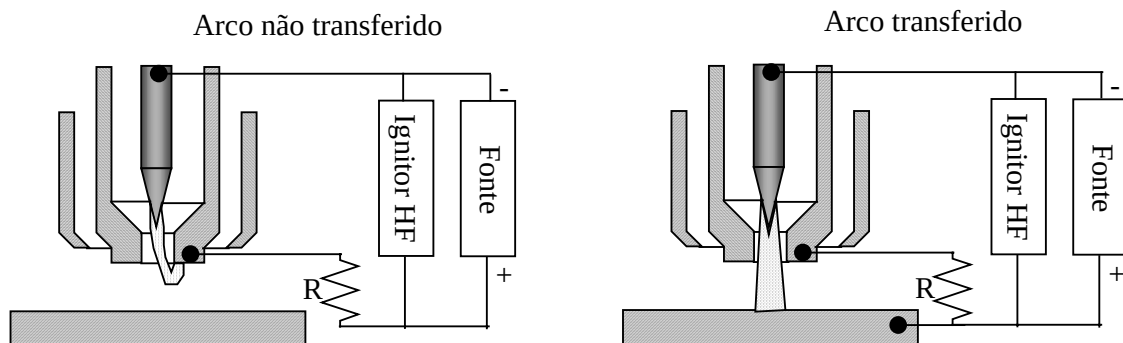


Figura 2.4-Modos de operação do arco na soldagem a plasma.

Alternativamente, o arco pode operar no modo não transferido. Aqui o arco é estabelecido entre o eletrodo e o bocal de constrição. O plasma aquecido flui pelo bocal da tocha forçado pelo fluxo de gás, porém não conduz eletricidade através da peça. Este tipo de operação é útil para materiais de seções finas, ou quando o material a ser soldado é mau condutor de eletricidade. Em geral, a eficiência é baixa e as aplicações são limitadas pelo aquecimento excessivo do bocal de constrição. O arco piloto utilizado na abertura do arco é um exemplo de arco não transferido (Pinfold & Jubb, 1973a).

2.3.4 Equipamentos e acessórios

A Figura 2.5 mostra esquematicamente o sistema básico para a soldagem a plasma. Além dos equipamentos mostrados nesta figura, alguns acessórios podem ser utilizados para melhorar o desempenho da soldagem ou as características das soldas.

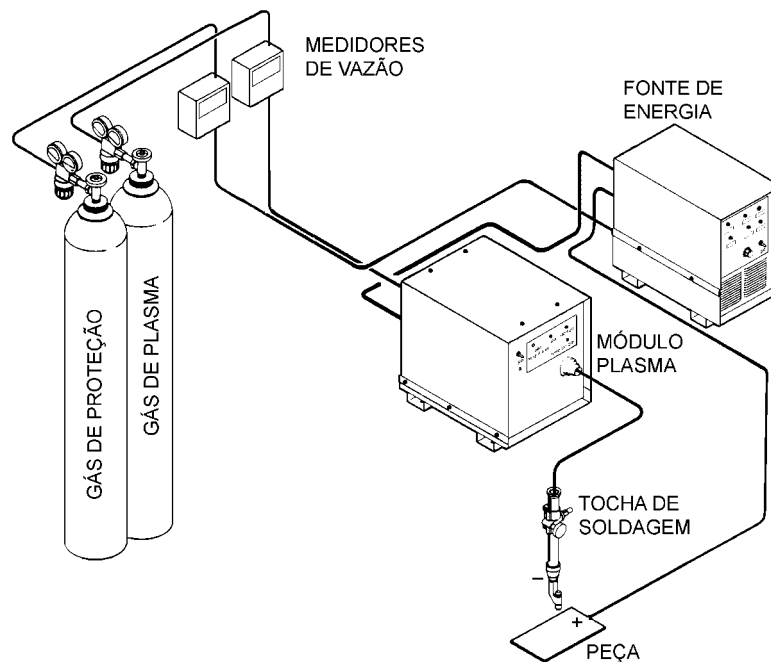


Figura 2.5- Sistema básico para soldagem a plasma (Thermal Dynamics Corporation, 1994).

a) Fonte de soldagem

Fontes com característica estática de corrente constante, normalmente associada com operações GTAW, são utilizadas no processo a plasma. Segundo Richardson (1991), uma fonte retificadora de corrente constante com tensão em vazio da ordem de 70 a 80 V é considerada adequada para a maioria das aplicações. Quando são requeridas maiores tensões em aberto, particularmente com relação à ignição do arco, pode-se utilizar duas fontes de soldagem operando em série ou então utilizar fontes especialmente adaptadas com tensão em aberto em torno de 110 a 120 V. Este é o caso de aplicações onde são utilizados gases de plasma com alto potencial de ionização, como por exemplo, o hélio e misturas de argônio com mais de 7% de hidrogênio, os quais dificultam a abertura do arco (Pinfold & Jubb, 1974a).

b) Módulo plasma (abertura do arco)

Desde que o eletrodo é recuado dentro da tocha, a abertura do arco não é feita nos modos convencionais, tocando o eletrodo na peça. Primeiramente, um arco piloto de baixa corrente é aberto entre o eletrodo e o bocal de constrição pela imposição de um sinal de alta frequência na faixa de corrente de 6 a 12 A (Walduck, 1989). Para tanto, o bocal de constrição é conectado ao terminal positivo da fonte de energia através de um resistor para limitar a corrente (Figura 2.4). O módulo plasma é o gerador de alta frequência utilizado para a ignição do arco piloto.

c) Tocha de soldagem e eletrodos

Tochas para soldagem a plasma são disponíveis no mercado em várias configurações de tamanho e tipo de bocal. Todas elas são refrigeradas a água para melhor dissipar o calor gerado no bocal durante a soldagem, uma vez que a eficiência do processo é estimada entre 50 e 60%. O sistema de fixação do eletrodo é feito de cobre, projetado para centrar o eletrodo automaticamente com o orifício do bocal e ajudar a dissipar o calor durante o período de arco aberto. Cada fabricante adota uma geometria de bocal e, embora os diâmetros possam ser normalizados, resultados obtidos com um tipo de equipamento normalmente não são reproduzidos por equipamentos de outros fabricantes. Entretanto, o efeito geral das variáveis de soldagem é o mesmo em todos os casos (Lundin & Ruprecht, 1974 e Lavigne et al., 1988). A Figura 2.6 mostra as partes componentes de uma tocha de soldagem a plasma.

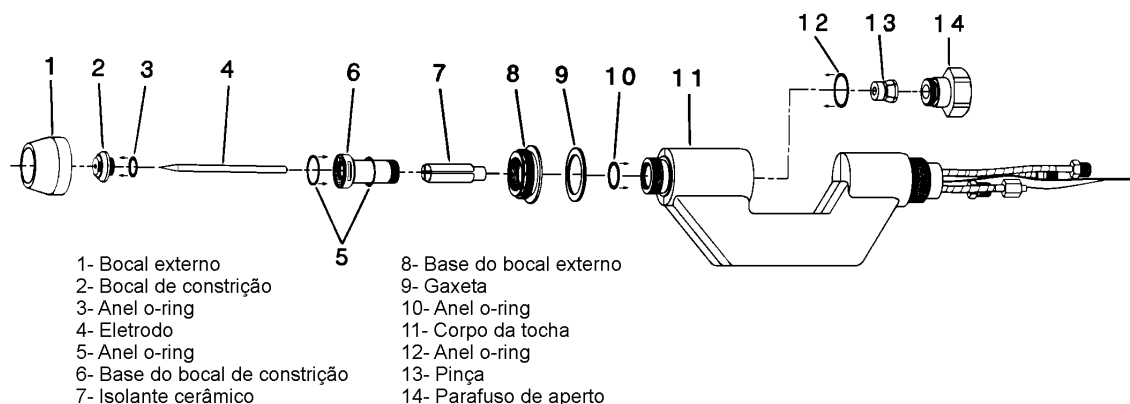


Figura 2.6- Tocha de soldagem a plasma (Thermal Dynamics Corporation, 1994).

Os eletrodos são os mesmos utilizados no processo GTAW. Varetas de tungstênio puro ou com pequenas adições de tório, zircônio, lantânio ou cério podem ser utilizadas na

soldagem em polaridade direta (eletrodo negativo). Eletrodos de tungstênio puro são geralmente selecionados para a soldagem em corrente alternada, aplicação na qual a ponta do eletrodo se torna abaulada, promovendo uma boa estabilidade de arco (Campbell & Lacoursiere, 1995). As especificações dos eletrodos são definidas pela norma ANSI/AWS A5.12, publicada pela AWS - "*American Welding Society*".

d) Alimentador de arame

A AWS (1991) cita que, assim como no GTAW, um sistema de alimentação de arame pode ser utilizado no processo PAW para melhorar a geometria do cordão de solda. O metal de adição é introduzido automaticamente pela parte frontal da poça de fusão com velocidades de alimentação controladas.

e) Medidores de vazão de gás

Na grande maioria das aplicações a plasma são utilizados dois gases, o gás de plasma e o gás de proteção. Na soldagem com penetração total de materiais reativos, como as ligas de titânio e os aços inoxidáveis, um procedimento usual é utilizar uma outra proteção para a raiz da solda, o gás de purga. Para controlar a vazão do gás de plasma, é necessário utilizar um medidor/controlador específico para baixas vazões (da ordem de 0,5 a 5,0 l/min) e com precisão adequada (AWS, 1991). Para controlar a vazão dos gases de proteção e de purga, medidores convencionais são suficientemente adequados para a maioria das aplicações.

2.3.5 Consumíveis

a) Metal de adição

Embora a soldagem a plasma geralmente seja empregada em soldas autógenas, o uso de metal de adição pode ser feito para melhorar a geometria do cordão, ou reduzir o aparecimento de porosidade na solda através da adição de elementos desoxidantes. O metal de adição usado na soldagem é o mesmo das soldagens GTAW e GMAW, sendo a especificação determinada pela composição química do metal de base e levando-se em consideração os fatores metalúrgicos associados com recomendações e desenvolvimentos feitos em outros processos de soldagem. Ele é normalmente adicionado automaticamente pela frente da poça de fusão de forma semelhante ao que é feito no processo GTAW, gerando soldas com reforço. Em certos casos, quando a junta é preparada com uma ligeira abertura, o

metal de adição deve ser utilizado para compensar o volume de material do vazio formado por esta abertura na junta (AWS, 1988 e Lavigne et al., 1988).

b) Gás de plasma

O gás de plasma é o gás que é direcionado para dentro da tocha, preenchendo a cavidade onde se encontra o eletrodo de tungstênio. Na soldagem, este gás é aquecido e ionizado, fornecendo matéria continuamente para manutenção da atmosfera do arco. O gás de plasma deve ser inerte com relação ao eletrodo de tungstênio para evitar a sua rápida deterioração e, de uma forma geral, a sua seleção depende do material a ser soldado. Os gases mais utilizados são o argônio, hélio, misturas de argônio com hélio e misturas de argônio com hidrogênio (AWS, 1991, AWS, 1988 e Young, 1995).

c) Gás de proteção

Devido à baixa vazão e à característica estreita e turbulenta do fluxo do gás de plasma, as soldas pelo processo a plasma são geralmente conduzidas utilizando uma fonte de gás de proteção especificamente para evitar a contaminação atmosférica da poça de fusão. O gás de proteção é normalmente inerte e do mesmo tipo que o gás de plasma. Entretanto, como não existe o contato deste com o eletrodo, gases ativos também podem ser utilizados para a proteção, desde que não comprometam as propriedades da solda. Desta forma, é possível encontrar aplicações com misturas de argônio e CO₂ e/ou O₂ (AWS, 1991 e Onsoien et al., 1995).

d) Gás de purga

Quando a soldagem é feita com penetração total na junta, deve-se proteger a raiz da solda contra a oxidação, principalmente em materiais reativos (alumínio, titânio, zircônio e aços inoxidáveis). O gás que é direcionado para a raiz da solda é denominado de gás de purga. A princípio, qualquer gás utilizado em soldagem pode ser usado como gás de purga, tendo-se o cuidado de verificar o grau de afinidade dele com o metal de base (AWS, 1991).

2.3.6 Materiais passíveis de soldar

A soldagem a plasma foi desenvolvida a partir da plataforma do processo GTAW, motivo pelo qual estes apresentam características similares. Assim sendo, a suposição de que

processos similares podem apresentar os mesmos tipos de aplicações não está fora da realidade. A AWS (1991) cita que todos os materiais que podem ser soldados pelo processo GTAW também podem ser soldados satisfatoriamente pelo processo de soldagem a plasma.

Embora o processo PAW possa ser aplicado na soldagem de materiais não condutores de eletricidade, a maioria das aplicações práticas é feita em metais. Em último caso, as aplicações em soldagem são definidas pelo tipo do material de base e sua espessura. Cada material apresenta uma característica própria de soldabilidade que, de certa forma, define sua faixa operacional. No caso da soldagem a plasma, dados da literatura indicam que é possível executar soldas com penetração total em passe único em juntas com espessuras de até 10 mm, dependendo do material e do modo de operação. A soldagem dos aços carbono e inoxidáveis e das ligas de níquel, titânio e de alumínio estão entre as principais aplicações do processo a plasma citadas na literatura (AWS, 1991 e Welding Design and Fabrication, 1992).

Apesar dos aços estruturais (aço ABNT 1020, por exemplo) serem citados como sendo possíveis de serem soldados, aplicações com “keyhole” normalmente não são verificadas na prática devido à dificuldade de obtenção de uma condição estável. Este problema ocorre principalmente devido às características da poça de fusão, a qual não apresenta tensão superficial suficiente para mantê-la na junta durante a soldagem (Martikainen, 1995). Richetti (1998) também verificou este problema em seu trabalho, onde as faixas operacionais foram tão estreitas, que qualquer perturbação no processo praticamente inviabiliza a soldagem.

2.3.7 Técnicas de soldagem

Uma das vantagens do arco constrito em relação aos outros processos de soldagem a arco elétrico é a faixa de condições para as quais operações contínuas e estáveis podem ser conseguidas. A soldagem a arco plasma tem sido normalmente classificada em três modos de operação: “microplasma” ou baixa corrente ($I \leq 25 \text{ A}$), “melt-in” ou alta corrente ($25 \text{ A} < I < 400 \text{ A}$) e “keyhole” ou buraco de fechadura ($I > 100 \text{ A}$) (AWS, 1991).

a) “Microplasma” ou baixa corrente

A soldagem “microplasma” foi desenvolvida para preencher um nicho não ocupado por qualquer outro processo de soldagem a arco. Segundo Richardson (1991), na faixa de corrente entre 1 a 10 ampères, mostrada na Figura 2.7, a característica estática do arco aberto (GTAW) é bastante inclinada, apresentando um comportamento instável. A migração e flutuação da raiz do ânodo e do cátodo diminuem significativamente a estabilidade do arco, que pode ser

facilmente apagado ou afetado por correntes de ar no ambiente de trabalho. Desta forma, o arco GTAW se mantém estável somente para correntes acima de 20 A.

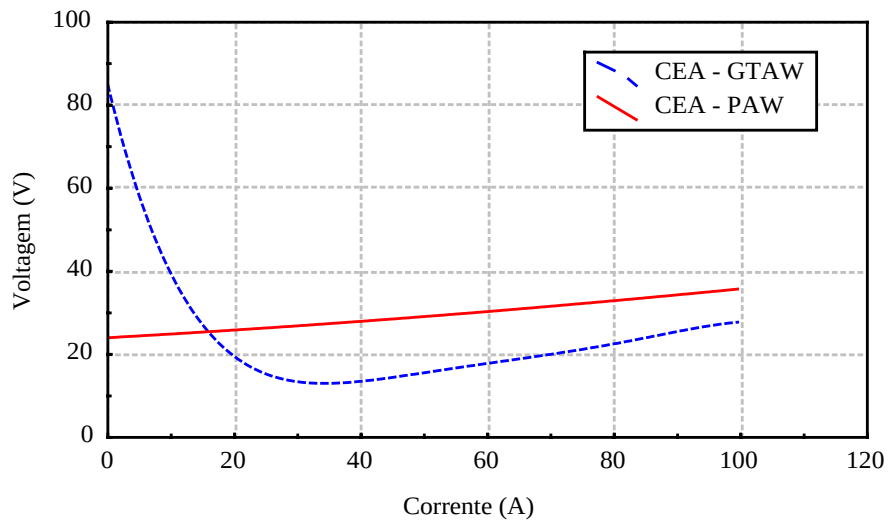


Figura 2.7- Características estáticas do arco GTAW e PAW (Liebisch, 1978).

Por outro lado, a característica estática do arco constrito é mais plana, garantindo um desempenho adequado mesmo em baixas correntes. A supressão das forças de flutuação e a natureza direcional da coluna de plasma, combinados com a manutenção do arco piloto durante a soldagem, permitem uma operação estável para níveis de corrente de até 0,1 A (O'Hara, 1984). A manutenção do arco piloto em aplicações com correntes menores do que 10 A é necessária para melhorar a estabilidade e assegurar sempre uma adequada transferência do arco à peça (Richardson, 1991).

A técnica "*microplasma*" é utilizada para a soldagem de chapas finas, com espessuras variando entre 0,02 e 1 mm. O aumento da temperatura devido à constrição (efeito joule e densidade de corrente) permite também selecionar condições que minimizem as distorções no conjunto soldado, as quais são um dos principais problemas na soldagem de chapas finas (Woodard, 1989 e Nefedov & Lyalyakin, 1998).

b) "Melt-in" ou alta corrente

Esta técnica pode ser considerada como competidora direta do processo GTAW. O custo e a maior complexidade do equipamento e das operações do processo explicam bem o porquê desta técnica não ter sido largamente empregada na indústria. Nesta técnica, a vazão do gás de plasma é baixa e a força exercida sobre a poça de fusão é da mesma ordem

daquelas de um arco aberto. Entretanto, a característica de insensibilidade à distúrbios externos e a natureza direcional do arco são mantidas, permitindo um controle mais consistente da qualidade da solda. Em geral, cordões de solda mais estreitos e com maior penetração podem ser conseguidos em relação a arcos GTAW similares. Dentre as aplicações da técnica, destacam-se a soldagem autógena com penetração total em chapas finas, onde a técnica “*keyhole*” é impraticável, a soldagem longitudinal e circunferencial de tubos e passes de enchimento com metal de adição (Richardson, 1991 e AWS, 1991).

c) “*Keyhole*” ou buraco de fechadura

A soldagem com “*keyhole*” é uma das aplicações mais importantes do processo a plasma e a que recebeu mais atenção na literatura do que qualquer outra variante do processo. Nesta técnica, os efeitos da pressão do arco e da concentração de energia sobre a superfície da poça de fusão, da ordem de 10^9 W/cm^2 segundo Kim et al. (1994), criam condições para a formação de um pequeno orifício no ponto de incidência e que é mantido durante toda a operação de soldagem. Assim, o termo “*keyhole*” é utilizado para designar uma técnica não convencional de soldagem, na qual o arco atravessa completamente a peça sendo soldada, formando um pequeno orifício em forma de funil. A poça de fusão estende-se através de toda a espessura da junta e é mantida na posição pelas forças de tensão superficial do material fundido. Esta técnica é apresentada esquematicamente na Figura 2.8.

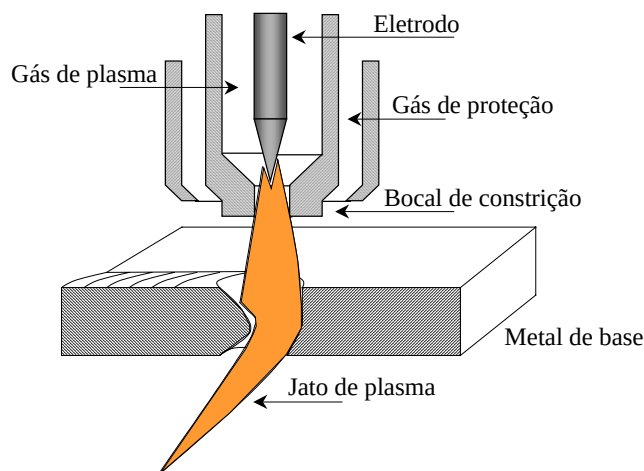


Figura 2.8- Esquema da soldagem a plasma com “*keyhole*” (Walsh & Nunes Jr., 1989)

Em soldas com “*keyhole*”, a penetração é conseguida através da combinação do aquecimento gerado pelo plasma e pela passagem da corrente com a força exercida pelo fluxo de gás. Inicialmente, o arco que incide sobre a peça começa a deslocar o metal fundido para

as extremidades laterais da poça de fusão, permitindo ao arco escavar continuamente o metal de base. Este processo termina quando o arco perfura a peça, abrindo um pequeno orifício (*“keyhole”*). Uma vez iniciado a partir da abertura do *“keyhole”*, o movimento do arco sobre a peça força o metal fundido a se deslocar em torno do jato de plasma em direção à parte posterior da poça de fusão, onde se solidifica e forma o cordão de solda (AWS, 1991 e Manufacturing Engineering, 1986).

As interações entre o arco plasma e o *“keyhole”* são altamente complexas e diferem das do laser e feixe de elétrons devido à presença do termo de aquecimento eletrônico (corrente). Embora o processo a plasma não tenha a faixa de aplicações destes processos em termos de perfil de fusão e espessura de material, devido à menor densidade de energia, os custos de equipamento e de operação são menores, o que o torna atrativo para suas aplicações (Richardson, 1991).

O orifício do *“keyhole”* atua também como um ponto de escape, permitindo que gases provenientes do jato de plasma sejam expelidos da solda antes de serem aprisionados pela frente de solidificação e, desta forma, reduzindo a geração de porosidade. No caso de impurezas, a própria movimentação gerada na poça de fusão permite que elas fluam para a superfície antes de sua solidificação, diminuindo também o risco de formar inclusões. Entretanto, quando soldado fora dos envelopes operacionais, um certo número de problemas pode acontecer. Estes incluem o colapso do *“keyhole”*, aprisionamento de gases, formação de uma raiz excessiva na solda (devido ao afundamento do cordão de solda) e mordedura ao longo de um ou ambos os lados da superfície do cordão (AWS, 1991).

Durante a fase de abertura do *“keyhole”*, o jato de plasma tende a gerar perturbações na poça de fusão, o que pode prejudicar o aspecto visual no início do cordão de solda. Durante a extinção do arco, no final da solda, a velocidade de solidificação da poça de fusão pode dificultar o fechamento e o preenchimento da cratera final (Manufacturing Engineering, 1986), podendo gerar o tipo de irregularidade mostrada na Figura 2.9.

Em soldagens longitudinais de chapas com espessuras de até 3 mm, o arco pode ser iniciado com os parâmetros nominais de soldagem. Para chapas mais espessas, a perturbação da poça de fusão se torna mais acentuada, sendo necessária a abertura do arco em abas postiças com espessura de até 3 mm. Em ambos os casos, o arco deve ser extinto em abas postiças. Equipamentos eletrônicos que permitem controlar a vazão de gás e a corrente de soldagem podem ser empregados para auxiliar na abertura e fechamento do *“keyhole”*. A principal aplicação destes equipamentos reside na soldagem circunferencial de tubos, onde o ponto de fechamento do arco incide sobre a própria peça (Paula Jr, 1997; AWS, 1991 e Manufacturing Engineering, 1986).

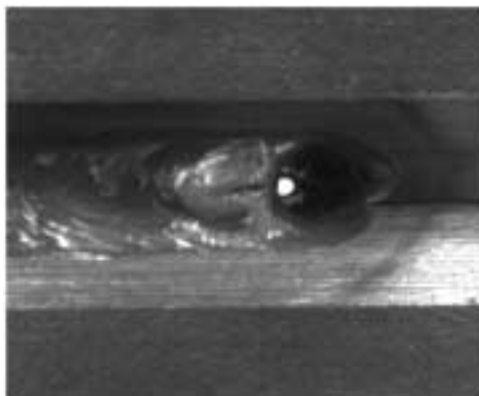


Figura 2.9- Cratera final do “keyhole” (Richetti, 1998).

2.3.8 Instabilidade na soldagem

A instabilidade na soldagem a plasma é normalmente associada com a dificuldade de manter um “keyhole” estável ao longo do comprimento soldado. Pelas próprias características desta operação, condições adequadas de sustentação da poça de fusão na junta são necessárias. Qualquer perturbação que ocorrer no processo durante a soldagem pode resultar em instabilidade no “keyhole”, tendendo a causar o seu colapso. Segundo Richetti (1998), esta instabilidade pode também refletir no aumento da dificuldade operacional do processo, limitando ainda mais a sua faixa de operação para uma determinada aplicação.

A instabilidade do “keyhole” é um fenômeno caracterizado pelo comportamento variável (instável) da poça de fusão. Basicamente, dois efeitos podem se alternar em uma condição instável. No primeiro caso, conforme mostrado na Figura 2.10, o orifício do “keyhole” é repetidamente reduzido (fechado) devido ao arco não ter pressão suficiente para mantê-lo aberto contra as forças de tensão superficial ou por variações na composição química do metal (variação na tensão superficial da poça de fusão). O comportamento errático do arco piloto durante a soldagem também pode gerar esta instabilidade quando as faixas operacionais são muito estreitas, por exemplo, nos aços carbono. O segundo efeito é o escorrimento da poça de fusão através do “keyhole” quando as forças de tensão superficial não são mais suficientes para mantê-la na junta. Estes efeitos são mais significativos a medida que se aumenta a espessura da junta. Normalmente, a variação na penetração da solda é percebida visualmente e, em muitos casos, não é possível uma reparação posterior, limitando a utilização da soldagem a plasma como processo primário em aplicações industriais (Martikainen & Moisio, 1993).

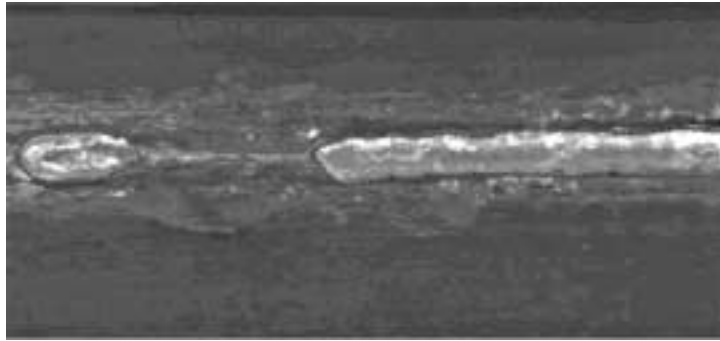


Figura 2.10- Efeito de instabilidade no “keyhole”, provocando falha na raiz da solda.

De acordo com Shchitsyn (1998), a manutenção de um “keyhole” estável depende do balanço entre o volume da poça de fusão e o tamanho do “keyhole” que pode ser suportado pela força do arco. Este balanço é determinado principalmente pela espessura do metal soldado, pelas dimensões transversais da solda e pelas propriedades físicas do metal de base.

Richetti (1998) cita que o fator mais influente na geração da instabilidade é o próprio metal de base. Em aplicações industriais, a soldagem com “keyhole” apresenta bons resultados quando aplicada em aços inoxidáveis e ligas de titânio, mas o uso para a soldagem de aços estruturais é relativamente incomum. Martikainen (1995) cita que, no caso específico dos aços estruturais, os baixos valores de viscosidade e da tensão superficial da poça de fusão não garantem uma condição de sustentação adequada. Como consequência disto, metal da poça de fusão é expulso pela força do arco ou simplesmente escorre através do orifício do “keyhole”, gerando soldas com penetração excessiva, ou até mesmo o corte da junta. Normalmente, a redução da intensidade do arco não tem o efeito desejado, pois a única condição em que a poça de fusão destes materiais pode se manter estável é quando o arco não atinge a penetração total.

Este problema pode ser amenizado utilizando-se gases de plasma e de proteção que gerem menores temperaturas de arco e ajudem a reduzir a fluidez da poça de fusão. O uso do argônio puro pode apresentar bons resultados por produzir um arco considerado mais frio do que misturas de argônio com hélio ou hidrogênio. Juntamente a isto, a utilização de um gás de purga que ajude a resfriar a raiz da solda também pode minimizar os efeitos indesejáveis referentes à expulsão ou escorrimento da poça de fusão (Martikainen & Moisio, 1993). Existe outra possibilidade que pode não apresentar bons resultados metalúrgicos, mas usar um metal de adição compatível que ajude a aumentar a tensão superficial da poça de fusão pode estabilizar a soldagem. Por exemplo, na soldagem de aços estruturais, pode-se utilizar um metal de adição de aço inoxidável para reduzir a viscosidade do metal fundido, melhorando a capacidade de sustentação da poça de fusão na junta.

A instabilidade da poça de fusão em soldas com “*keyhole*” pode ser intensificada também pelo tipo da junta ou pela composição dos gases utilizados. Aplicações em juntas chanfradas (preparação em V) são recomendadas pela literatura do processo para espessuras de chapa superiores a 6 mm. Entretanto, devido à dificuldade de se obter uma condição estável com repetibilidade das soldas, tais aplicações não são verificadas na prática (Richetti & Ferraresi, 2000b). No caso dos gases de soldagem, estes podem reagir com o metal fundido, intensificando algum desequilíbrio já existente na poça de fusão (Richetti & Ferraresi, 2000a).

Outros fatores também podem influir de forma definitiva na qualidade da solda, como por exemplo, a abertura da junta durante a soldagem. Este problema é causado pela contração durante a solidificação e resfriamento do cordão de solda atrás do arco, provocando uma abertura na junta à frente da poça de fusão e, em último caso, o corte do material devido à perda das condições de sustentação. Na prática, este problema pode ser evitado utilizando-se um sistema de fixação adequado para manter a junta dentro das tolerâncias de trabalho.

2.4 Parâmetros ou variáveis de soldagem

O processo a plasma apresenta um maior número de variáveis de soldagem em relação a outros processos convencionais. Normalmente, o ajuste de uma condição de soldagem para uma determinada aplicação é feito apenas considerando a corrente, velocidade de soldagem e vazão de gás de plasma. Entretanto, outras variáveis normalmente mantidas constantes também podem ter um efeito significativo sobre a soldagem, o que justifica um estudo amplo do processo. Apesar do efeito das variáveis sobre o arco já terem sido amplamente estudados na literatura, falta ainda uma abordagem quantitativa do efeito destas variáveis sobre a geometria do cordão de solda, ou seja, quanto cada variável influi sobre as dimensões do cordão de solda. Desta forma, serão apresentadas neste item as principais informações técnicas encontradas na literatura, as quais servirão de suporte para um estudo que será realizado nos capítulos subseqüentes a respeito do efeito quantitativo das variáveis sobre a geometria de cordão.

2.4.1 Corrente de soldagem

A corrente de soldagem é uma das principais variáveis dos processos de soldagem a arco e, particularmente na soldagem a plasma, tem uma influência significativa sobre os efeitos eletrônicos e mecânicos do arco. Segundo Richardson (1991), um aumento na corrente produz um aumento substancial na pressão do arco sobre a poça de fusão e na densidade de energia,

embora seja verificado, como consequência do aumento da temperatura, um ligeiro aumento no diâmetro da coluna do arco.

O aumento da pressão do arco sobre a poça de fusão está relacionado com o aumento da intensidade da expansão térmica dos gases no orifício de constrição. Este efeito permite ao arco, além de deslocar uma maior quantidade de material fundido, escavar mais profundamente o metal de base, produzindo maiores profundidades de penetração. Stepanov & Nechaev (1974) verificaram experimentalmente que, no processo a plasma, a pressão do arco é proporcional ao quadrado da corrente.

O efeito conjugado entre os dois fatores, eletrônico e mecânico, resulta em um aumento do volume da poça de fusão, o que pode dificultar o controle do processo em aplicações com “keyhole”. De fato, o aumento excessivo da corrente pode resultar em uma condição de “keyhole” estável, mas devido às dimensões da poça, a sua própria tensão superficial não é mais suficiente para sustentá-la na posição. Neste caso, um aumento na velocidade de soldagem se faz necessário para o restabelecimento da condição de equilíbrio (Metcalf & Quigley, 1975 e Pinfold & Jubb, 1973b).

O limite para o aumento da corrente de soldagem neste processo é normalmente definido pela dimensão do orifício constritor utilizado ou pela capacidade da tocha de soldagem. Aumentos excessivos com relação à geometria de bocal utilizada podem causar o fenômeno conhecido como arco duplo, danificando o bocal e contaminando a solda (AWS, 1991). O fenômeno do arco duplo será detalhado mais adiante, no item 2.4.4. Partes da tocha também podem ser danificadas se a corrente for ajustada acima da capacidade de operação para a qual foi projetada, devido ao excessivo calor gerado.

2.4.2 Velocidade de soldagem

A velocidade de soldagem é um dos parâmetros mais importantes na determinação da geometria do cordão de solda, pois influencia a taxa de calor transferido à peça por unidade de comprimento soldado. Este parâmetro também tem influência sobre os níveis de distorção e tensões residuais no componente soldado (proporcionais ao tamanho da poça de fusão formada) e, principalmente, na produtividade do processo (Quintino et al., 1992 e Aquino & Damanet, 1984).

Normalmente, a velocidade de soldagem é ajustada em função dos demais parâmetros de soldagem e pode ser utilizada como fator de correção da penetração da solda. As faixas de variação da velocidade de soldagem para as quais a estabilidade do “keyhole” é assegurada são normalmente pequenas. O aumento da velocidade de soldagem tende a reduzir o volume da poça de fusão e as dimensões da raiz da solda, o que pode até melhorar as condições de

estabilidade do “*keyhole*” por possibilitar uma melhor sustentação da poça. No limite extremo, um “*keyhole*” instável caracterizado por colapsos (fechamentos) constantes é produzido e, a partir desta condição, soldas sem “*keyhole*” são produzidas (Richetti, 1998).

Reduzindo a velocidade de soldagem, as dimensões do cordão de solda aumentam em função do aumento do aporte térmico. Neste caso, embora o “*keyhole*” possa permanecer estável para pequenas variações, Pinfold & Jubb (1973b) e Zhang & Zhang (2000) citam que o controle do processo se torna mais difícil devido ao aumento excessivo do volume da poça de fusão. Uma redução ainda maior na velocidade de soldagem tende a gerar uma instabilidade na poça de fusão, não sendo possível a sua sustentação na junta pelas forças de tensão superficial. Neste ponto, ou a poça de fusão é expelida da junta pela força do arco, ou simplesmente escorre através do orifício do “*keyhole*”.

2.4.3 Gases

Os gases utilizados na soldagem a plasma são os mesmos usados em outros processos de soldagem a arco. De acordo com Geipl & Stenke (1995), cada gás utilizado apresenta um comportamento diferente, o qual depende de suas propriedades físicas. Evidentemente, um único gás não irá satisfazer todos os requisitos desejados e normalmente misturas de dois ou mais gases são utilizadas conforme as características do metal de base. A Tabela 2.1 mostra as propriedades dos gases mais utilizados em soldagem.

Tabela 2.1- Propriedades gerais dos gases utilizados em soldagem (Geipl & Stenke, 1995).

Gás	A 0°C e 1,013 bar		Potencial de dissociação (eV)	Potencial de ionização (eV)	Comportamento
	Densidade (kg/m ³)	Densidade relativa ao ar			
Ar	1,784	1,380	-	15,8	Inerte
He	0,178	0,138	-	24,6	Inerte
CO ₂	1,977	1,529	4,3	14,4	Oxidante
O ₂	1,429	1,105	5,1	13,6	Oxidante
N ₂	1,251	0,968	9,7	14,5	Redutor
H ₂	0,090	0,070	4,5	13,6	Redutor

Gases mais pesados do que o ar tem uma menor tendência de serem suspensos pelas forças ascendentes causadas pelo arco, produzindo uma proteção mais efetiva e uma maior facilidade para a obtenção do “*keyhole*”. A composição química do gás também tem influência na soldagem. Gases oxidantes (que contêm oxigênio) não produzem uma proteção total da

poça de fusão, gerando sempre alguma reação de oxidação e formação de escória. Estes gases podem ser utilizados como gás de proteção ou de purga, mas não como gás de plasma por tenderem a oxidar o eletrodo de tungstênio. Gases inertes não reagem com o metal da solda e os redutores, além de proteger a poça de fusão, reagem com o oxigênio presente na superfície da poça, gerando soldas limpas (Geipl & Stenke, 1995).

Segundo Geipl & Stenke (1995), o comportamento de misturas de gases depende dos efeitos separados produzidos por cada componente. Adições de CO_2 no gás de proteção podem resultar na captura de carbono pela poça de fusão. O oxigênio contido em misturas com CO_2 e O_2 tende a oxidar os elementos de liga e formar depósitos de escória sobre a superfície da solda. Por outro lado, o oxigênio pode ser utilizado para melhorar a molhabilidade da poça de fusão, apesar de que um aumento na quantidade de oxigênio no metal de solda possa afetar negativamente a tenacidade e a resistência do metal. O nitrogênio é usado em soldagem somente em poucas aplicações, na maioria dos casos para compensar a perda de nitrogênio na soldagem dos aços inoxidáveis. Quando em excesso na atmosfera do arco, pode ocorrer a nitrificação da poça de fusão devido à formação de nitretos, causando a fragilização da solda.

Certos gases de soldagem, como o hidrogênio, por exemplo, apresentam uma elevada solubilidade no metal fundido, podendo causar sérios problemas de trinca e porosidade na solda. Neste caso, Geipl & Stenke (1995) citam que a solubilidade dos gases em metais e a capacidade de degaseificação são características que controlam os mecanismos de geração de porosidade na solda e fragilização por hidrogênio.

a) Gás de plasma

O gás de plasma é o gás que é forçado a fluir através do orifício constritor, abastecendo o arco com material necessário para operação contínua. Em alguns casos, o gás de plasma é injetado tangencialmente próximo à origem do arco, formando um vórtice que exerce um efeito constritivo adicional na coluna do arco. Porém, na maioria dos casos, ele é fornecido axialmente pelo topo da tocha, contribuindo para o resfriamento do eletrodo (Richardson, 1991).

A penetração obtida no metal de base é determinada principalmente pelos efeitos mecânicos do arco sobre a poça de fusão. A pressão (força) do arco aumenta com o aumento da vazão de gás devido ao aumento da velocidade do jato de plasma na saída da tocha, o que permite melhorar a penetração e as condições de formação do “keyhole”. O aumento na vazão do gás de plasma é, contudo, limitado pelo aumento excessivo das forças de arraste sobre a poça de fusão, que tendem a expulsá-la da junta através do “keyhole”. Por outro lado, se a

pressão do arco for insuficiente para deslocar toda a quantidade de metal fundido, o “*keyhole*” pode entrar em colapso e fechar-se completamente, gerando falta de penetração na junta (Lundin & Ruprecht, 1974 e Zayarov et al., 1996).

É também observado que o aumento da vazão do gás de plasma produz uma ligeira redução no diâmetro da coluna do arco. Neste caso, conforme Richardson (1991), o aumento da densidade de corrente é um indicativo da ocorrência do efeito “*pinch*” térmico, ou seja, da constrição térmica do arco. Este efeito é causado principalmente pela retirada de calor das regiões mais externas do arco para a camada de gás não ionizado adjacente, tornando o arco mais concentrado.

O hélio tem um alto potencial de ionização, o maior dentre os gases utilizados em soldagem, o que cria uma certa dificuldade para a abertura do arco. Entretanto, esta característica produz uma temperatura de arco cerca de 25% maior do que o argônio (Martinez et al., 1994). A sua baixa densidade dificulta a obtenção e manutenção do “*keyhole*”, sendo necessária uma vazão maior do que para outros gases. O seu alto calor específico e sua alta condutividade térmica garantem uma elevada taxa de transferência de calor para a poça de fusão, produzindo uma elevada penetração (Young, 1995).

O hélio é mais usado na soldagem das ligas de alumínio, cobre e em chapas espessas de titânio, mas sua aplicação é limitada pelo alto custo e devido à excessiva carga de calor gerada sobre os componentes da tocha, aumentando consideravelmente o seu desgaste. Ele é virtualmente insolúvel em praticamente todos os metais, não apresentando nenhuma tendência de gerar porosidade na solda (Linnert, 1994, Manufacturing Engineering, 1986 e TWI, 1996a).

O argônio é o preferido para a maioria das aplicações, podendo ser utilizado em todos os metais. Ele também é insolúvel na maioria dos metais, não tendendo provocar porosidade na solda. Devido ao seu baixo potencial de ionização, o argônio permite um acendimento consistente tanto do arco piloto como do arco principal, mesmo utilizando baixos níveis de corrente. A tensão do arco é relativamente baixa e as temperaturas ali geradas são inferiores às do arco com hélio. A sua densidade é elevada, cerca de 10 vezes a do hélio, gerando arcos com pressões suficientes para a soldagem com “*keyhole*”, mesmo para vazões relativamente baixas. Este gás, com baixa condutividade térmica e calor específico, dificulta a transferência de calor do arco para a peça, mas possibilita a manutenção de um filme de gás frio (não ionizado) entre o arco e a superfície interna do bocal de constrição, reduzindo a taxa de desgaste do orifício. O argônio também tem a vantagem de apresentar um custo mais baixo e maior disponibilidade do que outros gases inertes (Liebisch, 1978, Young, 1995 e Martinez et al., 1994).

Em alguns casos, o argônio pode não apresentar bons resultados, por exemplo, quando a poça de fusão não apresenta boa fluidez ou quando há a formação de mordedura na solda.

Nestes casos, a AWS (1991) recomenda o uso de misturas de argônio com hélio, ou com hidrogênio. Misturas de argônio e hélio produzem também arcos considerados mais quentes do que o argônio, dependendo da porcentagem de hélio existente na mistura. Para que os efeitos sejam detectados, a mistura deve ter pelo menos uma porcentagem 40% de hélio. A partir de 75% de hélio, a mistura passa a se comportar como se fosse hélio puro.

Adições de hidrogênio ao argônio fornecem uma atmosfera redutora na coluna do arco, o que reduz a quantidade de óxidos formados na soldagem de materiais reativos. O efeito de constrição é aumentado em consequência da energia consumida na sua dissociação (efeito “*pinch*” térmico), fazendo com que a porção do arco que conduz corrente fique confinada dentro de um revestimento de hidrogênio não ionizado (Pinfold & Jubb, 1974a).

A quantidade de hidrogênio permissível na mistura varia de 1 a 15% e é limitada pela tendência de gerar porosidade e trincas na solda, além do risco de explosões. O hidrogênio nestas porcentagens produz arcos mais quentes e uma transferência de calor mais eficiente do que o argônio, auxiliando na penetração e possibilitando aumentar a velocidade de soldagem em até 40%. Porém, a vida do orifício constritor para uma dada corrente é menor em função da maior temperatura do arco. Devido à alta solubilidade do hidrogênio em praticamente todos os metais, estas misturas normalmente são utilizadas nas soldas com “*keyhole*”, o qual permite o seu escape pelo feixe de plasma sem ficar aprisionado na frente de solidificação (Craig, 1988 e Martikainen, 1995). Apesar disto, este gás não é recomendado para aplicações com metais susceptíveis à trinca por hidrogênio (aço carbono) e porosidade (alumínio).

Estas misturas são freqüentemente utilizadas na soldagem de aços inoxidáveis e ligas de níquel e cobre. Onsoien et al., 1995 citam que o hidrogênio causa um aumento na tensão superficial dos aços inoxidáveis, podendo ser utilizado nestas aplicações para melhorar a sustentação da poça de fusão. Já Liebis (1978) cita o contrário, que adições de hidrogênio tendem a diminuir a tensão superficial da poça de fusão, porém aumentando a sua molhabilidade. O fato do hidrogênio se dissociar na forma monoatômica e se combinar novamente na forma molecular permite a transferência de grande quantidade de energia para a peça. Apesar de seu baixo potencial de ionização, os arcos produzidos por misturas de argônio e hidrogênio requerem tensões maiores do que os arcos produzidos por hélio em virtude da dissociação e posterior ionização do hidrogênio (Pinfold & Jubb, 1974a e Onsoien et al., 1995). Entretanto, pode ser facilmente constatado experimentalmente que o uso destes gases dificulta a abertura do arco principal por produzir uma baixa taxa de ionização com o arco piloto.

Misturas de argônio com pequenas porcentagens de nitrogênio (até 3%) também podem ser utilizadas na soldagem com “*keyhole*” dos aços duplex. O nitrogênio é adicionado para compensar as perdas de nitrogênio no depósito de solda destes aços, que em último caso podem afetar a resistência à corrosão. Segundo Geipl & Stenke (1995), ele não ataca a poça

com o vigor do ar atmosférico, mas tende a formar nitretos, que se dissolvem no metal de solda, fragilizando-o. Adições de nitrogênio podem aumentar sensivelmente o desgaste do eletrodo, mas pode ser minimizada se for adicionado também hidrogênio ao gás de plasma Geipl & Stenke (1995).

b) Gás de proteção

O gás de proteção é o gás que protege a solda contra a contaminação pelo ar atmosférico, podendo ser inerte ou ativo, desde que não comprometa as propriedades da solda. Este gás flui por um bocal externo e envolve a área da peça sobre a qual o arco incide, formando uma barreira entre a poça de fusão e o ambiente e evitando a oxidação do metal de solda.

A transferência de calor do arco para o gás de proteção tem influência significativa sobre o efeito de constrição, podendo intensificá-lo ou reduzi-lo dependendo da natureza do gás utilizado. As reações de dissociação de certos gases moleculares tendem a absorver grandes quantidades de energia da periferia do arco, gerando uma constrição termodinâmica adicional e permitindo concentrar ainda mais a coluna do arco. Um efeito contrário é observado quando gases com baixos potenciais de ionização são utilizados, por exemplo, o argônio. Neste caso, o intenso calor do arco produz uma ionização parcial do gás de proteção, tendo como consequência o alargamento da coluna de plasma (Martinez et al., 1994 e Hays & Schultz, 1983).

A eficiência da proteção normalmente é associada com o ajuste da vazão, porém esta relação nem sempre é tão lógica como se imagina. Até um certo limite, o aumento da vazão do gás produz uma barreira protetora mais espessa, melhorando as condições de proteção da poça de fusão. A partir deste limite, a turbulência gerada no fluxo de gás passa a arrastar consigo partículas de ar, provocando oxidação da superfície da solda (Martinez et al., 1993).

O hélio apresenta alta condutividade térmica e produz um forte efeito de constrição sobre o arco, ao mesmo tempo em que torna o perfil de temperatura mais largo, melhorando a molhabilidade da poça de fusão. Esta constrição devido ao efeito “*pinch*” térmico aumenta a temperatura do arco, facilitando a obtenção da penetração desejada. Para uma proteção adequada da poça de fusão, é necessária a utilização de maiores vazões devido à sua baixa densidade. Como não apresenta solubilidade na maioria dos metais, não existe a tendência de gerar porosidade na solda (Hunt et al., 1997, e Martinez et al., 1994).

O argônio é 10 vezes mais denso que o hélio e permite obter uma proteção mais eficiente da poça de fusão. Entretanto, devido ao seu baixo potencial de ionização, o argônio

pode sofrer uma ionização parcial, aumentando o diâmetro da coluna do arco e reduzindo a concentração de energia e a penetração na solda. Os baixos calor específico e condutividade térmica do argônio indicam que a transferência de calor para a peça é baixa, o que pode resultar em uma menor fluidez da poça de fusão. Esta característica, contudo, pode ser útil na soldagem com “keyhole” de materiais que produzam poças com baixas tensões superficiais e viscosidade, como por exemplo, os aços estruturais (Liebisch, 1978 e Martinez et al., 1994).

Misturas de argônio e hélio apresentam resultados intermediários do que quando se comparam eles separadamente. Os benefícios da adição do hélio ao argônio só são percebidos a partir de uma porcentagem de pelo menos 40% da mistura. Até este ponto, o argônio presente na mistura ainda tende a sofrer uma forte ionização parcial. Nestas misturas, a primeira reação resultante do aquecimento pelo arco é a ionização do argônio. Este efeito reduz-se gradualmente com o aumento da porcentagem de hélio na mistura e, a partir de 75% de hélio na mistura, o gás passa a se comportar como hélio puro (Martinez et al., 1994).

Misturas de argônio e hidrogênio também são utilizadas e produzem um forte efeito constritivo no arco em função da alta condutividade térmica do hidrogênio. A dissociação do hidrogênio permite uma grande entrega térmica em uma região relativamente larga. Liebisch (1978) cita que a adição de hidrogênio no gás de proteção tende a diminuir a tensão superficial da poça de fusão dos aços inoxidáveis devido ao aumento da temperatura. Por outro lado, Onsoien et al. (1995) cita que adições de hidrogênio tendem na verdade aumentar a tensão superficial da poça de fusão na soldagem do aço inoxidável. Segundo este autor, o hidrogênio retira o oxigênio presente no metal fundido, o qual sempre foi relacionado com a molhabilidade da poça de fusão (Martikainen & Moisio, 1993). Este efeito tende a contribuir com uma melhora na capacidade de sustentação da poça de fusão. É aceitável uma quantidade de no máximo 15% de hidrogênio em função de sua alta solubilidade em praticamente todos os metais, podendo gerar porosidade e fragilização, além do risco de explosões devido ao fato dele ser combustível. O hidrogênio tende a se combinar com qualquer óxido presente na superfície da solda, produzindo vapores que são liberados para a atmosfera e resultando em cordões de solda extremamente limpos e sem escória (Liebisch, 1978 e Onsoien et al., 1995).

O CO_2 sozinho ou misturas de argônio com CO_2 podem ser utilizados como gás de proteção, principalmente na soldagem dos aços carbono. Na forma molecular, estes gases são inertes, mas devido ao aquecimento provocado pelo arco, os elementos ativos se dissociam na forma atômica podendo reagir com o metal de solda. O CO_2 tem baixos potencial de ionização, calor específico e condutividade térmica, contudo, devido à sua dissociação e posterior recombinação na forma molecular, transfere uma grande quantidade de energia para a peça. O oxigênio liberado na dissociação do CO_2 melhora a molhabilidade da poça de fusão, mas tende a gerar escória na superfície e retirar carbono ou até mesmo oxidar os elementos de liga do

depósito de solda. Misturas de argônio com oxigênio ou gases ternários também podem ser utilizados para a proteção da solda. Entretanto, deve-se atentar que quanto maior for o potencial de oxidação da mistura, maior a tendência de gerar porosidade e causar instabilidade na poça de fusão em função da maior intensidade das reações (Martikainen & Moisis, 1993).

O nitrogênio também pode ser utilizado como gás de proteção na soldagem do cobre e suas ligas. A solubilidade do nitrogênio no cobre é baixa, não gerando nenhum problema na soldagem destes materiais. Entretanto, não é recomendado para a soldagem de aços inoxidáveis e carbono por causar a redução da tenacidade. Por outro lado, foi observado que misturas de argônio com 5% de nitrogênio aumentam a quantidade de austenita em aços inoxidáveis duplex, melhorando a resistência à corrosão. De fato, pequenas adições de nitrogênio ao argônio são feitas no sentido de compensar a perda de nitrogênio em depósitos de solda destes aços. Maiores porcentagens de nitrogênio tendem a nitrificar a poça de fusão (formação de nitretos). O nitrogênio é normalmente empregado como gás de purga na soldagem do cobre e suas ligas e dos aços inoxidáveis (Paula Jr, 1997, Linnert, 1994).

c) Gás de purga

Em operações normais, as soldas com “*keyhole*” requerem uma proteção adicional na raiz da solda para evitar a oxidação localizada, principalmente em metais reativos como o titânio e os aços inoxidáveis. Segundo Czech & Dworak (1996), a utilização do gás de purga melhora sensivelmente a aparência da superfície da raiz da solda, evita a sua coloração pela oxidação e, em alguns casos, ajuda a amenizar problemas de penetração excessiva. O gás de purga normalmente é um gás inerte ou uma mistura de gases inertes, mas na maioria dos casos não é possível distinguir diferenças entre eles com relação à aparência da raiz da solda.

O gás de purga é direcionado para a raiz da solda através de uma barra chanfrada. As dimensões do chanfro devem ser tais que o fluxo dos gases provenientes do “*keyhole*” não seja obstruído, evitando desta forma a geração de turbulência e distúrbios na poça de fusão. Estes efeitos podem, em último caso, desestabilizar o “*keyhole*” (TWI, 1996b e Geipl & Stenke, 1995). Os gases mais utilizados são o argônio, nitrogênio, e misturas de argônio com hélio, nitrogênio ou hidrogênio. Gases ativos também podem ser utilizados em determinados materiais, pois os níveis de temperatura na parte inferior do “*keyhole*” são bem menores do que aqueles gerados no arco e a dissociação provavelmente ocorre em uma escala mais reduzida. Deve-se salientar que os gases considerados ativos ou oxidantes são, na forma molecular, inertes.

2.4.4 Variáveis da tocha e de posicionamento

A Figura 2.11 mostra esquematicamente as variáveis da tocha e de posicionamento que, apesar de serem consideradas como secundárias, podem também influenciar significativamente as características operacionais da soldagem (Pinfold & Jubb, 1974a).

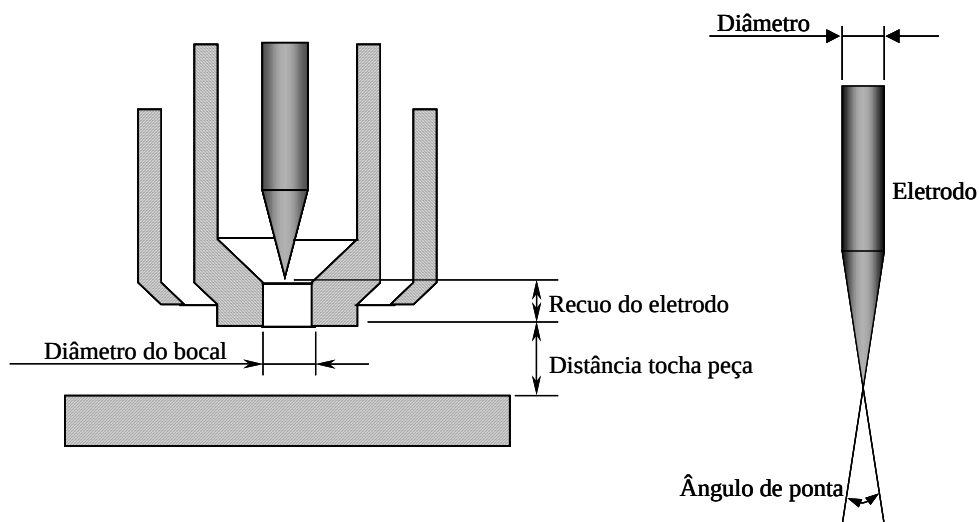


Figura 2.11- Principais variáveis da tocha e de posicionamento.

a) Parâmetros de bocal

O bocal de constrição é a peça que exerce o efeito de constrição física do arco e suas dimensões podem afetar significativamente a soldagem. O diâmetro e o comprimento do bocal são dimensões normalizadas pelo fabricante, mas devido ao alto custo destes componentes, cada vez mais se utilizam peças de reposição alternativas, as quais podem não apresentar dimensões e resistência ao desgaste compatíveis com as peças originais.

Sob as mesmas condições de soldagem, a concentração de energia e a pressão do arco serão tanto maiores quanto menor for o diâmetro do orifício do bocal. O ideal seria que o diâmetro do orifício fosse o menor possível para maximizar a concentração do arco, porém, nestas condições, menor é a corrente admissível para evitar o fenômeno do arco duplo (Richardson, 1991 e Miyazaki et al., 1995).

O tipo de bocal mais utilizado é aquele com um único orifício central, por onde o arco e todo o gás de plasma passam. Em alguns casos são utilizados bocais com orifícios auxiliares, além do orifício central. Neste caso, o arco e parte do gás de plasma passam pelo orifício central, enquanto o restante deste gás passa pelos outros dois orifícios auxiliares. O fluxo de gás relativamente frio proveniente dos orifícios auxiliares torna o arco elíptico, o que permite

um ligeiro pré-aquecimento à frente da solda e um aumento de até 100% na velocidade de soldagem (Pinfold & Jubb, 1974a e Lavigne et al., 1988).

Em condições normais de soldagem, a coluna do arco é isolada da parede interna do bocal por uma camada de gás relativamente fria e que não conduz eletricidade (gás não ionizado), fornecendo um isolamento térmico e elétrico que protege a superfície interna do bocal de constrição. Se a temperatura desta camada aumentar a ponto de gerar uma ionização parcial, como, por exemplo, quando se usa uma vazão de gás de plasma insuficiente ou uma corrente excessiva para uma dada geometria de bocal, uma condição denominada de arco duplo poderá ser estabelecida, causando a danificação do bocal. Desta forma, a produção de energia necessária à soldagem é limitada pela ocorrência do fenômeno do arco duplo. Outro fator que pode causar a formação do arco duplo é o toque do bocal na peça, causando um curto circuito (AWS, 1991 e Hays & Schultz, 1983).

O fenômeno do arco duplo ocorre quando o caminho preferencial da corrente elétrica deixa de ser a coluna do arco entre o eletrodo e a peça. Nesta situação, o arco não passa através do bocal de constrição, mas transfere-se para a sua superfície interna. Um arco secundário é então simultaneamente estabelecido entre a superfície externa do bocal e a peça. Em essência, o calor gerado nos pontos anódicos e catódicos causam danos severos no bocal (AWS, 1988 e Malakhovskii et al., 1974).

Entretanto, o desgaste do bocal ocorre progressivamente em condições normais devido ao calor do arco. Este desgaste pode também ser influenciado pelo gás de plasma utilizado. Independente do material sendo soldado, o argônio é o gás que produz as menores taxas de erosão do bocal (menores temperaturas). Qualquer desalinhamento do eletrodo em relação ao eixo central do bocal pode causar uma fusão localizada, antecipando a necessidade de sua substituição (TWI, 1996b). Em alguns casos, repetidas aberturas no arco piloto geram uma camada de óxido na superfície interna do bocal, tornando cada vez mais difícil uma abertura consistente do arco piloto. Este efeito tende a fazer com que o arco piloto se forme mais internamente na tocha (região do bocal sem óxido), dificultando que as partículas do plasma sejam expelidas pelo bocal e, conseqüentemente, afetando a abertura do arco principal.

b) Recuo do eletrodo

Este parâmetro determina a distância em que o eletrodo é recuado em relação à face externa do bocal de constrição. O seu ajuste atua sobre o grau de constrição do arco, influenciando sua rigidez e a penetração da solda. Normalmente, os valores máximo e mínimo para ajuste do recuo do eletrodo variam conforme o equipamento (tocha de soldagem) e são definidos pelo fabricante.

O ajuste do recuo do eletrodo no máximo é feito para obter arcos com maior concentração de energia, tal como na soldagem com “*keyhole*” (AWS, 1991). Como consequência secundária, o aumento do recuo tende a diminuir a eficiência da transferência de energia e a pressão devido ao maior comprimento do arco e à menor obstrução à saída dos gases pelo orifício constritor, respectivamente. Os cordões de solda produzidos com esta condição são mais estreitos e apresentam uma grande profundidade de penetração (Bukarov et al., 1976 e Richardson, 1991).

A redução do recuo do eletrodo tende a diminuir o efeito de colimação, resultando em arcos mais difusos e com menor concentração de energia. Em relação ao caso anterior, cordões de solda mais largos e com menor penetração são produzidos. Segundo Richardson (1991), este efeito é utilizado amplamente como um recurso para aumentar a faixa operacional do processo (técnicas de soldagem), permitindo que suas aplicações sejam estendidas para outras faixas de espessuras do metal de base, no caso, para espessuras menores que 3 mm, onde a soldagem com “*keyhole*” não é aplicada.

c) Escolha e preparação do eletrodo

Normalmente, as tochas de soldagem a plasma já vêm de fábrica com um eletrodo de diâmetro compatível com a amperagem para a qual o equipamento foi projetado. Desta forma, as únicas variáveis possíveis de se trabalhar são o tipo do material do eletrodo e a forma de sua ponta. Quanto ao tipo, os eletrodos podem ser de tungstênio puro ou com pequenas adições de óxidos de cério, lantânio, zircônio ou tório. Estes óxidos são adicionados ao tungstênio para melhorar a emissão termoiônica, o que permite reduzir a temperatura de trabalho do eletrodo e o desgaste da sua ponta. Por exemplo, Antunes (1999) verificou que eletrodos com óxido de lantânio apresentam uma taxa de desgaste menor do que aqueles com óxido de tório na soldagem GTAW de alumínio com onda retangular desbalanceada.

A preparação mais utilizada é a forma pontiaguda (cônica), embora possam também ser encontradas preparações do tipo esférica e truncada. Cada uma delas pode influenciar em pequena escala a pressão do arco, conforme o grau de obstrução à saída dos gases pelo orifício constritor. O ângulo de ponta do eletrodo também é citado como tendo pouca influência sobre as características geométricas da solda, contudo, é recomendada a sua manutenção entre 30° e 60°, sendo maior a medida que se aumenta a corrente de soldagem (TWI, 1996a e TWI, 1996b). Evidentemente, se o ângulo de ponta não apresenta um efeito considerado significativo sobre a soldagem, esta recomendação não seria válida, a não ser por limitações do equipamento (ver Figura 2.11 – o aumento do ângulo de ponta do eletrodo pode causar um curto circuito com o bocal de constrição dependendo do recuo do eletrodo utilizado).

O processo a plasma é normalmente operado com o eletrodo na polaridade direta, ou seja, o eletrodo no pólo negativo, para minimizar o calor produzido (cerca de 1/3 do calor gerado pelo arco é produzido no cátodo e 2/3 no anodo). Mesmo nestes casos, o desgaste do eletrodo pelo seu aquecimento é normal, sendo tanto maior quanto maior for o nível de corrente utilizado. Em condições normais, o desgaste do eletrodo provoca a perda da geometria da ponta, havendo a necessidade de uma manutenção periódica (afiação). Na polaridade inversa (eletrodo no pólo positivo), o eletrodo de tungstênio é super aquecido por causa da excessiva geração de calor, apresentando uma vida útil relativamente curta (TWI, 1996b e Kanbe et al., 1988).

A perda das características originais da ponta do eletrodo pode gerar distúrbios e causar uma diminuição na pressão do arco em função das mudanças nas condições de obstrução à saída dos gases. Outro fator importante é a perda dos elementos de liga (óxidos) da ponta do eletrodo, forçando a abertura do arco piloto cada vez mais longe da ponta. Este efeito pode afetar a abertura do arco principal a medida que dificulta que as partículas de plasma provenientes do arco piloto sejam expelidas através do bocal de constrição. Neste caso, somente uma nova afiação do eletrodo pode solucionar o problema.

Gases de plasma com alto potencial de ionização produzem uma maior sobrecarga de calor no eletrodo, aumentando a taxa de desgaste. Desta forma, o argônio é o gás que fornece as menores taxas de desgaste do eletrodo em função das menores temperaturas de arco. Gases de baixa pureza ou com umidade podem também contribuir para uma maior deterioração do eletrodo durante a soldagem (TWI, 1996b).

d) Distância tocha peça

Segundo Richardson (1991), a natureza colunar e a força do arco constrito fazem do PAW um processo pouco sensível às variações na distância tocha peça. Estas características também permitem a utilização de comprimentos de arcos relativamente longos sem que haja uma redução significativa na concentração de energia, facilitando a realização de soldas em locais de acesso restrito.

Evidentemente, existe uma faixa recomendada de trabalho onde os resultados obtidos são melhores. O aumento da distância tocha peça resulta na perda gradual da característica colunar do arco, provocando um maior espalhamento do arco e, conseqüentemente, uma redução na profundidade de penetração. Este efeito também é influenciado pela redução da pressão do arco e da eficiência de transferência de energia. Normalmente, o valor máximo utilizado para a distância tocha peça é de cerca de 6 mm (AWS, 1991). Uma redução na altura da tocha dentro dos limites normais não produz alterações perceptíveis na solda, embora haja

uma maior probabilidade do bocal ser atingido por respingos ou encostar na poça de fusão, podendo causar o fenômeno do arco duplo (Lundin & Ruprecht, 1974 e Bukarov et al., 1976).

2.4.5 Configuração da junta

Basicamente, as soldas com “*keyhole*” são feitas em juntas de topo, com o tipo de preparação sendo dependente da espessura da peça. Para espessuras onde é possível obter penetração total em passe único, de 1,6 (“*melt in*”) a 10 mm, uma preparação em “I” normalmente é utilizada. Este limite é imposto pelo máximo volume da poça de fusão que pode ser mantido pela viscosidade e pelas forças de tensão superficial e varia conforme o material de base (nos aços carbono, este limite está em torno de 6 mm). Em peças mais espessas, a dificuldade de se obter uma condição estável exige uma preparação de junta diferente, sendo o passe de raiz dimensionado dentro dos limites acima mencionados. Neste caso, recomendam-se preparações do tipo em “V” ou em “U” (Maritkainen, 1995 e Vivsik et al., 1977).

Juntas de topo com preparação em “I” representam a maioria das aplicações com “*keyhole*” na indústria de fabricação. Por outro lado, a prática tem mostrado que esta técnica (“*keyhole*”) não é adequada para aplicações em juntas chanfradas, principalmente devido à dificuldade de obter uma condição estável. Richetti & Ferraresi (2000b) verificaram que o tipo de junta não apresenta uma relação direta com a geração da instabilidade no “*keyhole*”, mas preparações de juntas em “V” apresentam a tendência de intensificar o efeito de perturbações já existentes na soldagem. A maior dificuldade do posicionamento da tocha em relação à linha central da junta também pode contribuir para o aumento das instabilidades.

O projeto da junta pode também considerar uma pequena abertura, em torno de 1 mm, para facilitar a obtenção da penetração desejada. Este procedimento, embora não usual, pode ser utilizado na soldagem de chapas mais espessas, ou para aumentar a produtividade do processo (velocidade de soldagem). Neste caso, os limites de tolerâncias especificados no projeto da junta devem ser controlados para evitar a ocorrência de defeitos grosseiros na solda (VanCleave & Gain, 1981). Além disto, Lavigne et al. (1988) citam a necessidade de se utilizar um metal de adição para compensar a falta de material correspondente ao volume total da abertura da junta e permitir obter um perfil de solda adequado.

2.4.6 Velocidade de alimentação

Metal de adição pode ser adicionado à parte frontal da poça de fusão (em soldas com arame quente, o metal de adição é introduzido pela parte posterior da poça de fusão), exatamente como é feito no processo GTAW. O ajuste da altura não é crítico, mas seu

posicionamento é importante para evitar a formação de gotas grandes, que em último caso podem afetar a estabilidade do “*keyhole*” (Manufacturing Engineering, 1986). A vantagem de se utilizar metal de adição está na obtenção de uma geometria mais adequada de cordão, com um leve reforço e sem mordeduras. O uso do metal de adição pode também ser feito por questões metalúrgicas, para melhorar a composição química do metal de solda (AWS, 1988).

Normalmente, a utilização do metal de adição em soldagem implica em um aumento na corrente da ordem de 20 a 30% em relação às soldas sem metal de adição. Este aumento na corrente é necessário para a manutenção da penetração e, em passes de raiz, para a própria manutenção da condição do “*keyhole*” devido ao consumo de calor para fundir o metal adicionado. Na soldagem de chapas espessas, o metal de adição normalmente não é utilizado no passe de raiz, que é projetado segundo as condições máximas de espessura em que é possível conseguir a sustentação da poça de fusão. Este procedimento visa, por questões de produtividade, eliminar a quantidade de passes subseqüentes para o preenchimento da junta (AWS, 1988).

2.4.7 Fluxo

A soldagem a plasma através de uma camada de fluxo (na forma de pó) tem sido proposta, segundo Ilyushenko et al. (1977), para a união de componentes espessos ou como forma de proteger a poça de fusão, adicionar elementos de liga, ou ainda, aumentar a produtividade do processo. Alguns fluxos, como por exemplo, os fluoretos de metais alcalinos, estudados por Skvortsov (1999), intensificam o efeito de constrição, aumentando significativamente a capacidade de penetração do arco. Este fluxo é aplicado sobre a superfície da peça como se fosse uma camada de tinta. A queima desta camada de fluxo produz uma quebra molecular, liberando elementos eletronicamente ativos (íons) na atmosfera do arco. A suposição mais aceita é que estes íons eletronegativos liberados pela queima do fluxo combinam-se com os íons positivos do plasma, reduzindo a quantidade de gás ionizado nas partes externas do arco e aumentando o efeito de constrição.

2.5 Defeitos de cordão: causas e medidas preventivas

Segundo a AWS (1991), defeitos de soldagem são descontinuidades que podem surgir na superfície ou internamente ao cordão de solda e normalmente estão relacionados com a utilização de ajuste de parâmetros ou procedimentos inadequados. A falta de robustez do equipamento, o desgaste das peças da tocha pelo excessivo calor gerado, ou uma montagem incorreta dos seus componentes, também podem causar defeitos na solda.

2.5.1 Defeitos de penetração

a) Falta de penetração na raiz

A falta de penetração ocorre quando o arco não tem energia suficiente para penetrar em toda a espessura do metal de base, ou quando não consegue sustentar a condição do “keyhole”. Este problema está relacionado com um ajuste inadequado dos parâmetros de soldagem, principalmente os que determinam a penetração, tais como velocidade de soldagem, corrente e vazão de gás de plasma (Torres et al., 1992 e Richetti & Ferraresi, 2000a). Esta condição pode causar outros problemas, como por exemplo, a formação de grandes vazios no interior da solda em função do aprisionamento dos gases do arco sob a poça de fusão (defeito este discutido mais adiante).

Para eliminar este problema, deve-se ajustar os parâmetros de soldagem no sentido de se aumentar o fornecimento de energia, atentando sempre para a possibilidade da formação de uma poça de fusão muito volumosa, o que poderia gerar um efeito contrário, penetração excessiva. Richetti & Ferraresi (2000b) citam que a substituição do gás de proteção por um com melhores propriedades térmicas também pode ajudar a solucionar o problema de falta de penetração.

b) Penetração excessiva e “humping”

No outro extremo, a utilização de valores excessivos de vazão de gás de plasma e corrente, ou valores baixos de velocidade de soldagem, pode causar a formação de um reforço excessivo na raiz da solda. Este tipo de condição pode até ser estável, mas a geometria de cordão resultante não é adequada por propiciar um elevado nível de concentração de tensões.

Em alguns casos, a poça de fusão não consegue se sustentar, formando o defeito “humping”. O “humping”, mostrado na Figura 2.12, é um defeito grosseiro caracterizado por mudanças abruptas na geometria da raiz da solda, na forma de protuberâncias separadas por intervalos de relativa uniformidade. Segundo Garcia & Norrish (1995), o “humping” tem como causas o uso de elevadas vazões de gás de plasma ou pela formação de uma poça de fusão de grande volume, causando a expulsão ou o escorrimento dela através do “keyhole”.

Estes problemas podem acontecer também quando a espessura do material de base é grande, ou devido à utilização de um orifício constritor de diâmetro excessivo. O aumento do nível de energia para obter a penetração com “keyhole” tende a formar um grande volume de material fundido, impossibilitando a sustentação da poça de fusão pelo aumento dos efeitos da força da gravidade e do arco em relação à força de tensão superficial. Em alguns casos, como

na soldagem dos aços estruturais, a condição do “*keyhole*” é bastante crítica em função das baixas viscosidade e tensão superficial e, conseqüentemente, pela tendência natural de escorrimento da poça de fusão (Richetti, 1998).



Figura 2.12- Defeito “*humping*” na raiz da solda (Richetti, 1998).

O problema de penetração excessiva normalmente pode ser solucionado através de um melhor ajuste dos parâmetros de soldagem, sempre no sentido de reduzir o aporte de calor ou a pressão do arco. Entretanto, nem sempre este procedimento apresentará bons resultados, sendo dependente da soldabilidade do material da peça e da técnica de soldagem utilizada.

De uma maneira geral, a utilização de orifícios com menores diâmetros devem sempre ser preferidos para obter o máximo efeito de constrição e a formação de uma poça de fusão mais estreita e estável. Tal procedimento, contudo, nem sempre é possível de ser feito devido à limitação no nível de corrente. Alguns gases com melhores propriedades térmicas podem acentuar o efeito de constrição, também favorecendo a estabilidade da poça. Entretanto, a maior entrega térmica pode prejudicar a sua estabilidade devido ao aumento de sua fluidez. Richetti (1998) cita que qualquer ação que produza um arco mais constricto e uma menor fluidez da poça de fusão tende a facilitar a obtenção do “*keyhole*” para condições extremas.

2.5.2 Porosidade

Porosidade é um tipo de defeito caracterizado pelo aparecimento de pequenos vazios que se distribuem no interior ou na superfície dos cordões de solda e são provenientes de bolhas que são aprisionadas pela frente de solidificação. Estas bolhas que se formam na poça de fusão estão relacionadas com a absorção de gases pelo metal líquido. Gases como o oxigênio e o hidrogênio apresentam elevada solubilidade no metal líquido e a evolução destes componentes na poça de fusão pode gerar porosidade se não forem expulsos antes da solidificação (Modenesi, 1985). A Figura 2.13 mostra uma seção longitudinal de uma solda feita em aço carbono ABNT 1020 utilizando argônio como gás de plasma e argônio com 25% de CO₂ como gás de proteção. Nesta figura é possível verificar a ocorrência de porosidade na

solda, provavelmente causada por reações entre a poça de fusão e os elementos ativos presentes no gás de proteção.



Figura 2.13- Porosidade interna na solda e cratera do “keyhole” (Richetti & Ferraresi, 2000a).

A soldagem com “keyhole” possibilita um menor nível de porosidade por permitir que gases dissolvidos na poça entrem no feixe do arco e sejam expulsos antes de serem aprisionados na solda. Entretanto, a quantidade destes elementos que o arco pode expulsar é limitada, a partir da qual, o aparecimento de porosidade é inevitável. No caso do hidrogênio, a quantidade máxima na mistura, recomendada para evitar porosidade em soldas automatizadas, é de 15% (Metal Progress, 1986).

A técnica “keyhole” não é usual em aplicações com aços doces e semi acalmados devido à geração de porosidade. O emprego de metal de adição que contenha elementos desoxidantes pode amenizar o problema, mas reduz a produtividade do processo. Estes elementos desoxidantes reagem com o oxigênio presente na solda, formando óxidos que são eliminados na forma de escória. Como exemplos de elementos desoxidantes, pode-se citar o manganês e o silício (na soldagem dos aços e ligas de cobre), o fósforo (na soldagem do cobre e alumínio) e o titânio (para a soldagem das ligas de cobre e níquel) (Pinfold & Jubb, 1974b e Modenesi, 1985).

2.5.3 Inclusões

De uma maneira geral, as soldas obtidas pelo processo a plasma são consideradas como pouco susceptíveis ao problema de inclusões não metálicas. A própria movimentação que ocorre na poça de fusão tende a trazer as impurezas ali presentes para a superfície da solda. Inclusões de tungstênio também não são comuns como no GTAW porque o processo a plasma trabalha com um arco mais longo e com o eletrodo recuado dentro da tocha (Pinfold & Jubb, 1973a).

2.5.4 Vazios

Em certas operações de soldagem, grandes vazios são formados no interior do cordão de solda em função do aprisionamento dos gases do arco pela frente de solidificação. Quando o arco não dispõe de energia suficiente (pressão e temperatura) para manter o orifício do “keyhole”, ocorre uma excessiva geração de defeitos internos. Este efeito ocorre porque o jato de plasma força a entrada dos gases por baixo da poça de fusão, gerando vazios internos que se repetem ao longo de todo o cordão de solda, como pode ser visto na Figura 2.14. Este problema é eliminado através do restabelecimento da condição do “keyhole” ou reduzindo a força do arco através de uma redução na vazão de gás para a técnica “melt-in” (Richetti & Ferraresi, 2000a).

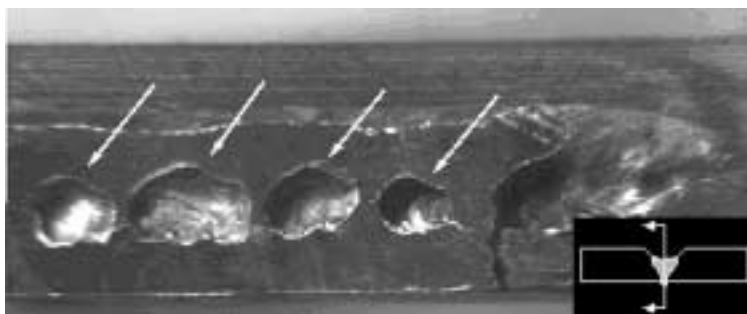


Figura 2.14- Seção longitudinal de uma solda com ênfase nos vazios internos e na cratera final deixada pelo arco (Richetti & Ferraresi, 2000a).

2.5.5 Mordedura

A mordedura é um tipo de descontinuidade que se caracteriza pela formação de um entalhe nas bordas laterais do cordão de solda e normalmente está associada com o rápido resfriamento das extremidades da poça de fusão. Esta descontinuidade ocorre principalmente pela utilização de uma excessiva velocidade de soldagem, embora Martikainen (1995) e Pinfold & Jubb (1974b) citem que outros fatores também possam contribuir para sua geração.

Segundo Pinfold & Jubb (1974b), mordedura, particularmente ao longo de um dos lados do cordão de solda tem sido atribuída ao desalinhamento do eletrodo em relação ao eixo da tocha ou devido à não ortogonalidade da tocha em relação à peça. Este defeito também pode ser ocasionado por desníveis na junta que excedam 5% da espessura da chapa.

Na prática, o problema de mordedura na solda pode ser eliminado através de dois métodos. Um deles é o ajuste dos parâmetros de soldagem, principalmente a redução da velocidade de soldagem, ou através de um melhor ajuste da tocha. Outro método é o uso de

metal de adição em quantidade suficiente para o preenchimento da mordedura, ao mesmo tempo em que acrescenta um pequeno reforço à solda. Em alguns casos, a substituição do gás de proteção por outro que permita uma melhor fluidez da poça de fusão pode apresentar resultados satisfatórios com relação ao problema (Pinfold & Jubb, 1974b, AWS, 1991).

2.5.6 Trincas

Os cordões produzidos pelo processo a plasma, assim como acontece com outros processos de soldagem, estão sujeitos a problemas de trincas. No caso da soldagem a plasma, a trinca de solidificação é a que ocorre com mais frequência. Estas trincas estão relacionadas com a formação de filmes líquidos nos contornos de grãos devido à segregação de impurezas de baixos pontos de fusão. A ação de tensões de tração durante o resfriamento do cordão de solda promove a abertura das trincas (Modenesi, 1985 e Weymueller, 1978).

Pinfold & Jubb (1974b) citam que o problema de trinca de solidificação pode ser agravado pelo processo de soldagem a plasma, principalmente devido à elevada razão entre penetração e largura da solda. Algumas medidas práticas podem ser adotadas para reduzir a possibilidade de formação da trinca, tais como a redução do grau de restrição, uma preparação da junta sem desalinhamentos e uma limpeza adequada da peça antes da soldagem.

2.5.7 Contaminação do metal de solda

A contaminação do metal de solda normalmente está associada a uma proteção inadequada da poça de fusão, que permite o acesso do ar atmosférico na região da soldagem. Esta forma de contaminação pode ser identificada por intensa descoloração do cordão de solda ou da ZAC adjacente. A contaminação da solda pelo ar atmosférico é superficial e pode ser eliminada através do aumento da vazão do gás de proteção ou pela utilização de um gás de proteção mais puro ou mais denso. A contaminação da solda pode também ocorrer se o bocal da tocha, por algum motivo entrar em contato com a poça de fusão (AWS, 1991).

2.6 Técnicas de estudo dos processos

Atualmente, existe uma grande variedade de técnicas que são utilizadas para o estudo dos processos de soldagem. As técnicas estatísticas são as mais utilizadas e se baseiam em planejamentos experimentais, a partir dos quais é possível verificar os efeitos das variáveis de soldagem, identificar as variáveis que apresentam efeitos significativos sobre as respostas e, também, obter modelos matemáticos para descrever o comportamento dos fenômenos físicos

envolvidos no processo. Tais atividades vêm ganhando muito espaço com o desenvolvimento tecnológico e computacional e já são consideradas como uma das principais funções na engenharia moderna. A Metodologia de Superfície de Resposta é um exemplo de técnica de modelagem baseada em análises estatísticas e matemáticas.

Outra técnica, a Teoria da Similitude também vem sendo bastante utilizada para a obtenção de informações sobre o efeito das variáveis envolvidas em fenômenos, assim como para o levantamento de modelos matemáticos que permitam prever o comportamento do fenômeno sob determinadas condições de trabalho. Ela é baseada na similaridade que pode haver entre sistemas, permitindo que inferências sobre um determinado sistema, ou fenômeno, possam ser feitas a partir do estudo realizado em um modelo com características similares. Os modelos gerados permitem delimitar a região operacional em que as respostas analisadas satisfaçam determinadas especificações, ou a otimização de processos, que visa a obtenção de máxima produtividade com mínimo custo.

2.6.1 Metodologia de Superfície de Resposta

A Superfície de Resposta é uma metodologia que emprega técnicas estatísticas e matemáticas para a modelagem e análise de fenômenos que são influenciados por vários fatores. Suas principais aplicações englobam a otimização das respostas de estudo e a delimitação das faixas operacionais para as quais certas especificações são atendidas. Em alguns casos, esta metodologia pode, eventualmente, também ser utilizada para a obtenção de conhecimentos sobre as relações físicas entre as variáveis e o fenômeno de estudo.

A título de exemplificação, suponha que uma dada resposta de um fenômeno (Y) seja influenciada por três variáveis, x_1 , x_2 e x_3 . Admite-se que a resposta de estudo possa ser representada por um polinômio de baixa ordem (2, no caso mais comum). A estimação dos coeficientes da equação é baseada em resultados experimentais e é normalmente feita utilizando a técnica de regressão linear múltipla, gerando como resposta uma função do tipo $Y = f(x_1, x_2, x_3)$ (Box et al., 1978).

No caso mais comum, o planejamento experimental é composto por um planejamento fatorial completo, mais um planejamento estrela com réplicas do ponto central, conforme mostrado na Figura 2.15. Os testes do planejamento fatorial são utilizados para a obtenção dos termos lineares e de interação, enquanto que os testes do planejamento estrela fornecem os termos de segunda ordem. Finalmente, os testes replicados com a condição do ponto central fornecem uma estimativa do erro experimental (Box et al., 1978).

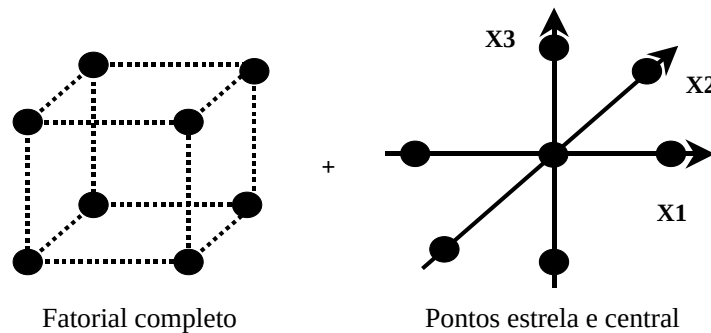


Figura 2.15- Planejamento experimental através da Superfície de Resposta (Box et al., 1978).

A função obtida é, então, denominada de Superfície de Resposta e sua análise gráfica permite a obtenção de valores que maximizem ou minimizem a resposta de estudo. O sucesso da metodologia depende de uma aproximação adequada da função por um polinômio de baixa ordem. Um ajuste de primeira ordem (linear) é normalmente utilizado para o estudo em faixas estreitas das variáveis, pois neste caso o efeito de curvatura é baixo, ou quando se deseja obter informações sobre qual é a direção dos efeitos destas variáveis. A Figura 2.16 mostra um exemplo de aproximação linear. Como se pode observar, a largura da solda aumenta com o aumento da corrente e com a redução da velocidade de soldagem, com níveis normalizados entre -2 e 2. Os pontos apresentados na figura são os testes do planejamento experimental.

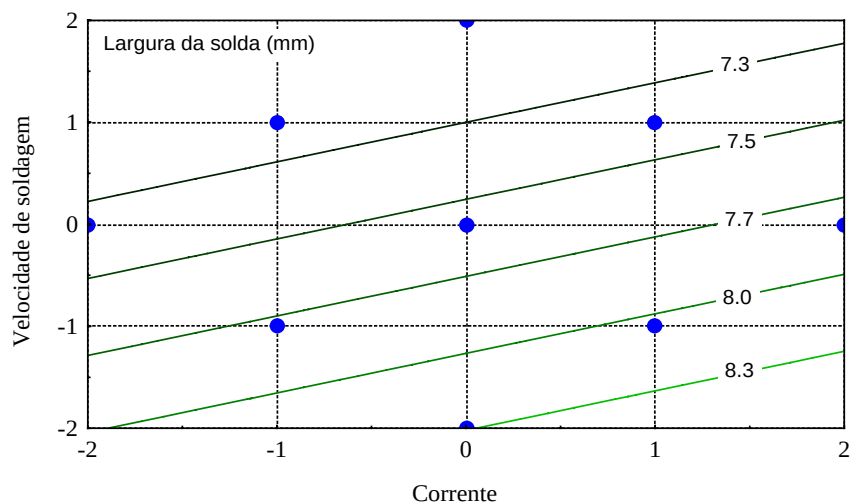


Figura 2.16- Exemplo de Superfície de Resposta com ajuste linear.

Por outro lado, caso exista um forte efeito de curvatura na região de estudo, busca-se o ajuste da função por um polinômio de segunda ordem composto por termos quadráticos puros e de interações. O efeito de curvatura é principalmente influenciado pela interação entre as

variáveis do fenômeno de estudo. A Figura 2.17 mostra um exemplo de uma aproximação por um polinômio de segunda ordem.

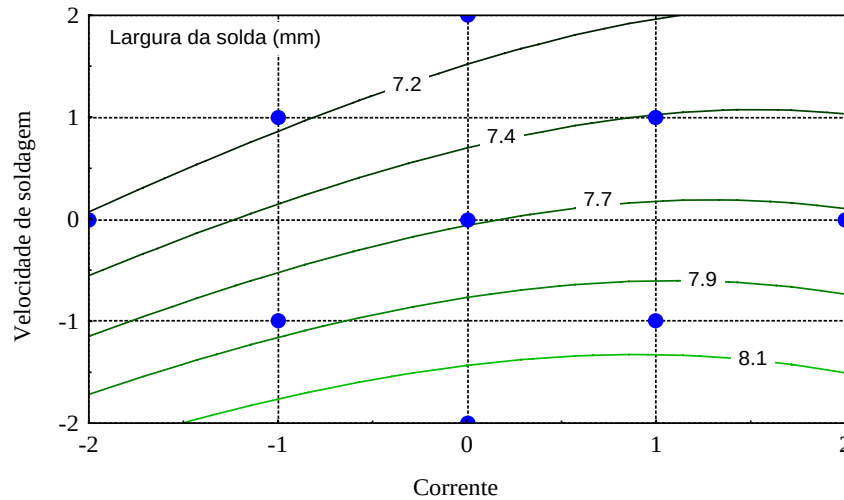


Figura 2.17- Exemplo de Superfície de Resposta com ajuste quadrático.

Maiores detalhes sobre a metodologia de Superfície de Resposta podem ser encontrados na literatura, como por exemplo, nos livros de Box et al. (1978) e Lorenzen & Anderson (1993). A título de exemplo prático, Gunaraj & Murugan (2000) aplicaram a metodologia da Superfície de Resposta para obter expressões matemáticas para a predição da geometria de cordão na soldagem a arco submerso.

2.6.2 Teoria da Similitude

A Teoria da Similitude é baseada na consideração de que, sob determinadas condições, o comportamento de duas entidades ou sistemas separados é similar. Esta característica é muito explorada na engenharia moderna, considerando que, atualmente, quase nenhuma estrutura ou máquina é construída até que testes sejam realizados em modelos apropriados. A partir do modelo, que pode ser em escala real, reduzida, ou ainda ampliada, pode-se obter informações precisas sobre o comportamento do sistema original. Por exemplo, a estrutura de uma ponte pode ser analisada através de um modelo em escala reduzida, cujas informações permitirão prever o comportamento da estrutura real sob determinadas condições (Murphy, 1950). Esta teoria também pode ser aplicada para o estudo de fenômenos físicos e processos, como no caso da soldagem.

A predição de um determinado fenômeno é uma função importante da engenharia, mas que permaneceu por muitos anos bastante questionável, resultando na utilização de fatores de

segurança elevados. Entretanto, o desenvolvimento dos princípios gerais de modelagem resultou também no desenvolvimento de ferramentas adequadas para a predição do comportamento de estruturas, máquinas e outros sistemas físicos, que é o caso da Teoria da Similitude (Murphy, 1950).

Desta forma, a partir de uma série de observações pode ser estabelecido um conjunto de regras que são suficientemente gerais a ponto de permitir predições com um grau de precisão adequado. As leis de Newton para o movimento e a lei de Ohm são exemplos da aplicação da Teoria da Similitude em sistemas físicos (Murphy, 1950). Desta forma, os principais objetivos da similitude são estabelecer as relações necessárias para permitir predições a partir de observações feitas em modelos e estabelecer o tipo de relação entre as variáveis envolvidas em qualquer fenômeno físico para permitir a aquisição sistemática dos dados.

No exemplo citado anteriormente, em que uma resposta Y foi suposta ser influenciada por três variáveis (x_1 , x_2 e x_3), a Teoria da Similitude é aplicada de forma a se obter respostas de Y como funções separadas de x_1 , x_2 e x_3 , para então combiná-las para obter a função geral $f(x_1, x_2, x_3)$. As Equações 2.1 a 2.3 são as respostas obtidas isoladamente para x_1 , x_2 e x_3 , respectivamente.

$$Y = f(x_1) \quad 2.1$$

$$Y = f(x_2) \quad 2.2$$

$$Y = f(x_3) \quad 2.3$$

Uma vez obtidas as relações isoladas de cada variável sobre a resposta, Murphy (1950) apresenta duas técnicas de combinação para as Equações 2.1 a 2.3, uma por multiplicação e outra por soma, conforme mostrado nas Equações 2.4 e 2.5, respectivamente. A técnica de combinação a ser utilizada é dependente da natureza das equações obtidas.

$$Y = F(f(x_1) * f(x_2) * f(x_3)) \quad 2.4$$

$$Y = F(f(x_1) + f(x_2) + f(x_3)) \quad 2.5$$

A Teoria da Similitude é desenvolvida através de análise dimensional, que é uma ferramenta analítica baseada na consideração de que todas as dimensões (comprimento, tempo, massa etc.) de cada quantidade ou variável (velocidade, pressão etc.) envolvida no fenômeno de estudo são expressas de tal forma a obter relações adimensionais (sem dimensão). Ela é baseada em dois axiomas que são inerentes aos métodos de medição e interpretação das quantidades (Murphy, 1950).

Axioma 1: Igualdade numérica absoluta das quantidades pode existir somente quando estas quantidades são similares qualitativamente: Uma relação geral entre duas quantidades pode ser estabelecida se elas tiverem as mesmas dimensões. Por exemplo, uma quantidade que é medida em termos de força somente pode ser igual a outra quantidade também medida em força e não pode ser igual a outra quantidade tendo dimensões de comprimento, tempo, massa, velocidade e qualquer outra exceto força.

Axioma 2: A razão das magnitudes de duas quantidades semelhantes é independente da unidade usada na sua medição, desde que as mesmas unidades sejam usadas para cada uma: Por exemplo, a razão entre o comprimento e a largura de uma mesa é sempre a mesma independente delas terem sido medidas em metros, polegadas, pés etc.

A análise dimensional a partir destes dois axiomas é baseada somente em relações que podem existir entre as variáveis pertinentes por causa de suas dimensões ao invés de seguirem alguma lei natural. Desta forma, esta análise fornece relações qualitativas em vez de quantitativas, mas quando combinada com procedimentos experimentais, ela pode fornecer resultados quantitativos e equações de predição adequadas ao fenômeno de estudo. Toda a teoria que envolve a similitude (similaridade) e análise dimensional para obtenção de equações preditivas pode ser encontrada no trabalho de Murphy (1950). No caso específico dos processos de soldagem a arco, pode-se citar como aplicações práticas da Teoria da Similitude os trabalhos de Murray & Scotti (1999) e de Murray (2002), onde foram obtidas expressões analíticas para a geometria de cordão na soldagem GMAW e o trabalho de Vieira Jr. (1999), que estudou o efeito das condições superficiais sobre a estabilidade do arco na soldagem GTAW do alumínio.

Capítulo III

Equipamentos e Procedimento Experimental

3.1 Equipamentos

A Figura 3.1 mostra a bancada experimental básica utilizada para o desenvolvimento deste trabalho. Nesta figura, tem-se na seqüência: fonte de soldagem (1), módulo plasma (2), cilindro de gás de plasma (3), cilindro de gás de proteção (4), cilindro de gás de purga (5), computador para controlar a mesa de coordenadas (6), medidor digital da vazão do gás de proteção (7), controlador/medidor da vazão do gás de plasma (8) tocha de soldagem (9), mesa de coordenadas XY (10) e sistema de aquisição de dados (não mostrado).

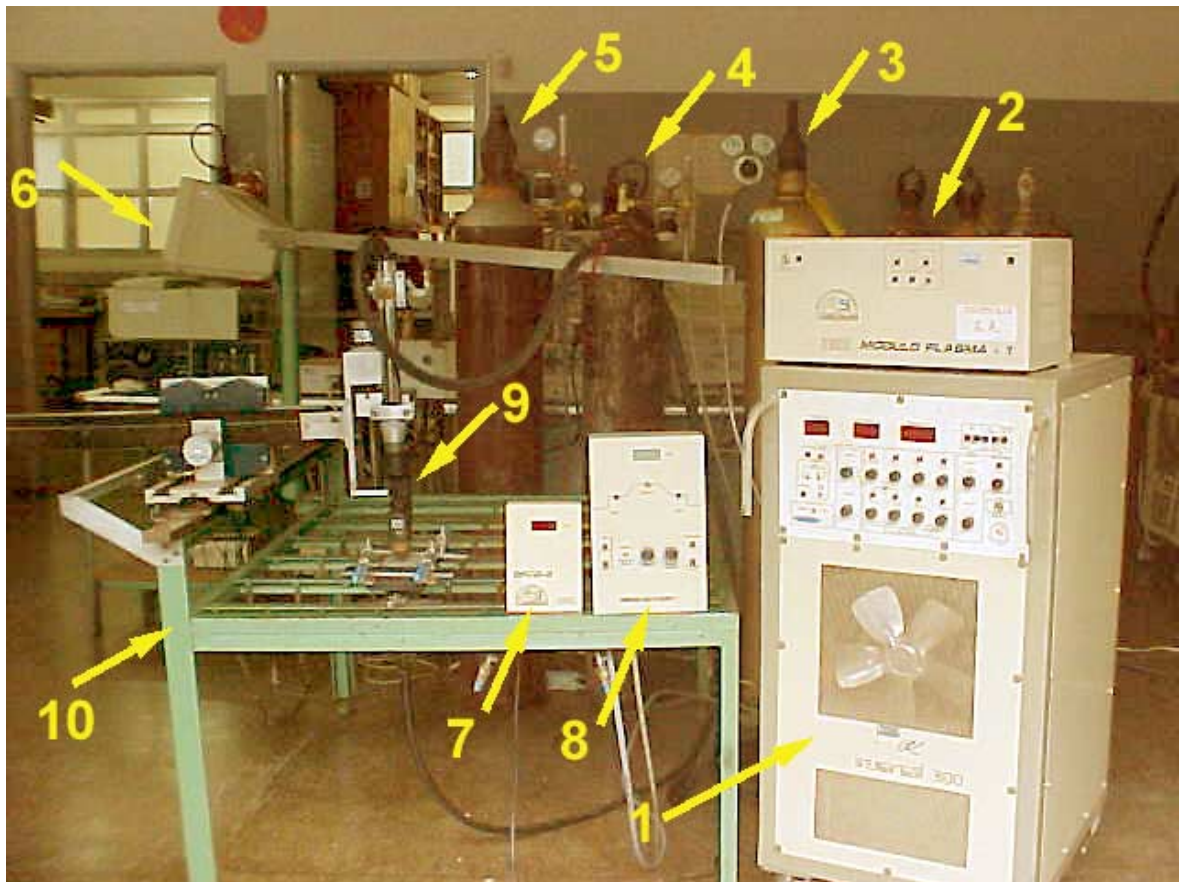


Figura 3.1- Esquema da bancada experimental.

3.1.1 Fonte de soldagem e módulo plasma

Neste trabalho, foi utilizada uma fonte de soldagem multiprocesso eletrônica que obedece a estrutura de uma fonte transistorizada chaveada no secundário. Esta fonte trabalha com uma corrente nominal de até 300 A para um fator de serviço igual a 100%. As principais características desta fonte são:

- Tensão em vazio: 56 V;
- Tipo de corrente: contínua ou alternada (constante ou pulsada);
- Corrente nominal: 300 A;
- Corrente máxima: 450 A;
- Potência máxima consumida: 12 kW;
- Fator de potência: 0,94.

No processo a plasma, o arco de soldagem é normalmente iniciado através de um sistema de arco piloto. Apesar da fonte utilizada ser uma multiprocesso, ela não tem um sistema para a abertura do arco piloto, que é feita através de um sinal de alta frequência (alta tensão, baixa corrente e alta frequência). Desta forma, um equipamento externo é conectado à fonte de soldagem para as funções de abertura do arco piloto. Este equipamento, o módulo plasma, é um ignitor de alta frequência utilizado para a operação de abertura do arco piloto entre o eletrodo e o bocal de constrição. Uma vez aberto, a corrente do arco piloto fornecida pelo sistema é de aproximadamente 7 A, permitindo um arco estável sem causar danos na tocha.

3.1.2 Tocha de soldagem

Foi utilizada uma tocha de soldagem a plasma refrigerada a água, projetada para trabalhar com correntes de até 300 A com arco transferido e polaridade direta (eletrodo negativo). Esta tocha é mostrada na Figura 3.2. Os bocais de constrição são peças substituíveis e as opções de diâmetros disponíveis comercialmente para a tocha são de 3,2 mm (0,125"), 2,8 mm (0,113") e 2,4 mm (0,093"), para aplicações de até 300, 250 e 200 A, respectivamente (Thermal Dynamics Corporation, 1994).

O recuo do eletrodo em relação à face do bocal de constrição é um parâmetro importante na determinação do efeito físico de constrição do arco de soldagem. O ajuste deste parâmetro normalmente é limitado a valores máximo e mínimo previamente estabelecidos pelo

fabricante. No caso da tocha utilizada neste trabalho, a faixa de trabalho especificada para o recuo do eletrodo varia de 0,8 até 2,4 mm.



Figura 3.2- Tocha de soldagem a plasma PWM-300 da Thermal Dynamics Corporation.

3.1.3 Controladores de vazão de gás

A vazão dos gases utilizados na soldagem a plasma com “*keyhole*” normalmente tem uma influência mais acentuada do que em outros processos convencionais. A vazão do gás de plasma é baixa e deve ser controlada adequadamente para evitar flutuações e, conseqüentemente, instabilidades no “*keyhole*”. Para tanto, um equipamento de controle e medição da vazão foi desenvolvido no LAPROSOLDA/UFU. Este equipamento, mostrado na Figura 3.3, opera em uma faixa de vazão de 0,3 a 2,5 l/min e o princípio de controle é baseado no sinal de frequência de uma turbina impulsionada pelo gás e numa válvula servo-motorizada por um motor de passo. Este equipamento pode operar no modo manual ou automático.

No modo automático, inicialmente é fornecida uma vazão mínima de 0,6 l/min apenas para a abertura do arco piloto. Ao se iniciar a soldagem, a vazão de gás é gradualmente aumentada para o valor de trabalho, obedecendo a uma rampa de subida ajustável, conforme mostrado na Figura 3.4. Ao final da soldagem, a vazão de gás é também reduzida de forma gradual e permite, então, o fechamento e o preenchimento da cratera final do “*keyhole*”, sendo a faixa de trabalho mostrada na Figura 3.4. No modo manual, a vazão de gás de plasma é

ajustada manualmente, mas o equipamento garante estabilidade no fluxo do gás. Neste trabalho, o controle da vazão foi feito manualmente, com o arco de soldagem sendo aberto a partir dos parâmetros nominais de vazão de gás.

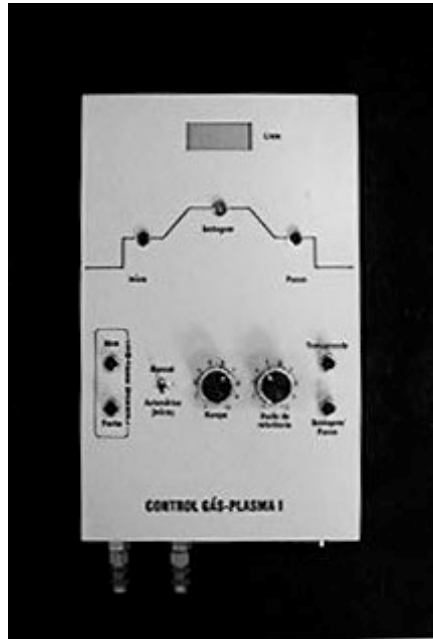


Figura 3.3- Controlador e medidor de vazão de gás de plasma.

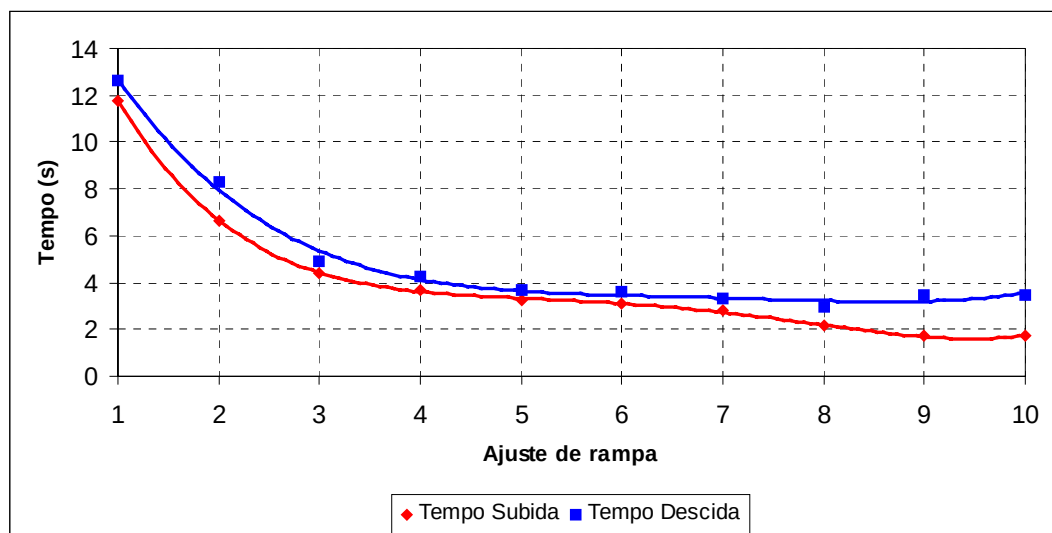


Figura 3.4- Calibração das rampas de subida e descida da vazão de gás de plasma considerando uma vazão de trabalho de 1,2 l/min.

A vazão do gás de proteção foi controlada através do regulador de pressão do cilindro de gás e de um medidor de vazão digital que opera na faixa de 3 a 23 l/min. A vazão do gás de

purga, que é direcionado para a raiz da solda, foi ajustada através de um fluxômetro convencional e foi mantida em 5 l/min em todos os testes.

A vazão do gás de plasma e a vazão do gás de proteção foram calibradas com relação a uma vazão de referência, medida na saída da tocha através de bolhímetros. Este procedimento foi adotado porque, segundo Maurici & Dutra (1999), a leitura dos aparelhos utilizados é influenciada pelo trajeto do gás até a saída da tocha, ou seja, a perda de carga induzida pelo trajeto de gás a partir do aparelho de medição até a saída da tocha. Neste trabalho, os resultados são inicialmente apresentados considerando a leitura direta nos equipamentos de medição de vazão de gás e, posteriormente, no Capítulo 8, através da calibração destas leituras com relação à vazão obtida na saída da tocha, são feitas as devidas correções nos resultados obtidos.

3.1.4 Mesa de coordenadas XY computadorizada

Para a realização das soldas de forma automatizada, foi utilizada uma mesa de coordenadas computadorizada (ver Figura 3.1), desenvolvida no LAPROSOLDA/UFU. A mesa de coordenadas apresentada em da Silva & Gadotti (1996) é uma máquina de comando numérico de dois eixos (XY) e foi inicialmente desenvolvida para mostrar a viabilidade de construção desse tipo de equipamento para uso em soldagens automatizadas através dos processos GTAW, GMAW e Plasma. Nesta mesa, o controle de movimentos é executado através de um componente eletrônico (“*driver*”), que recebe como entrada as coordenadas dos pontos dos deslocamentos desejados e gera como saída os respectivos pulsos aos motores de passo empregados para acionamento dos eixos (Vilela, 1999). Esse componente do sistema pode ser conectado a computadores tipo PC através da porta de comunicação paralela, para ler arquivos contendo valores das coordenadas programadas para deslocamentos da tocha de soldagem. A frequência na geração dos pulsos é diretamente ajustável nesse dispositivo e define a velocidade de avanço na movimentação dos eixos coordenados.

3.1.5 Sistema de alimentação de arame

A alimentação do metal de adição foi feita de forma independente, utilizando um equipamento convencional de soldagem GMAW, modelo VI 252, da White Martins. O cabeçote alimentador desta fonte de soldagem permite regular a velocidade de alimentação de arame na solda através do ajuste em um potenciômetro. Na soldagem, o arame foi adicionado à frente da poça de fusão. A Figura 3.5 mostra a montagem utilizada na tocha para a adição de arame na poça de fusão.



Figura 3.5- Posicionamento da alimentação de arame na solda (sentido do movimento →).

3.1.6 Sistema de aquisição de dados

Para a obtenção dos sinais de corrente e tensão de soldagem, foi utilizado um sistema de aquisição e tratamento de dados. Durante a soldagem, os sinais elétricos foram adquiridos a uma frequência de 10 kHz e resolução de 8 bit diretamente na fonte de soldagem via placa de aquisição e, posteriormente, os dados foram analisados em um programa de tratamento de sinais. A placa de aquisição de dados utilizada foi a Interdata III da IMC, a qual pode operar em 8, ou 12 bit e com frequência de aquisição variável e dependente do equipamento. Esta placa apresenta um conversor analógico/digital com 16 canais e opera na faixa de +10 a -10 V.

3.1.7 Sistema de aquisição e tratamento de imagens

Um sistema de aquisição e tratamento de imagens foi utilizado para a medição das características geométricas dos cordões de solda, tais como reforço e largura da raiz, reforço e largura da solda e área fundida. O sistema é composto por um computador com processador AMD K6 450 MHz, uma placa de aquisição Vizion-EZ DT-55 e dois “softwares” para a aquisição e o tratamento das imagens, o GLOBAL LAB Acquire e o GLOBAL LAB Image, respectivamente. A placa de aquisição foi conectada a uma câmera de vídeo Hitachi CCD, modelo KP-110, através da qual as imagens foram adquiridas.

3.2 Material de base

Todos os testes foram feitos em chapas de aço inoxidável do tipo ABNT 304L. A composição química deste material está mostrada na Tabela 3.1. Neste trabalho, foram utilizadas chapas com 3,4; 3,8; 4,3; 6,1; 6,7 mm de espessura. As soldas foram realizadas em

juntas de topo compostas por duas chapas de dimensões 250 x 35 x Espessura (em milímetros).

Tabela 3.1- Composição química em % do Aço ABNT 304L utilizado neste trabalho (Informações fornecidas pelo fabricante – Acesita S/A).

C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	Al	Cu
0,027	1,097	0,51	0,025	0,001	18,04	8,88	0,026	0,0036	0,06
Co	V	Nb	Pb	B	Ti	Sn	W	Fe	
0,075	0,042	0,013	0,0012	0,0003	0,0058	0,0024	0,02	71,17	

3.3 Consumíveis

3.3.1 Gases

O aço inoxidável é um material considerado como bastante reativo. Para obter um bom acabamento tanto na superfície como na raiz da solda, foram utilizados, além do gás de plasma, um gás de proteção e um gás de purga. O gás de proteção é necessário porque uma proteção adequada da poça de fusão não é possível usando apenas o gás de plasma. A oxidação que ocorre no aço inoxidável é bastante grosseira e pode influenciar os resultados. Do mesmo modo, a raiz da solda também deve ser adequadamente protegida contra a oxidação, usando um gás de purga. Todos os gases utilizados neste trabalho são comerciais (disponíveis no mercado) e são apresentados na Tabela 3.2.

Tabela 3.2- Gases utilizados no desenvolvimento deste trabalho.

Gás de plasma	Gás de proteção	Gás de purga
Ar Ar + 5% H ₂	A + 2% O ₂ Ar + 5% O ₂ Ar + 5% H ₂ He	Ar + 25% He Ar

3.3.2 Material de adição

O metal de adição utilizado nos testes foi o AWS ER 308LSi, com 1,2 mm de diâmetro. Este tipo de arame foi selecionado baseado em recomendações relacionadas com o processo GMAW, na soldagem do material em questão, no caso, o aço ABNT 304L. De fato, muitas das

recomendações do processo a plasma são baseadas em desenvolvimentos feitos em outros processos de soldagem. A utilização do metal de adição foi proposta para melhorar as características do cordão de solda (produzir reforço e evitar mordedura) e também para verificar o seu efeito sobre a geometria da solda para permitir uma modelagem mais consistente de todas as operações de soldagem.

Entretanto, existe uma grande variedade de diâmetros de arame disponíveis no mercado. Para não ficar preso a um determinado diâmetro de arame, a análise foi feita através do volume de material adicionado por unidade de tempo, o que torna a análise do processo mais flexível e independente do diâmetro do arame utilizado.

3.3.3 Bocais de constrição e eletrodos

Os bocais utilizados neste trabalho são os comercialmente disponíveis no mercado, com diâmetros de orifícios constritores de 2,4; 2,8 e 3,2 mm. Quando necessário, por exemplo, durante o estudo do efeito do diâmetro do orifício constritor sobre a solda, alguns bocais foram excepcionalmente alargados, de tal forma a se obter diâmetros de 2,5; 3,0 e 3,5 mm. O eletrodo utilizado nos testes foi o AWS ER EWT-2 com 5 mm de diâmetro. Embora estas partes não sejam consideradas como consumíveis do processo, o aquecimento causado pelo arco promove um desgaste gradual, podendo comprometer a qualidade da solda e dificultar a abertura do arco piloto. Desta forma, há a necessidade de manutenções periódicas para a afiação da ponta do eletrodo e a substituição de bocais desgastados. A preparação da ponta do eletrodo foi do tipo cônica (pontaguda) com o ângulo de ponta variando de 25° a 65°.

3.4 Metodologia de soldagem

Todas as soldas foram feitas de forma automatizada, com a velocidade de soldagem e o movimento da tocha controlados através da mesa de coordenadas apresentada no item 3.1.4. Para a formação inicial do “keyhole”, o movimento dos eixos coordenados foi atrasado cerca de 500 ms. Juntamente com este atraso, foi combinado um tempo de aceleração de 200 ms, que corresponde ao tempo em que os eixos coordenados saem da inércia até atingirem a velocidade de soldagem especificada. Estes valores foram mantidos constantes em todos os testes deste trabalho.

As soldas foram feitas em juntas de topo com preparação em “I” e sem afastamento. Para evitar deformações ou a abertura da junta durante a soldagem, as partes componentes foram fixadas através de grampos de fixação, além da imposição de uma restrição lateral à abertura da junta. Todo este sistema de fixação foi montado sobre um suporte especialmente

preparado para o corpo de prova (junta), o qual também permite a injeção de gás de purga na raiz da solda, evitando uma oxidação ali localizada. A Figura 3.6 mostra esquematicamente o suporte do corpo de prova utilizado neste trabalho.

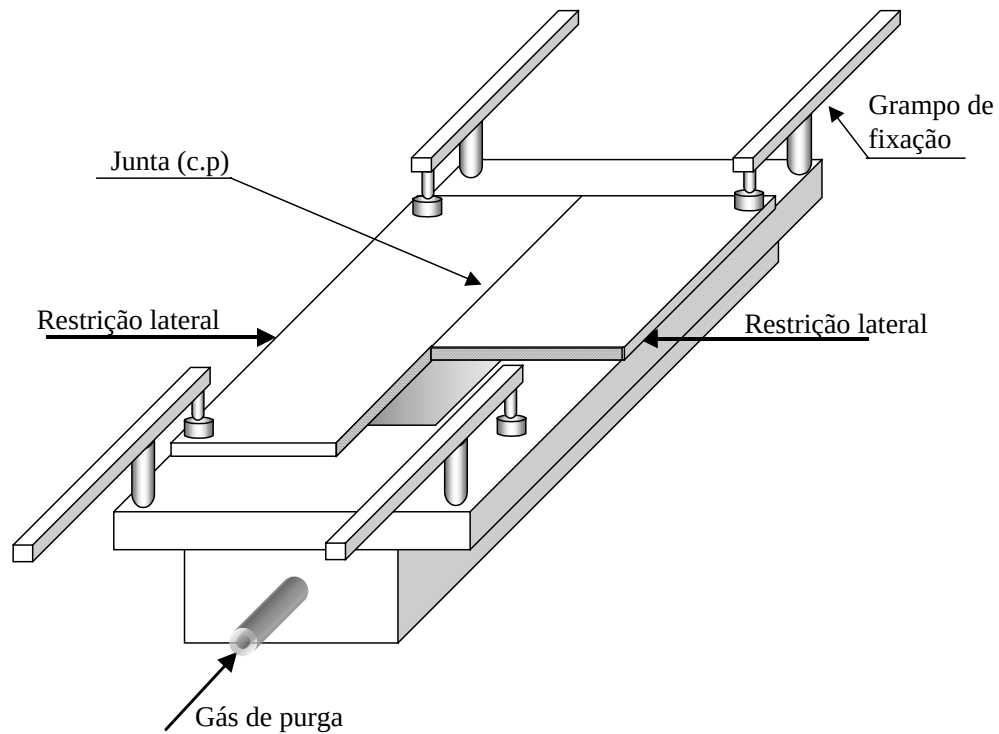


Figura 3.6- Sistema de fixação do corpo de prova.

Após o corte das chapas, as faces da junta foram usinadas para retirada das irregularidades e, posteriormente, limadas para permitir melhor qualidade no encaixe das partes componentes. Apesar da literatura citar que o processo a plasma com “keyhole” não é muito sensível à presença de resíduos na junta (AWS, 1991), todos os corpos de prova foram limpos com acetona antes da soldagem.

Neste trabalho, está se propondo uma modelagem empírica do processo a plasma com “keyhole”. Desta forma, as equações obtidas devem ser funções das variáveis do processo, as quais permitem melhor interpretação física dos efeitos sobre a geometria de cordão a elas relacionadas e uma maior facilidade de trabalho do que equações puramente teóricas. Procurou-se, então, obter o efeito da maior quantidade possível de variáveis. Dentre as variáveis sugeridas, pode-se citar a corrente, a velocidade de soldagem, tipo e vazão do gás de plasma, o tipo e vazão do gás de proteção, a distância tocha peça, o ângulo de ponta do eletrodo, o recuo do eletrodo, o diâmetro do bocal de constrição, a espessura da peça (junta), entre outras. Entretanto, algumas variáveis foram mantidas constantes, como é o caso do tipo e

vazão do gás de purga e o diâmetro do eletrodo, o qual já vem de fábrica na dimensão apropriada para as aplicações recomendadas pelo fabricante.

Após o ajuste de todos os parâmetros de soldagem e o correto posicionamento da tocha de soldagem (a 90° com a junta), o arco piloto foi iniciado. Imediatamente, o arco principal é aberto, ao mesmo tempo em que a mesa de coordenadas é acionada. Após 500 ms da abertura do arco principal, o movimento de soldagem é iniciado e, após 700 ms, a velocidade de soldagem é, então, atingida. Este procedimento foi feito para permitir a abertura inicial do “*keyhole*”. Neste trabalho não se fez o uso de rampas de vazão de gás de plasma. Para a corrente de soldagem, utilizou-se uma taxa de crescimento de aproximadamente 90 A/s (ajuste na posição 3 do equipamento). Durante a soldagem, foram adquiridos os sinais de corrente e tensão de soldagem através do sistema de aquisição de dados. Encerrada a soldagem, o corpo de prova era retirado do suporte para a execução do próximo teste.

Para cada teste, o corpo de prova foi seccionado transversalmente em dois pontos de sua parte central, distantes 3 cm um do outro. As duas faces obtidas foram então lixadas e atacadas com uma solução de 5% de ácido pícrico e 3% de ácido clorídrico em álcool para a obtenção de macrográfiás do perfil da solda. As medidas geométricas das soldas foram feitas através das imagens das amostras obtidas no sistema de aquisição e tratamento de imagens.

3.5 Considerações sobre o tempo de retardo para a formação do “*keyhole*”

O tempo de retardo no acionamento do movimento da tocha em relação à abertura do arco principal é utilizado para permitir a abertura inicial do “*keyhole*”. Caso não houvesse esse retardo, ou seja, o movimento da tocha se iniciando juntamente com a abertura do arco, não haveria condições para uma correta abertura do “*keyhole*” no início da solda, podendo ocorrer, em uma certa extensão de solda, falta de penetração total na junta.

Por outro lado, pode-se imaginar que um tempo de retardo excessivo pode afetar as dimensões e o perfil da raiz da solda por alterar as condições iniciais da poça de fusão. Neste trabalho, como o acionamento do sistema de movimentação da tocha foi manual, imediatamente após a verificação da abertura do arco principal, os resultados podem estar sujeitos a algum tipo de erro. Desta forma, para verificar se pequenas variações no tempo de retardo poderiam influenciar os resultados obtidos, foram realizados três testes com solda sobre chapa, com tempos de retardo de 500, 900 e 1300 ms, porém com a mesma condição de soldagem. A Figura 3.7 mostra a região inicial de abertura do “*keyhole*” e uma parte inicial da raiz das soldas obtidas nestes testes.

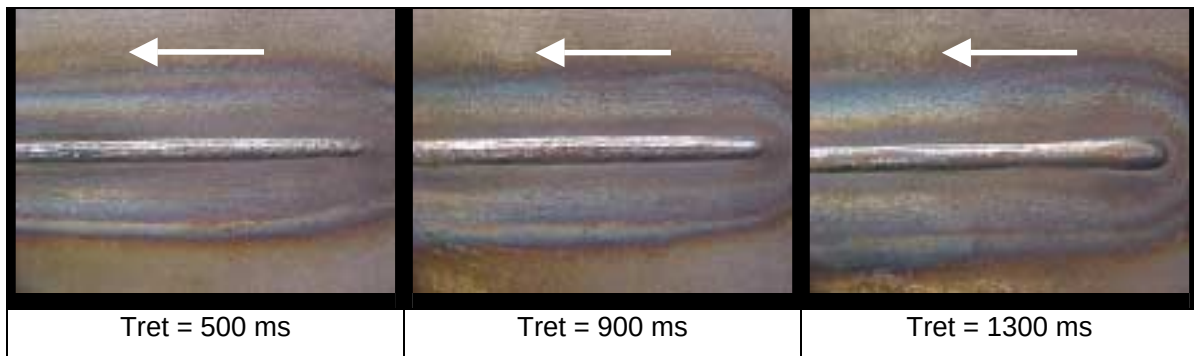


Figura 3.7- Efeito do tempo de retardo para abertura do “keyhole” sobre a raiz da solda (← direção da soldagem).

Conforme pode ser verificado nesta figura, o aumento do tempo de retardo tende a gerar um maior acúmulo de material na região de abertura do arco. No entanto, a partir do início do movimento da tocha, as dimensões da raiz da solda tendem a convergir gradualmente para uma dimensão compatível com os parâmetros de soldagem utilizados. Desta forma, verificou-se que pequenas variações no tempo de retardo não seriam suficientes para alterar e causar uma interpretação errônea dos resultados dos testes.

3.6 Metodologia de obtenção das respostas

Toda a metodologia de análise dos resultados foi baseada em inspeções visuais das soldas. Os aspectos geométricos dos cordões de solda foram obtidos por medição direta, através do tratamento das imagens em computador (item 3.1.7). As dimensões de cordão analisadas foram:

- Reforço da face da solda;
- Largura da face da solda;
- Reforço da raiz da solda;
- Largura da raiz da solda;
- Área fundida.

3.7 Metodologias de modelagem

Neste trabalho, propôs-se a modelagem empírica da geometria de cordão na soldagem a plasma com “keyhole” do aço inoxidável ABNT 304L, utilizando uma técnica estatística (Metodologia de Superfície de Resposta) e a Teoria da Similitude (similaridade). Os modelos

propostos objetivam a determinação da geometria da solda sob determinadas condições de soldagem e permitir a otimização do processo considerando as especificações de geometria e produtividade. Pretende-se também verificar o efeito de cada uma das variáveis analisadas sobre a soldagem, permitindo um melhor entendimento geral dos fenômenos envolvidos no processo e na formação da solda.

CAPÍTULO IV

MODELAGEM PELA METODOLOGIA DE SUPERFÍCIE DE RESPOSTA

4.1 Introdução

A metodologia de superfície de resposta consiste de um grupo de técnicas estatísticas e matemáticas usadas no estudo empírico das relações entre uma ou mais respostas medidas e as variáveis de entrada. O modelo matemático gerado é uma equação preditiva, a qual permite estimar o valor de uma resposta considerando as variáveis de estudo dentro da região de trabalho da Superfície de Resposta. Esta técnica tem sido freqüentemente utilizada para responder questões de diferentes tipos, dentre as quais:

- Como uma resposta em particular é afetada por um dado conjunto de variáveis de entrada sobre uma determinada região de interesse?
- Qual ajuste das variáveis de entrada, se houver, fornecerá o resultado que satisfaça as especificações exigidas?
- Quais os valores das variáveis de entrada produzirão os melhores resultados para uma determinada resposta e qual é a superfície de resposta na região próxima a este máximo ou mínimo?

Uma teoria mais detalhada sobre a metodologia de superfície de resposta pode ser encontrada na literatura disponível, como por exemplo, nos livros de Box et al. (1978) e Lorenzen & Anderson (1993).

O principal objetivo nesta etapa é verificar a influência das variáveis do processo sobre a geometria de cordão e analisar os fenômenos envolvidos na soldagem utilizando, para isto, a Metodologia de Superfície de Resposta. As equações obtidas através desta metodologia visam relacionar as variáveis de estudo com a geometria de cordão e podem ser utilizadas de diferentes formas, por exemplo, na própria predição da geometria de cordão, na determinação de condições extremas (instáveis), na obtenção de condições que produzam um cordão com características pré especificadas de geometria e na otimização do processo. A análise final desta técnica com relação ao estudo do processo a plasma será baseada na facilidade de se trabalhar com o planejamento experimental e implementação das equações matemáticas, assim como pela facilidade com que os dados podem ser interpretados visualmente. Todo o

procedimento utilizado nesta etapa foi desenvolvido tendo como base os trabalhos de Gunaraj & Murugan (2000 e 2002), onde a Metodologia de Superfície de Resposta foi aplicada para a obtenção de expressões empíricas para a determinação da geometria de cordão e das características da zona afetada pelo calor no processo de soldagem a arco submerso, respectivamente.

4.2 Seleção das variáveis de estudo

A complexidade e o excessivo número de variáveis envolvidas tornam a modelagem do processo a plasma uma tarefa difícil, havendo a necessidade da realização de uma grande quantidade de experimentos. As estreitas faixas operacionais relacionadas às aplicações com “keyhole” em determinados materiais, citadas, por exemplo, pela AWS (1991), sugerem uma falta de robustez do processo, o que, de certa forma, dificulta ainda mais a modelagem do sistema. Entretanto, deve-se considerar que a soldagem com “keyhole” vem sendo utilizada com sucesso nos aços inoxidáveis e nas ligas de titânio, para os quais condições estáveis são obtidas com relativa facilidade, indicando ser possível estudá-lo sistematicamente através de planejamentos estatísticos.

A maioria dos trabalhos da literatura cita a corrente, a velocidade de soldagem e a vazão do gás de plasma como sendo as variáveis primárias do processo a plasma, influenciando de forma mais significativa a geometria e a qualidade da solda. Porém, outras variáveis até então tidas como secundárias, como por exemplo, o diâmetro do orifício constritor, o recuo do eletrodo, a composição dos gases de plasma e de proteção e a taxa de alimentação de arame (quando utilizado metal de adição), também podem influenciar consideravelmente as características operacionais do processo, conforme citado por Pinfold & Jubb (1974a).

Desta forma, como um estudo preliminar do processo, a Metodologia de Superfície de Resposta foi proposta para obter as relações do efeito das variáveis de estudo e as expressões empíricas para a geometria de cordão como função destas variáveis. As variáveis de estudo selecionadas foram a corrente, a velocidade de soldagem, a vazão de gás de plasma e a velocidade de alimentação de arame, as quais, segundo a literatura do processo (AWS, 1991 e Pinfold & Jubb, 1973b), são consideradas como as que mais influenciam a geometria e a qualidade do cordão. A adição de arame foi utilizada como recurso para melhorar as características geométricas da solda, produzindo um reforço na superfície do cordão, além de promover o preenchimento das mordeduras, caso estas venham a ocorrer. Todas as demais variáveis do processo foram mantidas constantes nesta etapa.

4.3 Determinação dos limites de trabalho

4.3.1 Ajuste das variáveis de soldagem

Nesta fase, somente as variáveis de estudo selecionadas no item anterior foram variadas para a delimitação das regiões de trabalho. Todas as demais variáveis do processo foram mantidas constantes em valores definidos através da experiência prática ou por recomendações dos fabricantes dos equipamentos conforme listado abaixo:

- Gás de plasma: Ar;
- Gás de proteção: Ar 2% O₂ (6 l/min – leitura direta no medidor digital – ver Figura 3.1);
- Gás de purga: Ar 25% He (5 l/min);
- Diâmetro do orifício constritor: 2,8 mm;
- Recuo do eletrodo: 2,4 mm;
- Eletrodo: EWTh-2, ϕ 5 mm;
- Ângulo de ponta do eletrodo: 45°;
- Distância tocha peça: 5 mm;
- Metal de base: chapa de aço inoxidável ABNT 304L, com 3,8 mm de espessura;
- Metal de adição: AWS ER 308LSi de 1,2 mm de diâmetro;
- Junta de topo, sem chanfro e sem abertura.

4.3.2 Testes preliminares

Para se determinar a região de trabalho, foi realizada uma série de testes com soldas sobre chapa (“*bead-on-plate*”), variando-se os valores das variáveis de estudo. O critério utilizado para a avaliação dos cordões obtidos nestes ensaios foi baseado exclusivamente na obtenção da condição do “*keyhole*”, ou seja, na garantia de penetração total na junta.

Segundo as recomendações do fabricante da tocha (Thermal Dynamics Corporation, 1994), a máxima corrente admissível para a geometria de bocal utilizada (2,8 mm) é de 250 A. Valores acima desta faixa tendem a provocar um aquecimento excessivo do bocal e o fenômeno do arco duplo. Desta forma, para garantir uma operação estável e evitar o desgaste excessivo do bocal, a corrente de soldagem foi limitada a 200 A. A máxima vazão de gás de plasma foi limitada a 1,8 l/min (leitura direta no medidor/controlador de vazão – ver Figura 3.1), também estabelecida considerando a faixa operacional fornecida pelo fabricante da tocha.

As condições utilizadas nos testes preliminares e os respectivos resultados são apresentados na Tabela 4.1. Nesta tabela, a coluna de resultado indica como a solda foi

avaliada considerando o critério da penetração na junta, ou seja, “*keyhole*” para soldas com penetração total e estável, “penetração excessiva” para soldas em que ocorreu o corte da junta e “penetração incompleta”, para soldas sem penetração total.

Tabela 4.1- Condições utilizadas nos testes preliminares e resultados obtidos.

Teste	Corrente (A)	Velocidade de soldagem (cm/min)	Vazão do gás de plasma (l/min)	Velocidade de alimentação (m/min)	Resultado
1	170	24	1,5	0,80	“ <i>Keyhole</i> ”
2	185	29	1,5	0,70	“ <i>Keyhole</i> ”
3	200	34	1,5	0,90	“ <i>Keyhole</i> ”
4	185	29	1,5	0,90	“ <i>Keyhole</i> ”
5	185	29	1,5	0,65	“ <i>Keyhole</i> ”
6	185	29	1,3	0,80	“ <i>Keyhole</i> ”
7	185	29	1,8	0,80	“ <i>Keyhole</i> ”

Conforme pode ser verificado, a condição do “*keyhole*” foi satisfeita em todos os testes realizados, sendo possível obter, neste tipo de aplicação, condições estáveis em uma faixa relativamente ampla das variáveis de estudo. Estes resultados indicam que o material utilizado (aço inoxidável ABNT 304L) apresenta uma boa característica de soldabilidade e que, por esta razão, também é citado na literatura como uma das principais aplicações do processo a plasma (AWS, 1991). Entretanto, verificou-se a presença de mordeduras em alguns dos testes, sugerindo que a velocidade de alimentação de arame poderia ser ligeiramente aumentada para produzir um reforço maior no cordão e permitir o preenchimento destas mordeduras. Desta forma, as regiões de trabalho definidas para a determinação da Superfície de Resposta foram:

- Corrente de soldagem: 170 a 200 A;
- Velocidade de soldagem: 24 a 34 cm/min;
- Vazão de gás de plasma: 1,2 a 1,8 l/min;
- Velocidade de alimentação de arame: 0,8 a 1,2 m/min.

4.4 Planejamento experimental

O planejamento experimental foi feito através de um “*software*” de análise estatística, utilizando a Metodologia de Superfície de Resposta (ver Figura 2.15). A matriz gerada é do tipo planejamento composto central, com 4 fatores (variáveis) em 5 níveis, totalizando 27 ensaios ($2^4=16$ pontos do planejamento fatorial completo, 8 pontos estrela e 3 pontos centrais). Na

matriz do planejamento experimental, os níveis das variáveis de estudo são apresentados de forma normalizada (-2, -1, 0, 1, 2), obtidos a partir das Equações 4.1 a 4.4. Nestas equações, os valores subtraídos representam a condição média (nível 0), enquanto que os denominadores representam o intervalo de variação. Esta técnica é empregada para normalizar os intervalos de variação das variáveis de estudo e é descrita por Box et al. (1978) e Lorenzen & Anderson (1993).

$$\text{Corrente: } X1 = \frac{\text{corrente} - 186}{7} \quad 4.1$$

$$\text{Velocidade de soldagem: } X2 = \frac{\text{velocidade} - 29}{2,5} \quad 4.2$$

$$\text{Vazão de gás de plasma: } X3 = \frac{\text{vazão} - 1,5}{0,15} \quad 4.3$$

$$\text{Velocidade de alimentação: } X4 = \frac{\text{alimentação} - 1,0}{0,1} \quad 4.4$$

A Tabela 4.2 mostra os níveis normalizados das variáveis de estudo e os respectivos valores em unidades convencionais. O ponto central do planejamento (valores médios das variáveis na faixa de trabalho) está na coluna cujo nível é 0. Os demais níveis foram obtidos através das Equações 4.1 a 4.4, considerando a faixa de trabalho de cada uma das variáveis de estudo (corrente, velocidade de soldagem, vazão de gás de plasma e velocidade de alimentação).

Tabela 4.2- Correlação entre valores convencionais e normalizados das variáveis de estudo.

Variável	Unidade	Níveis				
		-2	-1	0	1	2
Corrente (I)	A	172	179	186	193	200
Velocidade de soldagem (Vs)	cm/min	24	26,5	29	31,5	34
Vazão de gás de plasma (Vgpl)	l/min	1,2	1,35	1,5	1,65	1,8
Velocidade de alimentação (Va)	m/min	0,8	0,9	1,0	1,1	1,2

4.5 Resultados e discussão

A Tabela 4.3 mostra a matriz do planejamento experimental, os valores médios de corrente e tensão de soldagem adquiridos e as dimensões geométricas de cordão, sendo que cada medida representa a média obtida em 2 medições ao longo da parte central das soldas,

conforme descrito no capítulo de procedimento experimental. Nesta tabela, os testes 1 ao 16 correspondem ao planejamento fatorial completo, os testes 19 ao 26, aos pontos estrela e os testes 17, 18 e 27, às réplicas do ponto central (Figura 2.15). Os testes foram realizados em ordem aleatória para se evitar a ocorrência de erros sistemáticos.

Tabela 4.3- Planejamento experimental e resultados obtidos.

Teste Nº	Matriz do planejamento experimental				Valores medidos		Dimensões do cordão de solda (mm)			
					Corrente (A)	Tensão (V)				
	I	Vs	Vgpl	Va			RF	LF	RR	LR
1	-1	-1	-1	-1	182	30,6	0,59	8,15	0,78	3,86
2	1	-1	-1	-1	194	31,3	0,48	8,40	1,11	4,47
3	-1	1	-1	-1	181	30,1	0,71	7,17	0,65	3,28
4	1	1	-1	-1	194	31,4	0,66	7,67	0,77	3,60
5	-1	-1	1	-1	181	31,3	0,60	7,95	0,84	3,92
6*	1	-1	1	-1	194	32,8	-0,30	7,97	1,80	5,87
7	-1	1	1	-1	177	31,2	0,65	7,31	0,81	3,44
8	1	1	1	-1	194	32,2	0,54	7,67	0,93	3,96
9	-1	-1	-1	1	182	29,4	0,87	8,61	0,54	3,10
10	1	-1	-1	1	194	29,8	0,78	8,54	0,89	3,80
11	-1	1	-1	1	182	29,1	0,93	7,31	0,35	2,83
12	1	1	-1	1	194	30,6	0,87	7,54	0,44	3,04
13	-1	-1	1	1	179	30,0	0,27	7,31	1,25	5,09
14*	1	-1	1	1	194	31,3	-0,15	7,96	1,65	5,41
15	-1	1	1	1	181	30,5	0,88	7,30	0,48	3,26
16	1	1	1	1	194	31,3	0,72	7,45	0,82	3,45
17	0	0	0	0	188	30,5	0,66	7,70	0,89	3,99
18	0	0	0	0	188	29,9	0,77	7,50	0,65	3,75
19	-2	0	0	0	174	29,0	0,82	7,29	0,48	3,56
20	2	0	0	0	200	31,6	0,30	7,55	1,22	4,76
21*	0	-2	0	0	188	30,7	-0,20	8,09	1,70	5,59
22	0	2	0	0	188	30,3	0,81	7,22	0,39	3,05
23	0	0	-2	0	188	29,2	0,79	7,80	0,40	3,62
24	0	0	2	0	188	31,0	0,59	7,66	0,85	4,06
25	0	0	0	-2	188	30,6	0,68	8,03	0,68	3,64
26	0	0	0	2	188	29,9	0,80	7,98	0,68	3,91
27	0	0	0	0	188	30,4	0,61	7,73	0,84	4,02

Onde: LF- largura da face; LR- largura da raiz; RF- reforço da face; RR- reforço da raiz.

(*) Indica penetração excessiva (falta de condições para a sustentação da poça de fusão).

A Figura 4.1 mostra o perfil de solda obtido no teste 16 da Tabela 4.3, dando ênfase às respostas de interesse. Neste teste, a geometria de cordão obtida foi RR = 0,82 mm, LR = 3,45 mm, RF = 0,72 mm e LF = 7,45 mm. Segundo a literatura do processo, este tipo de perfil é designado por “taça de vinho” e é característico das soldas a plasma através da técnica “keyhole”.

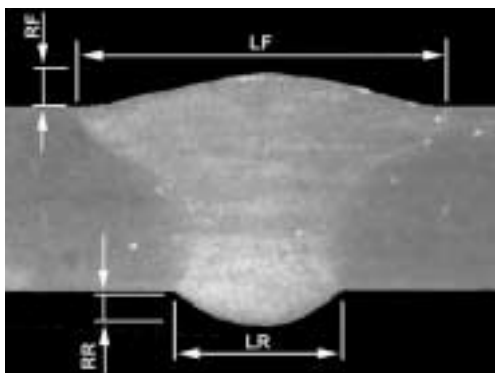


Figura 4.1- Perfil característico de cordão e respostas de interesse (teste 16 da Tabela 4.3).

Nos testes 6, 14 e 21 da Tabela 4.3, não foi possível a manutenção da condição do “*keyhole*”, acontecendo nestes casos o corte da junta. Este efeito se deve provavelmente ao uso de condições extremas (excesso de energia), causando um aumento exagerado no volume da poça de fusão e, conseqüentemente, impossibilitando a sua sustentação na posição pelas próprias forças de tensão superficial. Este problema também é citado nos trabalhos de Martikainen & Moisio (1993) e Garcia & Norrish (1995) como fator de instabilidade, ou seja, o aumento excessivo do volume da poça de fusão tende a dificultar o controle do processo em função da instabilidade gerada na sustentação e manutenção da poça na junta.

Analisando-se condições próximas, por exemplo, os testes 2, 4, 8 e 14, nota-se que nos testes 2, 4 e 8 não ocorreu o corte da junta, enquanto que no teste 14 ocorreu. Neste caso, o resultado de corte da junta no teste 14 se deve à utilização de níveis relativamente altos de corrente e vazão de gás de plasma, juntamente com um nível relativamente baixo de velocidade de soldagem, o que produziu uma excessiva carga energética, mesmo para uma maior velocidade de alimentação. Isso vem reforçar a idéia de que os efeitos da corrente, vazão de gás e velocidade de soldagem são mais significativos do que o efeito da velocidade de alimentação dentro das faixas analisadas. Em relação ao teste 14, os testes 2, 4 e 8 apresentaram condições consideradas menos críticas, motivo pelo qual foi possível a manutenção do “*keyhole*”.

Da mesma forma, pode-se comparar o teste 2 (“*keyhole*”) com os testes 6, 14 e 21 (penetração excessiva). Nos testes 6 e 14, o corte da junta ocorreu em função do aumento da vazão de gás de plasma, que é considerada uma das principais variáveis atuando na penetração da solda. Apesar de ser utilizada uma velocidade de alimentação de arame maior no teste 14 em relação ao teste 2, verifica-se que o aumento da vazão de gás de plasma foi suficiente para provocar o corte da junta no teste 14. Já no teste 21, apesar de se utilizar uma menor corrente e uma maior vazão de gás em relação ao teste 2, o corte da junta no teste 21

se deve à utilização de uma velocidade de soldagem muito baixa, provocando um aumento na energia entregue à peça.

A análise dos resultados indica que existe uma condição limite para a sustentação da poça de fusão e que pode ser identificada através das dimensões da raiz da solda. No caso, para este tipo de aplicação, foi observado que ao se aproximar de 1,5 mm no reforço da raiz ou 5 mm na largura da raiz, há uma forte tendência para a expulsão da poça de fusão e o conseqüente corte da junta (excesso de energia). Devido a este problema, não foi possível a medição dos valores de reforço da raiz (RR) e reforço da face (RF) nos testes 6, 14 e 21. Obviamente, nestes testes, o valor do reforço da raiz sempre foi maior que 1,5 mm e, desta forma, estes valores foram atribuídos subjetivamente, considerando a tendência observada e os níveis das variáveis de soldagem. Os reforços de raiz sugeridos foram 1,8; 1,65 e 1,7 mm nos testes 6, 14 e 21, respectivamente. Da mesma forma, os reforços na face foram sugeridos serem -0,300; -0,150 e -0,200 mm, respectivamente, onde o sinal negativo indica um afundamento do cordão de solda (indicação de penetração excessiva).

A Tabela 4.4 mostra a tendência obtida do efeito das variáveis de soldagem sobre as respostas de interesse. O sinal positivo indica uma relação direta e o sinal negativo indica uma relação inversa entre a variável de estudo e a resposta de interesse.

Tabela 4.4- Tendência observada entre as variáveis de soldagem e a geometria da solda.

Variável	Reforço da raiz	Largura da raiz	Reforço da face	Largura da face
I (↑)	+	+	-	+
Vs (↑)	-	-	+	-
Vgpl (↑)	+	+	-	-
Va (↑)	-	-	+	-

Os efeitos apresentados na Tabela 4.4 dependem da relação existente entre as variáveis de estudo e as características do arco e da poça de fusão. O arco incide sobre a peça em uma região que é principalmente influenciada pela distância tocha peça (mantida constante) e pelo efeito de constrição. A poça de fusão formada estará sujeita à pressão exercida pelo arco, além das forças de arraste causadas pela passagem do plasma através do “keyhole”. Todos os efeitos que atuam sobre a pressão do arco e as forças de arraste sobre a poça de fusão tendem a afetar diretamente a penetração e, portanto, as dimensões da raiz da solda. Evidentemente, estes mesmos efeitos afetam contrariamente as medidas da face da solda (Zhang & Zhang, 2000).

O volume da poça de fusão influencia a geometria de cordão através dos efeitos relacionados com as forças gravitacionais. Um volume excessivo da poça de fusão indica uma

condição energeticamente muito forte, normalmente relacionada com altas correntes ou baixas velocidades de soldagem. Neste caso, o próprio peso da poça de fusão tende a forçar o escorrimento do metal fundido através do “keyhole”, forçando o aumento da raiz da solda, que muitas vezes não consegue ser sustentada na posição pelas forças de tensão superficial. No outro extremo, quando a energia transferida à peça é substancialmente reduzida, por exemplo, pela redução da corrente ou pelo aumento da velocidade de soldagem, o “keyhole” pode se tornar instável ou fechar-se completamente (Richetti & Ferraresi, 2000b).

4.6 Levantamento dos modelos matemáticos

A resposta de cada uma das dimensões analisadas pode ser expressa como uma função da corrente (I), velocidade de soldagem (Vs), vazão de gás de plasma (Vgpl) e velocidade de alimentação (Va). As equações foram obtidas a partir dos resultados experimentais por regressão linear múltipla e compreendem os termos principais, termos de segunda ordem e termos de interação. Nestas equações, as variáveis de estudo são expressas em níveis normalizados (Tabela 4.2), mas as respostas de RR, LR, LF e RF são em “mm”.

O parâmetro utilizado para avaliar a qualidade do ajuste da equação com os dados experimentais foi o coeficiente de correlação. O parâmetro R^2 varia de 0 a 1 e indica quanto bem o modelo se ajusta aos dados obtidos. Quanto mais próximo de 1, melhor é o ajuste do modelo. Porém, deve-se considerar que quando se adiciona um termo à análise, mesmo que este não seja estatisticamente significativo, o valor de R^2 aumenta, não significando necessariamente uma melhora na qualidade da regressão.

a) Reforço da raiz (RR)

A Equação 4.5 é a expressão obtida para o reforço da raiz da solda considerando os resultados apresentados na Tabela 4.3. Esta equação apresentou um coeficiente de correlação (R^2) de aproximadamente 0,92, indicando um bom ajuste entre a superfície de resposta e os resultados experimentais. As representações gráficas desta superfície de resposta para cada uma das combinações possíveis das variáveis de estudo são mostradas na Figura 4.2. Nos gráficos apresentados, são analisados os efeitos de duas variáveis de cada vez, sendo as demais mantidas constantes nos níveis médios (zero).

$$\begin{aligned} RR = & 0,79 + 0,18(I) - 0,26(Vs) + 0,16(Vgpl) - 0,05(Va) - 0,09(I)(Vs) + 0,06(I)(Vgpl) - \\ & 0,02(I)(Va) - 0,09(Vs)(Vgpl) - 0,05(Vs)(Va) + 0,06(Vgpl)(Va) + 0,03(I)^2 + 0,08(Vs)^2 - \\ & 0,03(Vgpl)^2 - 0,02(Va)^2 \end{aligned}$$

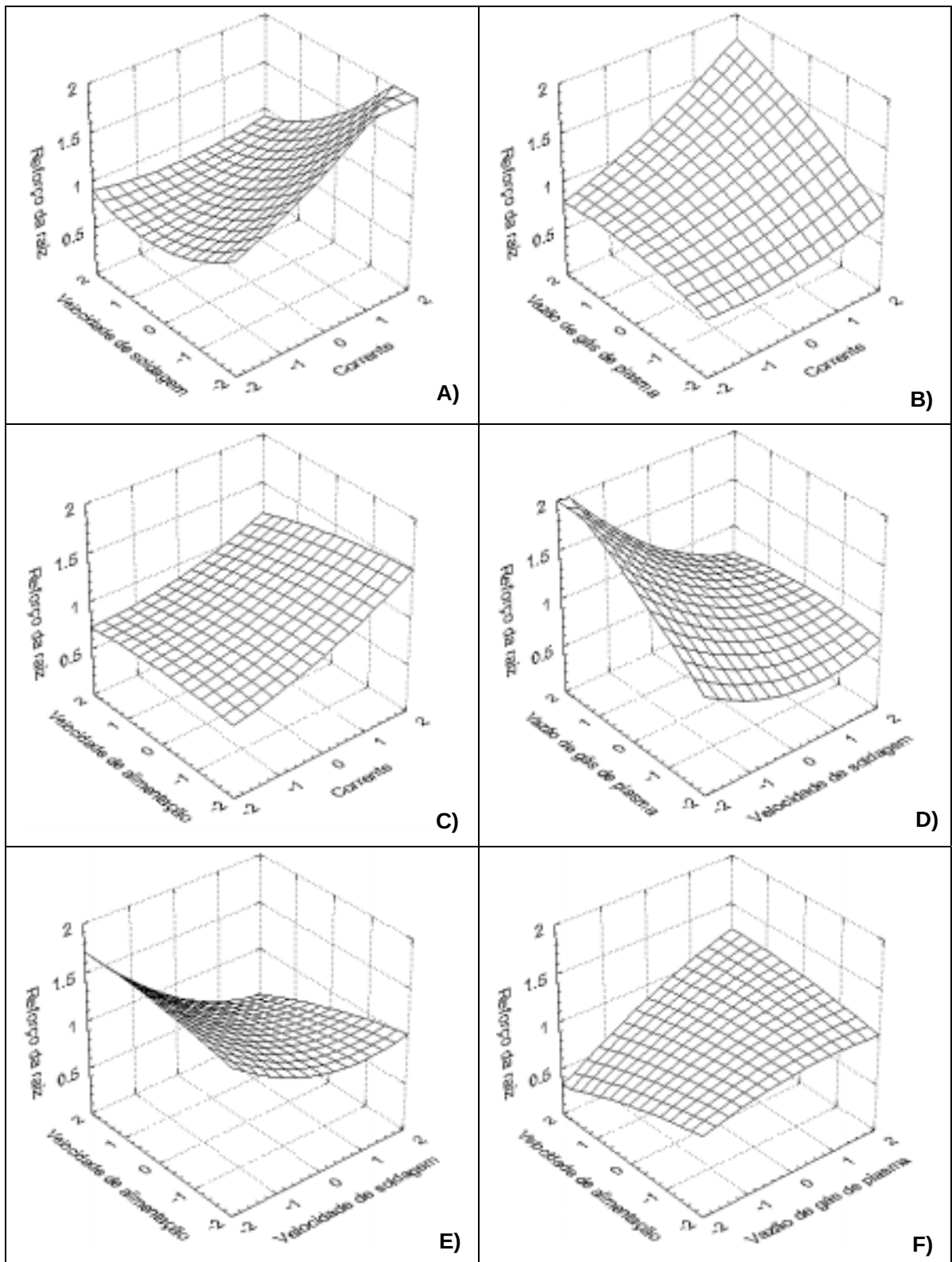


Figura 4.2- Superfícies de resposta para o reforço da raiz da solda.

Através da Figura 4.2, pode-se constatar que a corrente apresentou um efeito direto sobre o reforço da raiz (gráficos A, B e C da Figura 4.2). Este comportamento já foi bastante discutido na literatura do processo, por exemplo, nos trabalhos de Martikainen & Moisio (1993) e Pinfold & Jubb (1973b) e é causado principalmente pelo aumento da pressão e da temperatura do arco. Tanto a força do arco como a quantidade de metal fundido (efeitos gravitacionais) são diretamente relacionados com o nível de corrente utilizado e exercem substancial influência na formação da raiz da solda. Entretanto, verificou-se também que a intensidade destes efeitos depende muito dos níveis das outras variáveis de estudo, sugerindo a existência dos efeitos interativos entre estas variáveis.

A velocidade de soldagem apresentou um efeito inverso com relação ao reforço da raiz (gráficos A, D e E da Figura 4.2). Segundo Martikainen & Moisio (1993), o aumento velocidade de soldagem reduz a entrega energética à peça, reduzindo a capacidade de penetração do arco e, conseqüentemente, o reforço da raiz. Além disto, o volume da poça de fusão é reduzido, também influenciando uma redução nos efeitos gravitacionais atuando na formação da raiz da solda. Em alguns casos, os resultados foram invertidos, como para baixos níveis de corrente (gráfico A), vazão de gás (gráfico D) e velocidade da alimentação (gráfico E). Este problema se deve provavelmente aos efeitos de interação entre as variáveis ou em função do próprio ajuste da curva com relação aos dados experimentais, uma vez que a correlação obtida neste caso foi de 0,92 (a curva não passa exatamente em todos os pontos).

A vazão do gás de plasma apresentou uma relação direta com o reforço da raiz (gráficos B, D e F da Figura 4.2), causado principalmente pelo aumento da pressão do arco (Yoshioka et al., 1993 e Stepanov & Nechaev, 1974). O aumento da vazão também causa um aumento nas forças de arrastes devido à passagem do plasma através do “keyhole”, também contribuindo para o aumento da raiz da solda. Em alguns casos, como por exemplo, para baixos níveis de corrente (gráfico B) e altos níveis de velocidade de soldagem (gráfico D), o reforço da raiz permaneceu praticamente constante. Este efeito ocorreu provavelmente devido à deficiência energética, formando raízes estreitas e dificultando a movimentação do metal fundido para estas regiões da solda, ou pelo próprio ajuste da superfície de resposta.

A velocidade de alimentação apresentou uma influência sobre o reforço da raiz da solda menor do que as outras variáveis de estudo (gráficos C, E e F da Figura 4.2). De uma forma geral, o uso de metal de adição retira energia do arco para a sua fusão, contudo, contribui com o aumento da quantidade de material na superfície da poça de fusão (forças gravitacionais). Nos casos analisados, parece ter havido um certo balanço entre estes dois efeitos. Analisando os resultados obtidos, verifica-se uma ligeira tendência do reforço da raiz da solda diminuir com a redução da velocidade de alimentação de arame.

A expressão matemática obtida pode também ser simplificada através da retirada dos termos que apresentaram efeitos estatisticamente pouco significativos. A Tabela 4.5 mostra os resultados obtidos em uma análise de variância considerando todos os termos presentes na equação completa. Nesta tabela, a segunda coluna corresponde aos coeficientes para cada um dos termos da análise (I, Vs, Vgpl, Va, I*Vs etc.) e o respectivo P-nível obtido em cada caso. Nesta análise, o efeito de um termo é considerado estatisticamente significativo, considerando uma confiabilidade de 95%, se o P-nível associado a este termo for menor do que 0,05. Neste caso, os termos estatisticamente significativos, destacados em negrito, foram os termos lineares de corrente, vazão de gás de plasma e velocidade de soldagem, o termo de interação entre velocidade de soldagem e vazão de gás de plasma e o termo quadrático da velocidade de soldagem.

Tabela 4.5- Análise de variância para RR considerando uma confiabilidade de 95%.

Termo da Equação 4.5	Coeficientes da Equação 4.5	Significância (P-nível)
Interseção (ordenada)	0,79	0,000
I	0,18	0,000
Vs	-0,26	0,000
Vgpl	0,16	0,000
Va	-0,05	0,129
I*Vs	-0,09	0,052
I*Vgpl	0,06	0,169
I*Va	-0,02	0,592
Vs*Vgpl	-0,09	0,049
Vs*Va	-0,05	0,196
Vgpl*Va	0,06	0,178
I ²	0,03	0,435
Vs²	0,08	0,046
Vgpl ²	-0,03	0,425
Va ²	-0,02	0,677

Refazendo-se a análise de regressão com estes termos considerados estatisticamente significativos, obtém-se a Equação 4.6, que é a expressão para o modelo reduzido do reforço da raiz e que apresentou $R^2 = 0,83$. A redução de R^2 em relação ao modelo completo, de 0,92 para 0,83, se deve à redução do número de variáveis presentes na regressão, embora isso não signifique necessariamente uma piora na qualidade do modelo de regressão.

$$RR = 0,78 + 0,18(I) - 0,26(Vs) + 0,16(Vgpl) - 0,09(Vs)(Vgpl) + 0,08(Vs)^2 \quad 4.6$$

b) Largura da raiz (LR)

A Equação 4.7 é a expressão matemática obtida para a largura da raiz, a qual apresentou um coeficiente de correlação $R^2 = 0,90$, ou seja, ela consegue explicar cerca de 90% da variação dos dados experimentais. A Figura 4.3 mostra as superfícies de resposta obtidas para a largura da raiz da solda através da Equação 4.7. Observando-se as Figuras 4.2 e 4.3, ou as Equações 4.5 e 4.7, pode-se notar que existe uma relação direta entre a largura e o reforço da raiz da solda, ou seja, quanto maior a largura da raiz, maior é também o reforço da raiz. Neste caso, pode-se inferir que as variáveis que influem no reforço da raiz da solda, influenciam de forma semelhante a largura da raiz.

$$\begin{aligned} LR = & 3,92 + 0,30(I) - 0,57(Vs) + 0,30(Vgpl) - 0,08(Va) - 0,14(I)(Vs) + 0,07(I)(Vgpl) - \\ & 0,12(I)(Va) - 0,23(Vs)(Vgpl) - 0,06(Vs)(Va) + 0,15(Vgpl)(Va) + 0,04(I)^2 + 0,08(Vs)^2 - \\ & 0,04(Vgpl)^2 - 0,06(Va)^2 \end{aligned} \quad 4.7$$

A corrente afetou diretamente a largura da raiz (gráficos A, B e C da Figura 4.3), principalmente devido aos aumentos na pressão e temperatura do arco e, conseqüentemente, no volume da poça de fusão. Esta relação também é sustentada por Martikainen & Moisio (1993). Curiosamente, Zhang & Zhang (2000) verificaram, através de um sistema de imagens, que, embora o aumento da corrente cause um aumento na largura da raiz, o diâmetro do orifício do “keyhole”, por onde o arco atravessa a peça, tende a ficar praticamente constante. Este efeito se deve provavelmente à maior capacidade de fusão do material de base em função do aumento da temperatura do arco. Para altos níveis de velocidade de soldagem (gráfico A) e velocidade de alimentação (gráfico C), não foi verificado praticamente nenhum efeito da corrente sobre a largura da raiz. Nestes casos, pode-se supor que houve uma maior dificuldade para a formação da raiz da solda devido à baixa energia transferida à peça, limitando o crescimento de LR, mesmo variando a corrente de soldagem dentro da faixa de trabalho. Também não se pode descartar que este efeito seja devido ao ajuste da superfície de resposta.

A largura da raiz tendeu a diminuir com o aumento da velocidade de soldagem (gráficos A, D e E da Figura 4.3), sendo o efeito verificado de maior ou menor intensidade dependendo dos níveis das outras variáveis de estudo. Esta variável é utilizada na prática para ajustar a condição do “keyhole” para determinados níveis de corrente e vazão de gás de plasma, afetando o tempo de ação do arco na formação da raiz da solda. Para baixos níveis de vazão de gás de plasma (gráfico D), foi verificado uma estabilização na largura da raiz a partir dos níveis intermediários de velocidade de soldagem, provavelmente devido ao aumento relativo dos efeitos da pressão do arco pela redução no volume de material fundido na poça de fusão.

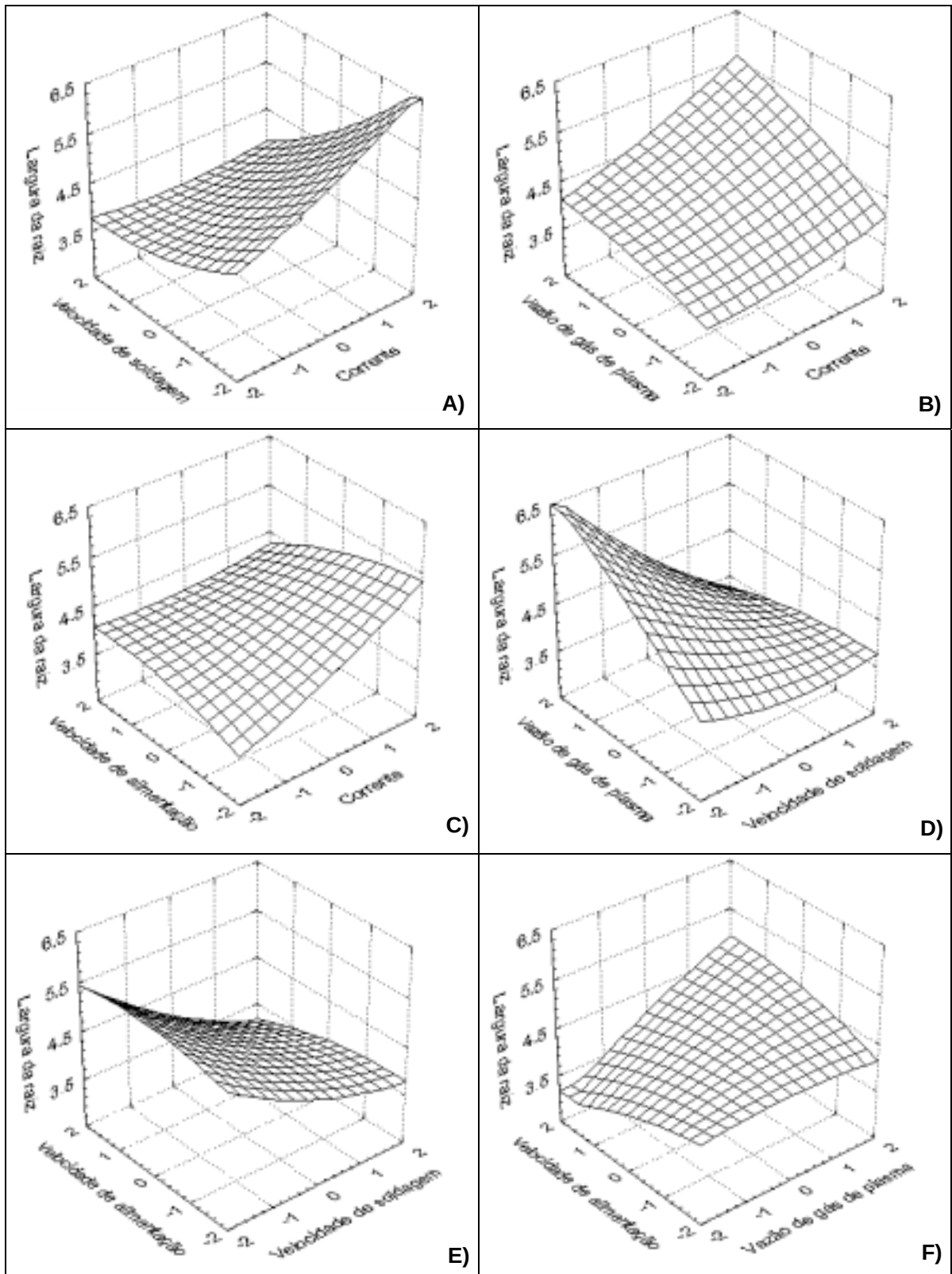


Figura 4.3- Superfícies de resposta para a largura da raiz da solda.

A vazão do gás de plasma tendeu a afetar diretamente a largura da raiz (gráficos B, D e F da Figura 4.3), efeito este relacionado com o aumento da pressão do arco sobre a poça de fusão, forçando também um aumento na raiz da solda (Zhang & Zhang, 2000). Para altos níveis de velocidade de soldagem (gráfico D), verifica-se uma certa inversão dos resultados, que pode ser devido aos efeitos de interação entre as variáveis ou pelas características de ajuste da curva com os dados experimentais.

O efeito da velocidade de alimentação sobre a largura da raiz não apresentou uma tendência lógica, indicando ser bastante influenciado pelos níveis das outras variáveis de estudo (gráficos C, E e F da Figura 4.3). Esta variação pode ter sido causada pela interação de dois efeitos que atuam em sentidos opostos sobre a penetração da solda e que se alternaram em significância. O primeiro é o efeito da redução da quantidade total de energia transferida à peça, consumida na fusão do arame adicionado e o segundo é o efeito do aumento do volume de metal fundido (efeitos gravitacionais) pela deposição de material na poça de fusão.

Os termos que apresentaram um efeito estatisticamente significativo sobre a largura da raiz da solda foram os termos lineares de corrente, velocidade de soldagem e vazão de gás de plasma e o termo de interação entre a velocidade de soldagem e a vazão de gás de plasma. Refazendo-se a análise de regressão somente com estes termos, obteve-se uma expressão reduzida para a largura da raiz, apresentada na Equação 4.8. Esta equação apresentou um coeficiente de correlação (R^2) de 0,80, o que significa dizer que ela consegue explicar 80% da variação dos resultados obtidos.

$$LR = 3,94 + 0,30(I) - 0,57(Vs) + 0,30(Vgpl) - 0,23(Vs)(Vgpl) \quad 4.8$$

c) Reforço da face (RF)

A Equação 4.9 é a expressão matemática obtida experimentalmente para o reforço da face da solda. Esta equação apresentou um coeficiente de correlação (R^2) = 0,91, explicando cerca de 91% da variação dos dados obtidos. As superfícies de respostas obtidas através desta equação são mostradas de forma gráfica na Figura 4.4.

$$RF = 0,68 - 0,12(I) + 0,20(Vs) - 0,13(Vgpl) + 0,06(Va) + 0,07(I)(Vs) - 0,08(I)(Vgpl) + 0,03(I)(Va) + 0,12(Vs)(Vgpl) + 0,03(Vs)(Va) - 0,05(Vgpl)(Va) - 0,03(I)^2 - 0,09(Vs)^2 + 0,01(Va)^2 \quad 4.9$$

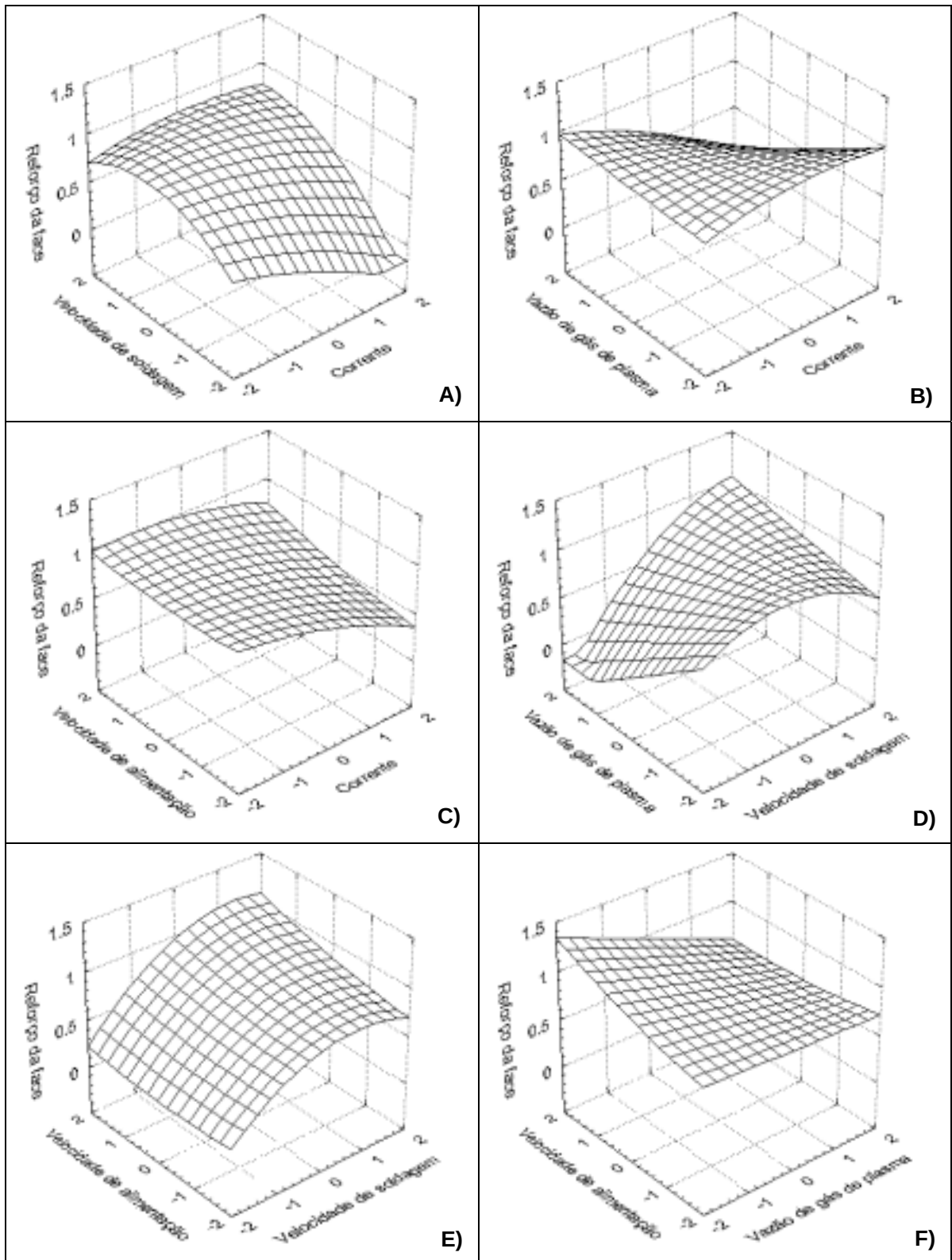


Figura 4.4- Superfícies de resposta para o reforço da face da solda.

Evidentemente, a forma como o metal fundido se distribui ao longo da junta vai definir o perfil final do cordão de solda e depende principalmente de como as variáveis de estudo afetam a pressão do arco e o volume da poça de fusão. Estas duas características são diretamente relacionadas com a penetração da solda e, portanto, tendem a afetar contrariamente as dimensões do reforço na face. Esta relação fica bastante evidente quando se comparam os resultados obtidos para o reforço da face (Figura 4.4) com os resultados do reforço da raiz (Figura 4.2), ou da largura da raiz (Figura 4.3). Desta forma, os resultados obtidos indicam que os efeitos que tendem a aumentar as dimensões da raiz da solda atuam de forma contrária sobre o reforço da face, tendendo a reduzi-lo.

Os termos que apresentaram um efeito considerado estatisticamente significativo sobre o reforço da face foram os termos lineares de corrente, velocidade de soldagem e vazão de gás de plasma, o termo de interação entre a velocidade de soldagem e a vazão de gás e o termo quadrático da velocidade de soldagem. Através de uma nova análise de regressão, conforme feito anteriormente, obteve-se a Equação 4.10, a qual é a expressão reduzida para o reforço da face da solda. Esta equação apresentou um coeficiente de correlação (R^2) de aproximadamente 0,77.

$$RF = 0,66 - 0,12(I) + 0,20(Vs) - 0,13(Vgpl) + 0,12(Vs)(Vgpl) - 0,09(Vs)^2 \quad 4.10$$

d) Largura da face (LF)

A Equação 4.11 é o modelo completo obtido para a largura da face da solda e que apresentou um $R^2 = 0,88$. A Figura 4.5 mostra as superfícies de resposta obtidas através desta equação, considerando sempre 2 variáveis de cada vez e sendo as demais mantidas no nível médio (zero).

$$LF = 7,64 + 0,11(I) - 0,30(Vs) - 0,11(Vgpl) - 0,02(Va) + 0,02(I)(Vs) + 0,02(I)(Vgpl) - 0,01(I)(Va) + 0,16(Vs)(Vgpl) - 0,01(Vs)(Va) - 0,09(Vgpl)(Va) - 0,04(I)^2 + 0,01(Vs)^2 + 0,03(Vgpl)^2 + 0,10(Va)^2 \quad 4.11$$

A largura da face da solda é principalmente influenciada pelo diâmetro da coluna do arco que incide sobre a peça e pela velocidade de soldagem. O diâmetro do arco na região de incidência, por sua vez, depende do efeito de constrição e, em pequena escala, da distância tocha peça (AWS, 1991). Nos ensaios realizados, a distância tocha peça foi mantida constante, sendo a largura da face da solda tratada como sendo influenciada apenas pelo efeito de constrição do arco e pela velocidade de soldagem.

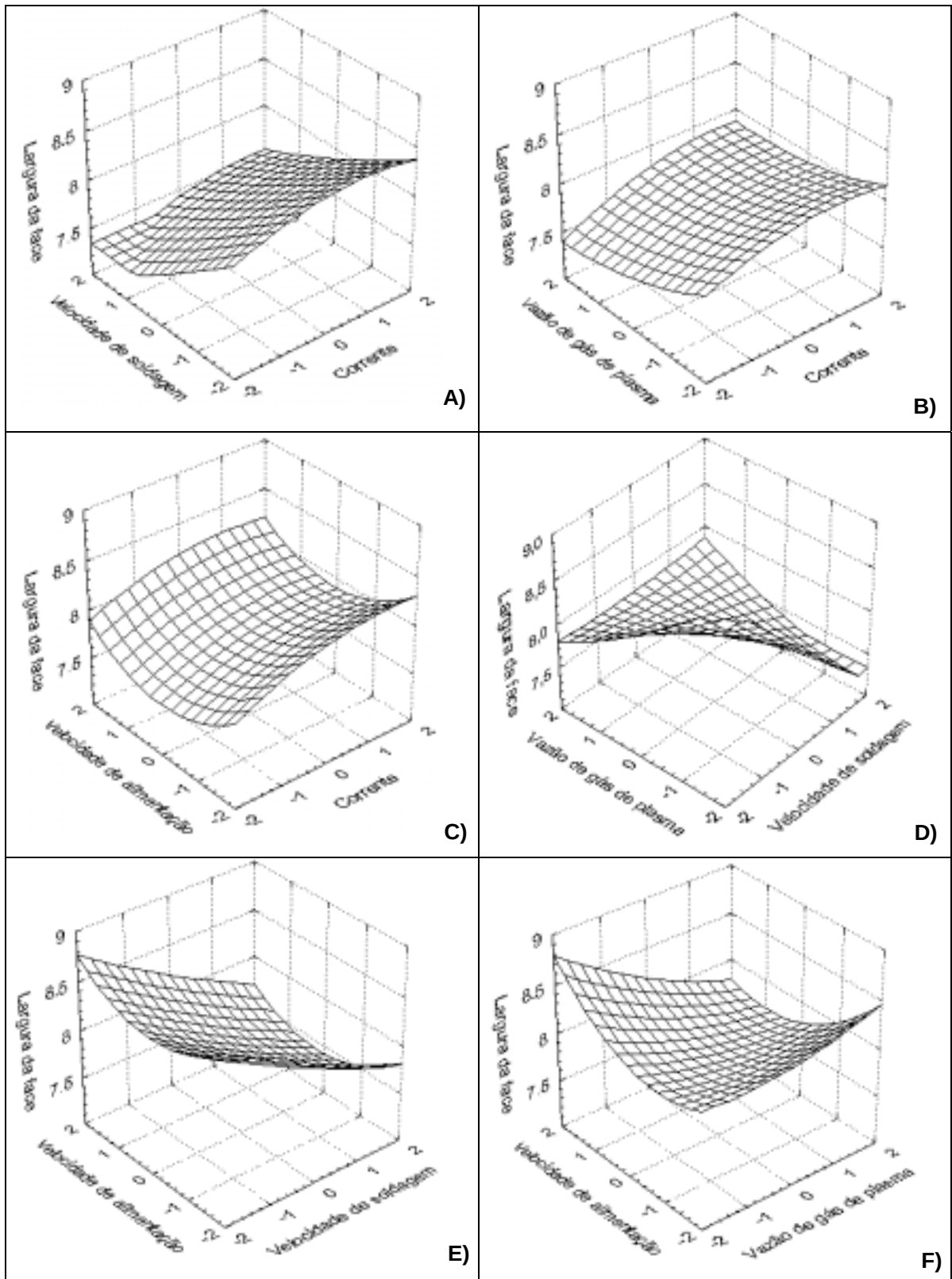


Figura 4.5- Superfícies de resposta para a largura da face da solda.

Segundo Richardson (1991), o aumento da corrente causa um aumento da densidade de energia e da temperatura, embora seja verificado também um ligeiro aumento no diâmetro da coluna do arco. Os aumentos da temperatura e do diâmetro do arco sobre a peça tendem a aumentar significativamente a largura da face da solda, conforme pode ser verificado nos gráficos A, B e C da Figura 4.5. De fato, estas duas características estão relacionadas entre si. O aumento da temperatura do arco, que é função da corrente de soldagem, produz uma maior ionização do gás de plasma, podendo, em certos casos, produzir também uma ionização parcial no gás de proteção. Desta forma, o arco passa a abranger toda esta parcela adicional de gás ionizado, tornando-se mais largo (Martinez et al., 1994 e Hays & Schultz, 1983).

A largura da face variou de forma inversa com relação à velocidade de soldagem (gráficos A, D e E da Figura 4.5). Este efeito foi causado pela redução da energia transferida à peça por unidade de comprimento, diminuindo a extensão da região fundida (Yoshioka et al., 1993 e Miyazaki et al., 1995). Contudo, se considerar altos níveis de vazão de gás de plasma, o efeito observado não foi significativo e a largura da face permaneceu praticamente constante com a velocidade de soldagem. Neste caso, supõe-se que o aumento do efeito de constrição (densidade de energia) devido ao aumento da vazão de gás possa ter compensado o efeito da variação da velocidade de soldagem dentro da faixa de trabalho.

A vazão de gás de plasma influencia a pressão e o efeito de constrição do arco. Estes efeitos sugerem uma redução na largura da face, já que a área de incidência do arco sobre a peça tende a ser reduzida. Entretanto, Yoshioka et al. (1993), Miyazaki et al. (1995) e Stepanov & Nechaev (1974) verificaram que o aumento da vazão de gás de plasma tende a aumentar a largura da face. Este efeito pode estar relacionado com o aumento da nuvem de plasma aquecido que se forma sobre a poça de fusão quando o arco atinge a peça, semelhante ao que ocorre numa grande queda de água. Nos gráficos B, D e F da Figura 4.5, pode-se notar uma certa inversão nos efeitos, ou seja, ora o aumento da vazão de gás de plasma tendeu a aumentar a largura da face, ora tendeu a diminuí-la, dependendo dos níveis das outras variáveis analisadas. Este comportamento alternado parece ter sido ocasionado pelos efeitos interativos entre as variáveis ou pelo tipo de ajuste da curva com os resultados obtidos.

O efeito da velocidade de alimentação sobre a largura da face da solda foi bastante variável conforme pode ser visto nos gráficos C, E e F da Figura 4.5, obtendo-se curvas com forma de sela. Os valores mínimos da largura da face foram obtidos nos níveis intermediários de velocidade de alimentação. A medida que se avança para as extremidades, reduzindo ou aumentando o seu nível, cada vez mais a largura da face tendeu a aumentar, também aqui sugerindo fortes efeitos de interações entre as variáveis. Também não se pode descartar uma influencia da curva de ajuste, que é uma função de segunda ordem, ou seja, parabólica.

A Equação 4.12 é a expressão reduzida obtida através de uma nova análise de regressão, considerando apenas os termos que apresentaram um efeito estatisticamente significativo sobre a largura da face. Esta equação apresentou um $R^2 = 0,82$. A redução no coeficiente de correlação em relação à expressão completa se deve à redução dos termos presentes na regressão para explicar a variação experimental dos dados. Esta redução, contudo, não significa uma piora no ajuste da superfície de resposta.

$$LF = 7,64 + 0,11(I) - 0,30(Vs) - 0,11(Vgpl) + 0,16(Vs)(Vgpl) + 0,10(Va)^2 \quad 4.12$$

e) Interpretação dos resultados fornecidos pelo modelo

As equações obtidas para a geometria de cordão são válidas somente dentro das faixas analisadas das variáveis (Tabela 4.2) e nas mesmas condições empregadas. Substituindo os valores das variáveis (em níveis normalizados) nestas equações, é possível estimar a geometria final do cordão de solda. Entretanto, algumas considerações devem ser feitas com relação à interpretação dos resultados.

A principal indicação do “keyhole” na soldagem é a formação da raiz da solda. Entretanto, a análise dos resultados pode ser importante para a detecção de condições extremas, susceptíveis à problemas de instabilidade, como penetração excessiva (corte da junta) ou penetração incompleta. A penetração incompleta pode ser prevista quando o reforço da raiz da solda for negativo, indicando, neste caso, a não formação da raiz da solda. Entretanto, deve-se levar em consideração que existe um valor limite, abaixo do qual a condição do “keyhole” não ocorre ou é extremamente instável, com fechamentos ao longo de todo o comprimento soldado Zhang & Zhang (2000). Na Tabela 4.3, pode ser observado que o menor reforço da raiz obtido foi de aproximadamente 0,3 mm, o que sugere que até este limite as condições com “keyhole” ainda são estáveis. Entretanto, se o reforço da raiz for reduzido gradativamente, uma condição instável pode ser obtida. Desta forma, os valores mínimos propostos para RR e LR que garantem ainda penetração total na junta são, respectivamente, 0,1 e 1,5 mm.

Condições com penetração excessiva e corte da junta podem ser previstas quando os valores de reforço ou de largura da raiz são elevados. Este limite, porém, é estabelecido através da análise dos resultados experimentais, mas de maneira prática e para as condições estudadas, valores acima de 1,5 mm para o reforço da raiz e de 5,0 mm para a largura da raiz indicam uma condição com forte tendência à penetração excessiva. Segundo Metcalfe & Quigley (1975), existe um valor limite na largura da raiz da solda que garante uma sustentação adequada do “keyhole”, o qual depende muito da aplicação (material e espessura). Uma

condição propensa à penetração excessiva também pode ser prevista através de valores negativos do reforço da face da solda, os quais indicam um afundamento, ou o escorrimento da poça de fusão através do “keyhole”.

4.7 Análise estatística dos resultados

Para verificar se os modelos obtidos são adequados quanto aos aspectos estatísticos, foram realizados dois tipos de testes: análise de variância (com significância de 95%) e análise de resíduos. Em ambos os testes, a análise dos modelos reduzidos foi baseada apenas nos termos presentes nas equações e que foram os que apresentaram um efeito estatisticamente significativo sobre as respostas. No caso dos modelos completos, a análise foi feita considerando todos os termos presentes (principais, de interação e quadráticos).

As Tabelas 4.6 a 4.9 mostram as análises de variância feitas com os modelos completos e reduzidos do reforço da raiz, largura da raiz, reforço da face e largura da face, respectivamente. Nestas tabelas, SS é soma quadrática, DF são os graus de liberdade e MS a média quadrática. O valor P-nível representa um índice de significância de um resultado. Neste sentido, quanto maior o valor do P-nível, menos se pode acreditar que a relação observada entre as variáveis da amostra é um indicador confiável da relação entre as respectivas variáveis na população. O valor de F (F de Fisher) é a razão entre a média quadrática da regressão e a média quadrática do resíduo, a partir da qual se obtém o valor do P-nível. Quanto maior for o valor de F, mais adequado é o modelo para explicar a variação dos dados. Todas as análises estatísticas foram feitas utilizando-se um nível de confiança de 95%.

Tabela 4.6- Análise de variância para o reforço da raiz da solda (RR).

Modelo reduzido					
	SS	DF	MS	F	P-nível
Regressão	3,30688	5	0,66138	19,90256	0,000000
Resíduo	0,69785	21	0,03323		
Total	4,00473				
Modelo completo					
Regressão	3,70346	14	0,26453	10,5368	0,00011
Resíduo	0,30127	12	0,02511		
Total	4,00473				

Tabela 4.7- Análise de variância para a largura da raiz da solda (LR).

Modelo reduzido					
	SS	DF	MS	F	P-nível
Regressão	13,11718	4	3,27929	22,31209	0,000000
Resíduo	3,23342	22	0,14697		
Total	16,35060				
Modelo completo					
Regressão	14,76190	14	1,05442	7,96427	0,00046
Resíduo	1,58872	12	0,13239		
Total	16,35060				

Tabela 4.8- Análise de variância para o reforço da face da solda (RF).

Modelo reduzido					
	SS	DF	MS	F	P-nível
Regressão	2,18908	5	0,43782	14,40466	0,000003
Resíduo	0,63828	21	0,03039		
Total	2,82735				
Modelo completo					
Regressão	2,561	14	0,18293	8,24137	0,00039
Resíduo	0,26636	12	0,02220		
Total	2,82735				

Tabela 4.9- Análise de variância para a largura da face da solda (LF).

Modelo reduzido					
	SS	DF	MS	F	P-nível
Regressão	3,44042	5	0,68808	19,30645	0,000000
Resíduo	0,74844	21	0,03564		
Total	4,18886				
Modelo completo					
Regressão	3,70498	14	0,26464	6,56306	0,001179
Resíduo	0,48388	12	0,04032		
Total	4,18886				

Analisando os resultados apresentados nestas tabelas, pode-se verificar que em todos os casos o nível de significância (P-nível) foi abaixo dos 5% (0,05), ou seja, tem-se mais de

95% de confiança que as equações obtidas são válidas para explicar a variação dos dados. Desta forma, conclui-se que os dados obtidos são significativos para uma análise com nível de confiança acima de 95%. Nas Tabelas 4.6 a 4.9 pode-se notar também que os valores do P-nível sempre foram menores para os modelos reduzidos, embora estes apresentassem menores coeficientes de correlação. Este efeito ocorre porque todos os termos não presentes na equação reduzida são computados como resíduos. Isto significa que estes testes, com efeitos pouco significativos, foram considerados como repetições, reforçando a análise de variância e melhorando a confiabilidade para os termos significativos. É por esta razão que os graus de liberdade dos resíduos aumentam para os modelos reduzidos.

Um outro teste muito utilizado para avaliar o modelo de regressão é a análise de resíduos. Nesta análise, os valores estimados pelo modelo são comparados com os valores reais obtidos experimentalmente. Os resíduos obtidos são apresentados em um gráfico, colocados em relação a uma linha de referência (zero) e que corresponde aos próprios valores preditos pelo modelo. Este tipo de análise permite verificar se os resíduos estão aleatoriamente distribuídos com relação à linha de referência, não sugerindo nenhuma tendência. Desta forma, pode-se dizer que os resíduos provêm de uma distribuição normal, uma das suposições básicas para a validade da análise de variância.

As Figuras 4.6 a 4.9 mostram a análise de resíduos para os modelos reduzidos de RR, LR, RF e LF, respectivamente. A observação destes gráficos sugere que os resíduos estão distribuídos aleatoriamente em relação à linha de referência (zero), ou seja, não foi verificada nenhuma tendência nos resultados dos resíduos. Esta característica observada valida a análise de variância feita para os modelos reduzidos.

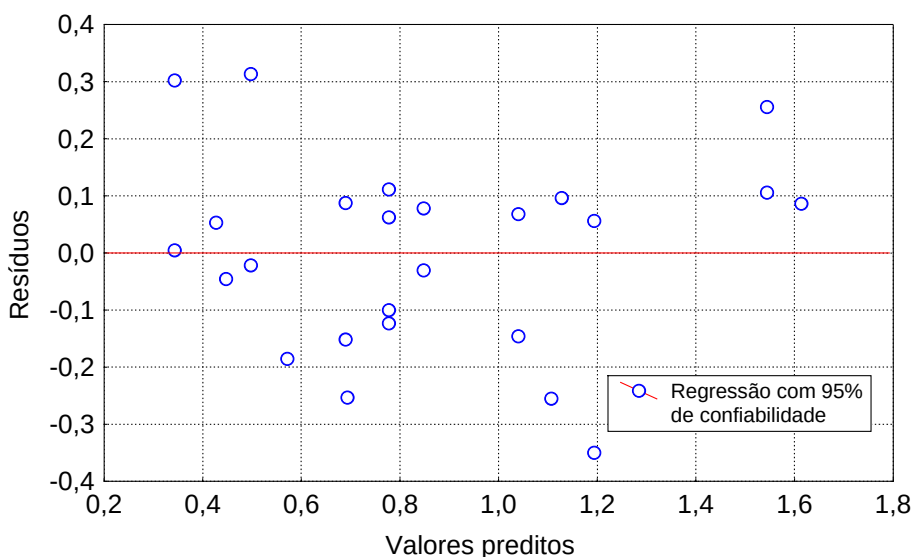


Figura 4.6- Gráfico de resíduos para o reforço da raiz da solda (modelo reduzido).

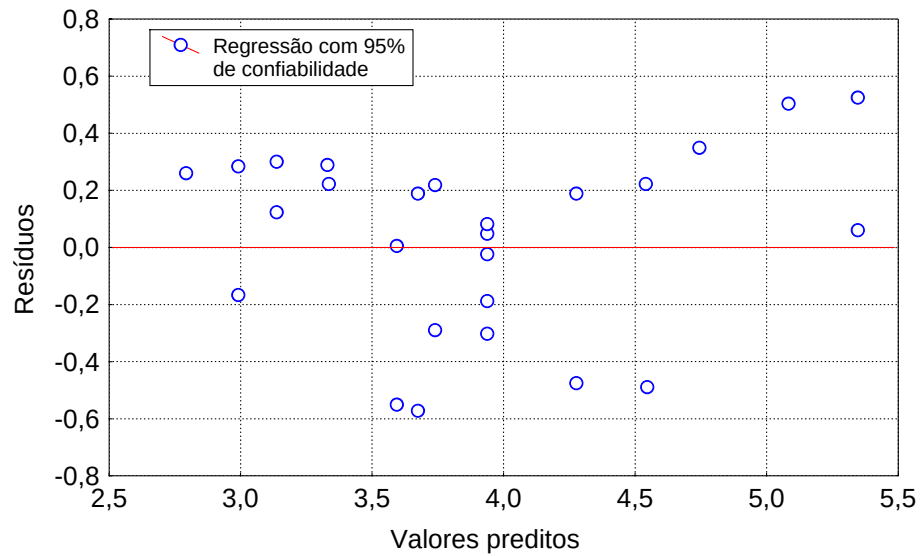


Figura 4.7- Gráfico de resíduos para a largura da raiz da solda (modelo reduzido).

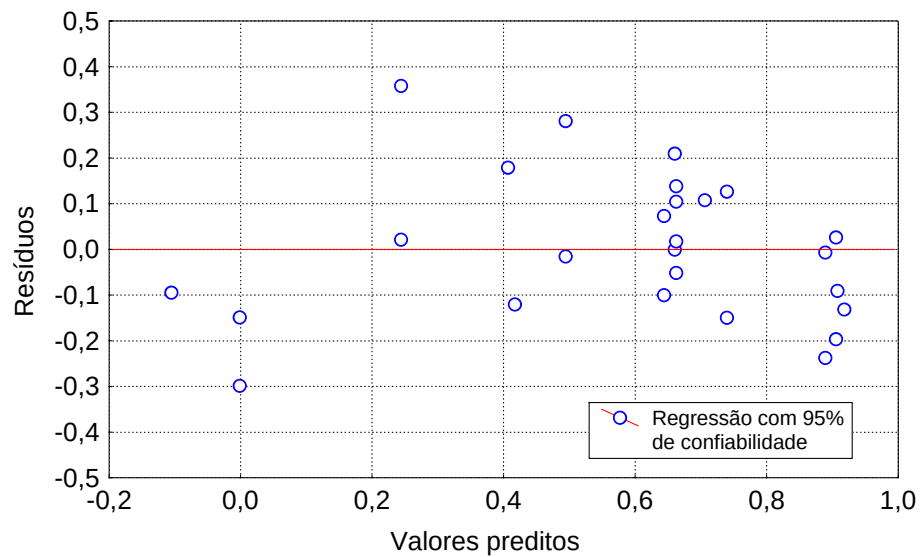


Figura 4.8- Gráfico de resíduos para o reforço da face da solda (modelo reduzido).

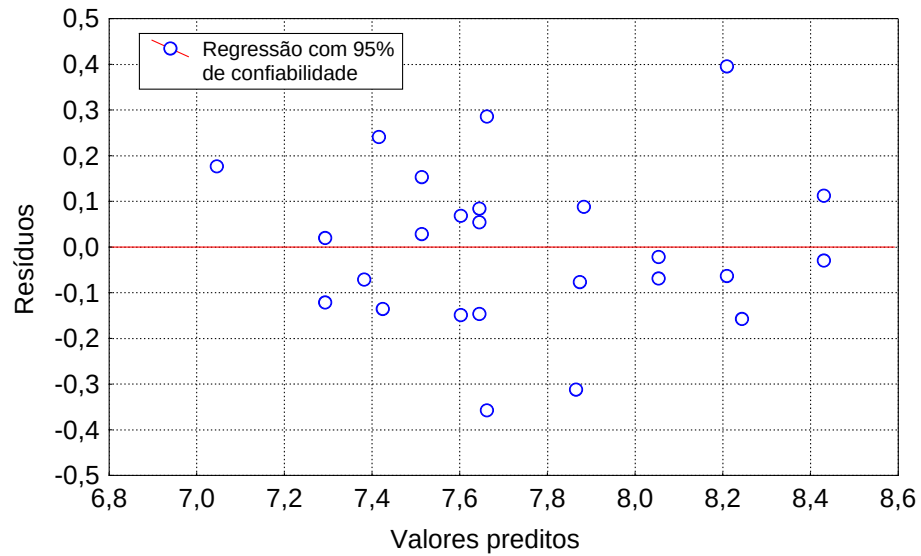


Figura 4.9- Gráfico de resíduos para largura da face da solda (modelo reduzido).

As Figuras 4.10 a 4.13 mostram a análise de resíduos para os modelos completos do reforço da raiz, largura da raiz, reforço da face e largura da face, respectivamente. Neste caso, também não foi observada nenhuma tendência nos resultados dos resíduos, validando a análise de variância feita anteriormente para os modelos completos.

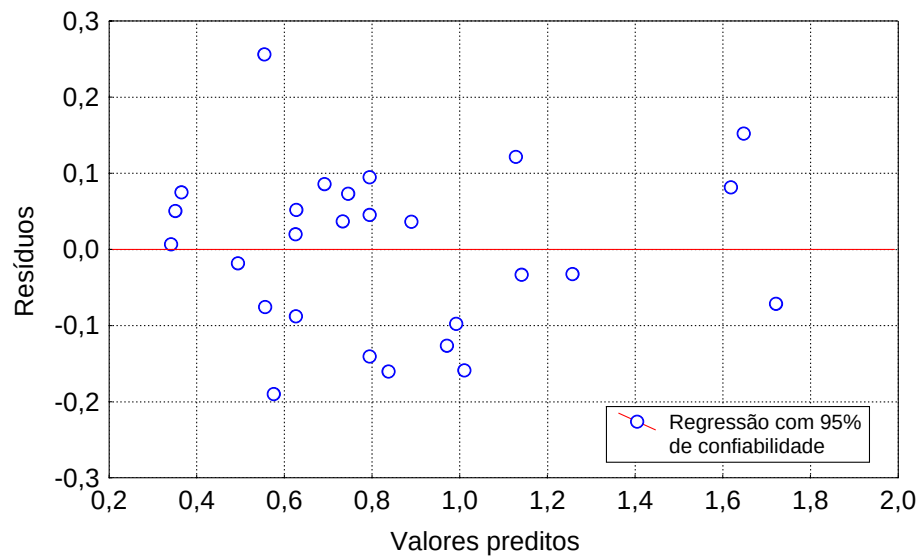


Figura 4.10- Gráfico de resíduos para o reforço da raiz da solda (modelo completo).

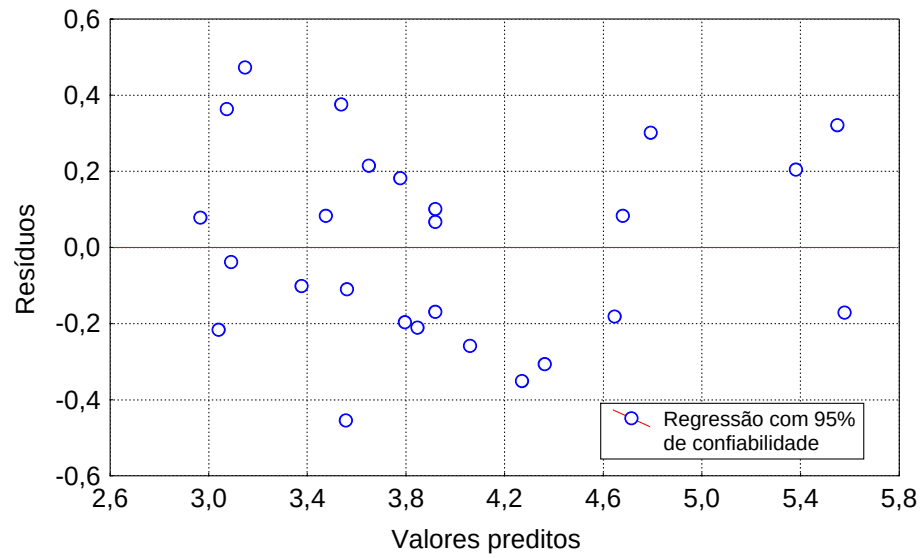


Figura 4.11- Gráfico de resíduos para a largura da raiz da solda (modelo completo).

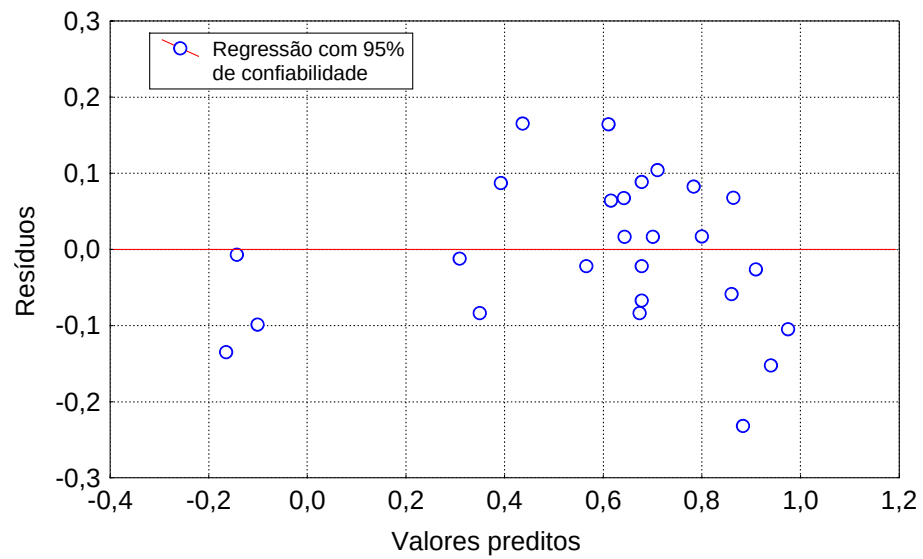


Figura 4.12- Gráfico de resíduos para o reforço da face da solda (modelo completo).

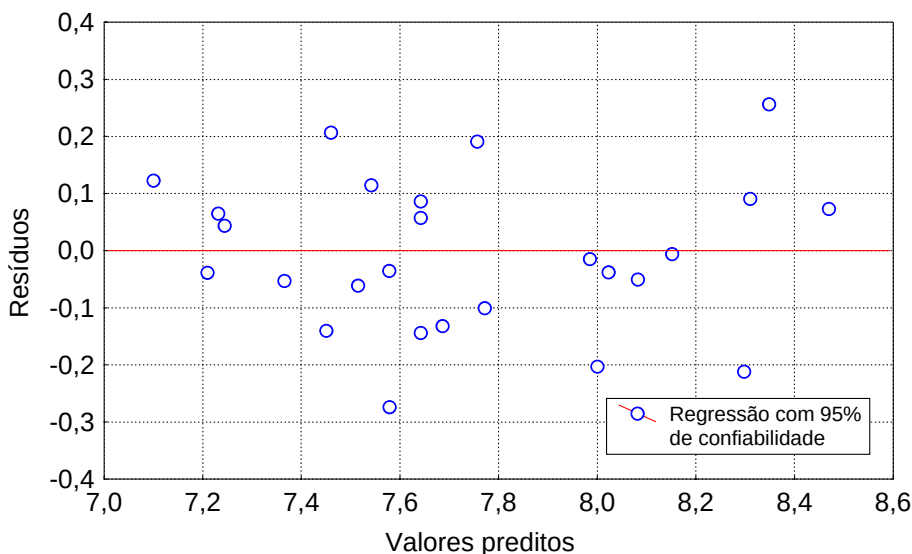


Figura 4.13- Gráfico de resíduos para largura da face da solda (modelo completo).

De uma forma geral, tanto os modelos reduzidos como os completos se mostraram adequados pela análise de variância, mostrando que a superfície de resposta apresentou um ajuste satisfatório com os resultados experimentais. Desta forma, pode-se dizer que as equações obtidas por regressão conseguem explicar de maneira adequada a variação dos resultados. Além disto, a análise de resíduos também mostrou uma distribuição aleatória, sugerindo que os resultados experimentais fazem parte de uma distribuição normal. Esta característica valida e torna consistente a análise de variância feita anteriormente em cada um dos modelos obtidos.

4.8 Verificação experimental

Para testar os modelos matemáticos desenvolvidos, 10 testes foram realizados seguindo o mesmo procedimento adotado anteriormente, porém, utilizando níveis intermediários aos usados na matriz do planejamento experimental (escolhidos aleatoriamente). Nestes testes, a geometria de solda real (medida) foi comparada com a geometria prevista através das equações, sendo o erro percentual entre estas medidas, calculado através da Equação 4.13, o parâmetro utilizado para a avaliação e validação experimental dos modelos propostos.

$$\text{Erro}(\%) = \frac{\text{valor}_{\text{medido}} - \text{valor}_{\text{predito}}}{\text{valor}_{\text{medido}}} * 100$$

4.13

A Tabela 4.10 mostra as condições de soldagem utilizadas, sendo as variáveis de estudo apresentadas em unidades normalizadas, como no planejamento experimental, e em unidades convencionais (entre parêntesis). Nesta tabela, os cordões de solda foram classificados considerando a penetração obtida, sendo elas: penetração excessiva com possível corte da junta, “*keyhole*” estável e penetração incompleta ou sem “*keyhole*”. Conforme pode ser observado, os testes 4 e 10 produziram penetração excessiva, provavelmente devido ao uso de combinações inadequadas das variáveis de soldagem (energia excessiva). Em todos os outros testes, a condição de um “*keyhole*” estável se manteve durante toda a operação de soldagem.

Tabela 4.10- Condições de soldagem e penetração obtida nos testes de verificação.

Teste	I (A)	Vs (cm/min)	Vgpl (l/min)	Va (m/min)	Im (A)	Vm (V)	Resultado
1	-1,5 (176)	-1,5 (25,3)	0 (1,5)	0 (1,0)	174	31,0	“ <i>Keyhole</i> ” estável
2	1,5 (197)	1,5 (32,8)	0 (1,5)	0 (1,0)	194	31,6	“ <i>Keyhole</i> ” estável
3	0,4 (189)	1,4 (32,5)	-0,6 (1,41)	0 (1,0)	186	31,0	“ <i>Keyhole</i> ” estável
4	-0,7 (181)	-1,2 (26)	1,5 (1,73)	1 (1,1)	178	31,2	Penetração excessiva (corte da junta)
5	-2 (172)	2 (34)	0,8 (1,62)	1 (1,1)	170	30,3	“ <i>Keyhole</i> ” estável
6	-0,857 (180)	-0,4 (28)	1 (1,65)	1 (1,1)	177	31,3	“ <i>Keyhole</i> ” estável
7	-0,714 (181)	-0,8 (27)	1 (1,65)	1 (1,1)	178	31,3	“ <i>Keyhole</i> ” estável
8	-0,143 (185)	-0,8 (27)	1 (1,65)	1 (1,1)	182	31,6	“ <i>Keyhole</i> ” estável
9	0,286 (188)	-0,8 (27)	1 (1,65)	1 (1,1)	185	31,8	“ <i>Keyhole</i> ” estável
10	0,857 (192)	-0,8 (27)	1 (1,65)	1 (1,1)	190	32,5	Penetração excessiva (corte da junta)

Onde: Im- corrente média e Vm- Tensão média.

a) Modelos reduzidos

As Tabelas 4.11 e 4.12 mostram os resultados obtidos nos testes de verificação e os valores preditos através dos modelos reduzidos. O erro percentual calculado entre as medidas indica o quanto os valores preditos pelos modelos se desviaram dos valores reais (medidos). Um valor negativo de erro indica que o valor predito foi maior do que o valor real e vice versa.

Tabela 4.11- Análise da geometria da raiz da solda usando os modelos reduzidos.

Teste	RR real	LR real	RR predito	LR predito	% erro RR	% erro LR
1	1,22	4,31	1,08	4,34	11,5	-0,7
2	0,75	3,26	0,84	3,54	-12,0	-8,6
3	0,57	2,80	0,62	3,28	-8,8	-17,1
4	-	5,14	1,48	5,28	-	-2,7
5	0,60	2,58	0,20	2,07	66,6	24,6
6	0,98	3,78	0,94	4,30	4,1	-13,8
7	1,07	4,41	1,14	4,67	-6,5	-5,9
8	1,38	4,73	1,25	4,84	9,4	-2,3
9	1,50	4,52	1,32	4,97	12,0	-10,0
10	-	5,75	1,43	5,14	-	10,6

Tabela 4.12- Análise da geometria da face da solda usando os modelos reduzidos.

Teste	RF real	LF real	RF predito	LF predito	% erro RF	% erro LF
1	0,75	8,54	0,34	7,93	30,0	7,1
2	0,88	7,80	0,58	7,36	34,1	5,6
3	0,99	7,76	0,69	7,20	30,3	7,7
4	-	7,54	-0,04	7,57	-	-0,4
5	1,13	6,78	1,03	7,09	9,7	-4,6
6	0,94	8,20	0,49	7,59	47,9	8,0
7	0,78	8,15	0,30	7,66	61,5	6,4
8	0,54	7,86	0,23	7,73	57,4	1,7
9	0,51	8,37	0,18	7,77	64,7	7,7
10	-	7,84	0,11	7,84	-	0,0

b) Modelos completos

As Tabelas 4.13 e 4.14 mostram os resultados obtidos nos testes de verificação e os respectivos valores preditos através dos modelos completos.

Tabela 4.13- Análise da geometria da raiz da solda usando os modelos completos.

Teste	RR real	LR real	RR predito	LR predito	% erro RR	% erro LR
1	1,22	4,31	0,96	4,28	21,3	0,7
2	0,75	3,26	0,72	3,47	4,0	-6,4
3	0,57	2,80	0,56	3,31	1,8	-18,2
4	-	5,14	1,40	5,35	-	-4,1
5	0,60	2,58	0,50	3,05	16,6	-18,2
6	0,98	3,78	0,89	4,31	9,2	-14,0
7	1,07	4,41	1,09	4,69	-1,8	-6,3
8	1,38	4,73	1,24	4,88	11,3	-3,2
9	1,50	4,52	1,37	5,04	8,7	-11,5
10	-	5,75	1,55	5,27	-	9,1

Tabela 4.14- Análise da geometria da face da solda usando os modelos completos.

Teste	RF real	LF real	RF predito	LF predito	% erro RF	% erro LF
1	0,75	8,54	0,45	7,90	40,0	8,1
2	0,88	7,80	0,69	7,33	21,6	6,4
3	0,99	7,76	0,77	7,23	22,2	7,3
4	-	7,54	0,05	7,49	-	0,6
5	1,13	6,78	0,81	6,78	28,3	0,0
6	0,94	8,20	0,56	7,49	40,4	8,7
7	0,78	8,15	0,38	7,58	51,3	7,5
8	0,54	7,86	0,26	7,66	51,9	2,6
9	0,51	8,37	0,17	7,70	66,7	8,7
10	-	7,84	0,02	7,74	-	1,3

c) Análise dos resultados

De uma forma geral, os resultados obtidos para as dimensões da raiz da solda foram satisfatórios, com desvios relativamente pequenos (Tabelas 4.11 e 4.13). Em alguns casos

isolados, como por exemplo, no teste 5, o desvio observado foi relativamente grande, provavelmente em função de erros na execução dos testes, por exemplo, no ajuste das variáveis ou no acionamento da alimentação. Entretanto, os resultados sugerem a possibilidade de se estimar estes valores (RR, e LR) com relativa segurança, com desvios em torno de 10%.

A predição dos valores da largura da face da solda (LF) também foi adequada, sendo que os desvios em relação aos valores medidos foram abaixo de 10%, tanto para o modelo completo, como para o reduzido (Tabelas 4.12 e 4.14). Por outro lado, os valores preditos para o reforço da face apresentaram sempre desvios acentuados em relação aos valores medidos. Este problema, a princípio, parece estar relacionado com a dificuldade observada em ajustar a velocidade de alimentação de arame em cada um dos testes realizados. Esta hipótese parece ter uma certa fundamentação, uma vez que todos os desvios encontrados estiveram sempre no mesmo sentido, ou seja, o reforço da face medido sempre foi maior do que o valor predito pelos modelos. Isto sugere que o ajuste das velocidades de alimentação nos testes de validação (Tabela 4.10) foram sempre maiores do que os respectivos ajustes feitos nos testes do planejamento experimental da Tabela 4.3. Entretanto, apesar dos erros serem percentualmente elevados, as diferenças nominais são pequenas, as quais podem ser consideradas dentro da própria variação dimensional dos cordões de solda.

Apesar do problema observado com relação ao ajuste da velocidade de alimentação, os modelos obtidos para RR, LR e LF parecem não terem sido afetados de uma maneira geral, apresentando desvios em torno de 10%. Isto demonstra que estas respostas apresentam uma robustez relativamente alta em relação a este problema, provavelmente devido ao efeito limitado da velocidade de alimentação, nas faixas analisadas, sobre as mesmas. Outro aspecto importante é que a análise do reforço e da largura da raiz pode ser utilizada para buscar condições estáveis de soldagem, que não gerem valores próximos aos limites de manutenção do “*keyhole*” (tendência de falta de penetração), ou valores excessivos (tendência de corte da junta). A condição de penetração excessiva dos testes 4 e 10 da Tabela 4.10, de acordo com a interpretação de resultados proposta ($0,1 \leq RR \leq 1,5$ mm e $1,5 \leq LR \leq 5$ mm), poderia ter sido prevista, considerando que os valores de reforço e largura da raiz foram elevados para este tipo de aplicação, próximos dos limites extremos de estabilidade do “*keyhole*”. Deve-se considerar que valores dentro da faixa operacional, mas próximo dos limites extremos, podem eventualmente gerar penetração incompleta ou excessiva em função de possíveis instabilidades na soldagem.

4.9 Otimização da condição de soldagem

Uma das possibilidades de utilização das equações obtidas, além da predição da geometria de cordão dentro da região da superfície de resposta, reside na possibilidade de obter uma condição de soldagem otimizada. Uma forma de se tentar otimizar a condição de soldagem é através da definição de uma geometria adequada, por exemplo, valores médios, que garantam sempre uma ótima estabilidade do “keyhole” (robustez), mas buscando a máxima velocidade de soldagem dentro da faixa de trabalho que forneça esta geometria (maior produtividade). Outra abordagem interessante é a de procurar a menor corrente de soldagem que satisfaça as especificações de geometria pré-definidas, neste caso, melhorando as condições de desgaste do bocal constritor. Os bocais são peças relativamente caras e a sua substituição deve ser evitada ao máximo.

Para realizar este tipo de operação, foi utilizado o programa de otimização seqüencial DOT – *Design Optimization Tools*, versão 4.20, sendo testados dois métodos de otimização com restrição, o Método do Multiplicador de Lagrange Aumentado (MMLA) e o Método das Direções Viáveis (MDV) (Vanderplaats, 1984). A otimização da condição de soldagem foi feita fixando-se uma geometria de cordão, tida como ideal, para então, a partir desta geometria, tentar maximizar a função objetivo especificada na Equação 4.14. Esta função objetivo foi proposta considerando a análise apresentada acima, ou seja, o numerador representa a velocidade de soldagem e o denominador a corrente (ver Equações 4.1 e 4.2). Esta função é, então, maximizada através da máxima velocidade de soldagem e mínima corrente que forneçam a geometria de cordão previamente definida.

$$\text{Função_objetivo} = \frac{(2,5 \times V_s + 29)}{(7 \times I + 186)} \quad 4.14$$

Para cada um dos métodos de otimização, foram utilizadas 6 estimativas iniciais (I, Vs, Vgpl, Va) a partir das quais o programa tentou maximizar a função objetivo dentro da região experimental. Para efeito de comparação, somente os melhores resultados de cada método foram selecionados. A otimização da condição de soldagem foi feita baseada nos modelos obtidos, considerando as restrições impostas, no caso, a geometria de cordão, que foi especificada de tal forma a se obter uma boa robustez do processo (na região central de estabilidade do “keyhole”). Desta forma, os valores especificados para geometria de cordão foram: RR = 0,5 mm; LR = 3,0 mm; LF = 7,0 mm. Devido ao problema observado nos testes de verificação, a equação do reforço da face da solda não foi utilizada para efeito de otimização. O

valor do reforço da face foi, então, calculado separadamente. As outras restrições impostas foram (em unidades normalizadas):

$$(-2 \leq I \leq 2); (-2 \leq V_s \leq 2); (-2 \leq V_{gpl} \leq 2); (-2 \leq V_a \leq 2).$$

A Tabela 4.15 mostra a comparação entre os resultados obtidos pelo programa de otimização. Pode-se notar que, apesar de todos os métodos utilizados apresentarem valores da função objetivo bem próximos, os melhores resultados (valor máximo) foram obtidos com os modelos completos. Pode-se notar também que a geometria prevista com a otimização computacional foi exatamente a geometria especificada.

Tabela 4.15- Obtenção das melhores condições de soldagem através dos critérios propostos.

	Modelo completo		Modelo reduzido	
	MMLA	MDV	MMLA	MDV
Ponto inicial (I; Vs; Vg; Va)	0; 2; 2; -1	0; 1; 1; 0	-1; 0; 0;-1	2; -2; -2; 2
I (A)	-1,32 (177)	-1,23 (177)	-0,46 (183)	-0,46 (183)
Vs (cm/min)	1,76 (33,4)	1,81 (33,5)	1,84 (33,6)	1,84 (33,6)
Vgpl (l/min)	0,82 (1,62)	0,74 (1,61)	-2 (1,2)	-2 (1,2)
Va (m/min)	0,30 (1)	0,41 (1)	1,82 (1,2)	-1,81 (0,8)
RR (mm)	0,5	0,5	0,5	0,5
LR (mm)	3,0	3,0	3,0	3,0
LF (mm)	7,0	7,0	7,0	7,0
RF (mm)*	0,9	0,9	0,6	0,6
$\frac{2,5 * V_s + 29}{7 * I + 186}$	0,189	0,189	0,184	0,184

* Calculado separadamente.

Entretanto, há a necessidade de se testar experimentalmente a condição otimizada. A condição obtida utilizando o Método das Direções Viáveis com os modelos completos foi selecionada porque, das condições que apresentaram o maior valor da função objetivo, foi a que apresentou a maior velocidade de soldagem (33,5 cm/min). As outras variáveis foram: corrente de 177 A, vazão de gás de plasma de 1,61 l/min e velocidade de alimentação de 1 m/min. Caso as equações completas sejam realmente representativas dos fenômenos envolvidos, a geometria de cordão obtida para esta condição selecionada deve, teoricamente,

se aproximar da geometria de cordão especificada, embora os desvios anteriormente encontrados (em torno de 10%) possam ocorrer.

A condição otimizada selecionada foi testada realizando-se três testes, nos quais a geometria da solda foi comparada com a geometria previamente especificada. A Tabela 4.16 mostra os resultados experimentais e preditos através dos modelos completos.

Tabela 4.16- Resultados obtidos utilizando a condição otimizada.

	Condição otimizada (modelo completo)	Teste 1	Teste 2	Teste 3
I (A)	177	177	177	177
Vs (cm/min)	33,5	33,5	33,5	33,5
Vgpl (l/min)	1,61	1,61	1,61	1,61
Va (m/min)	1	1	1	1
RR (mm)	0,5	0,57	0,51	0,49
LR (mm)	3,0	3,19	3,02	3,09
LF (mm)	7,0	7,44	7,44	7,55
RF (mm)	0,9*	0,72	0,78	0,81

* Calculado separadamente.

Os resultados obtidos experimentalmente confirmaram a consistência dos modelos utilizados. Todos os resultados obtidos experimentalmente apresentaram boa repetibilidade e os desvios foram relativamente pequenos em relação à geometria especificada para a condição otimizada. A variação obtida para o reforço da face da solda atingiu cerca de 25%, mas considerando que esta porcentagem representa menos do que 0,2 mm (0,9 – 0,72 mm), pode-se considerar os resultados satisfatórios, ou seja, o processo apresenta boa robustez. De fato, como as respostas de reforço da face e da raiz são valores bastante pequenos, qualquer variação pode ser significativa do ponto de vista do valor total. Entretanto, visualmente esta diferença se torna quase que imperceptível, conforme pode ser verificado na Figura 4.14.

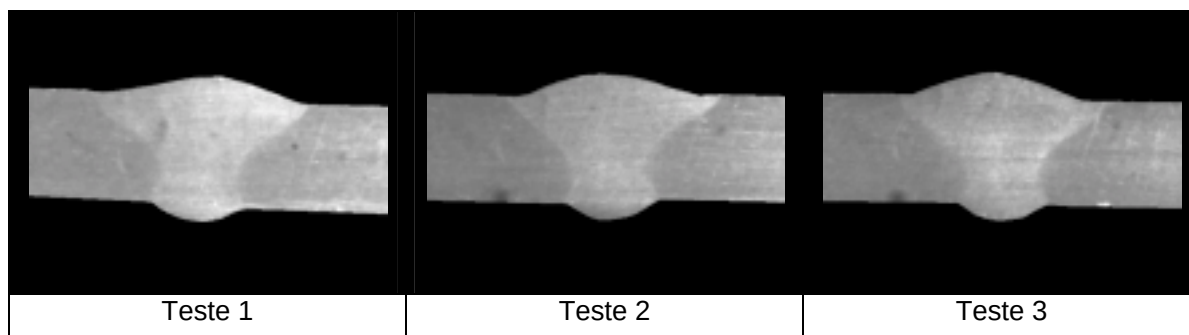


Figura 4.14- Perfis de solda obtidos experimentalmente nos testes da Tabela 4.15.

O que pode também ser destacado nestes testes é que o valor predito do reforço da face (0,9 mm) foi maior do que o reforço medido (0,77 mm de valor médio), ao contrário do que ocorreu nos testes de validação, onde se verificou que os valores medidos sempre foram maiores do que os valores preditos. Como foi utilizado o mesmo sistema de alimentação nos dois casos, esta resposta, RF, apresentou uma variação dimensional significativa, mas que não interferiu nas outras respostas (RR, LR e LF).

As equações reduzidas também poderiam ser testadas aqui para verificar a possibilidade de utilizá-las também como alternativa para a predição da geometria de cordão. A Tabela 4.17 mostra, de forma comparativa, os resultados teóricos (preditos) através das equações reduzidas e completas e os valores médios obtidos nos testes experimentais apresentados na Tabela 4.16.

Tabela 4.17- Comparação dos resultados experimentais com os valores preditos com as equações reduzidas e completas.

	Valores experimentais	Modelo completo	Modelo reduzido
Reforço da raiz –RR (mm)	0,52	0,50	0,35
Largura da raiz –LR (mm)	3,10	3,00	2,45
Reforço da face –RF (mm)	0,77	0,90	0,94
Largura da face –LF (mm)	7,48	7,00	7,11

Como pode ser observado na Tabela 4.17, os resultados obtidos utilizando o modelo reduzido não foram adequados considerando a geometria da raiz da solda. Com relação ao reforço da face, pode-se notar que ambos os modelos, completo e reduzido, não apresentaram um ajuste adequado, pois os valores experimentais sempre foram diferentes dos valores preditos.

4.10 Resumo das equações

Apesar dos resultados entre os modelos completo e reduzido terem sido bastante semelhantes entre si nos testes de validação experimental (item 4.8), pôde-se verificar que os resultados obtidos com a condição otimizada foram melhores usando o modelo completo. Desta forma, apesar da maior complexidade das equações, deu-se preferência para o uso dos modelos completos. As Equações 4.15 a 4.18 são as equações completas obtidas para a geometria de cordão neste tipo de aplicação.

$$\begin{aligned}
 RR = & 0,79 + 0,18(I) - 0,26(Vs) + 0,16(Vgpl) - 0,05(Va) - 0,09(I)(Vs) + 0,06(I)(Vgpl) - \\
 & 0,02(I)(Va) - 0,09(Vs)(Vgpl) - 0,05(Vs)(Va) + 0,06(Vgpl)(Va) + 0,03(I)^2 + 0,08(Vs)^2 - \\
 & 0,03(Vgpl)^2 - 0,02(Va)^2
 \end{aligned}
 \tag{4.15}$$

$$\begin{aligned}
 LR = & 3,92 + 0,30(I) - 0,57(Vs) + 0,30(Vgpl) - 0,08(Va) - 0,14(I)(Vs) + 0,07(I)(Vgpl) - \\
 & 0,12(I)(Va) - 0,23(Vs)(Vgpl) - 0,06(Vs)(Va) + 0,15(Vgpl)(Va) + 0,04(I)^2 + 0,08(Vs)^2 - \\
 & 0,04(Vgpl)^2 - 0,06(Va)^2
 \end{aligned}
 \tag{4.16}$$

$$\begin{aligned}
 RF = & 0,68 - 0,12(I) + 0,20(Vs) - 0,13(Vgpl) + 0,06(Va) + 0,07(I)(Vs) - 0,08(I)(Vgpl) + \\
 & 0,03(I)(Va) + 0,12(Vs)(Vgpl) + 0,03(Vs)(Va) - 0,05(Vgpl)(Va) - 0,03(I)^2 - 0,09(Vs)^2 + \\
 & 0,01(Va)^2
 \end{aligned}
 \tag{4.17}$$

$$\begin{aligned}
 LF = & 7,64 + 0,11(I) - 0,30(Vs) - 0,11(Vgpl) - 0,02(Va) + 0,02(I)(Vs) + 0,02(I)(Vgpl) - \\
 & 0,01(I)(Va) + 0,16(Vs)(Vgpl) - 0,01(Vs)(Va) - 0,09(Vgpl)(Va) - 0,04(I)^2 + 0,01(Vs)^2 + \\
 & 0,03(Vgpl)^2 + 0,10(Va)^2
 \end{aligned}
 \tag{4.18}$$

4.11 Conclusões preliminares

A metodologia de Superfície de Resposta, aplicada nesta etapa para a verificação dos efeitos das variáveis e modelagem da geometria de cordão na soldagem a plasma com “keyhole”, apresentou resultados satisfatórios. Os desvios encontrados entre os valores reais (medidos) e preditos para RR, LR e LF foram, na maioria dos casos, baixos, sugerindo que as estimativas podem ser feitas com relativa segurança. Por outro lado, os resultados experimentais obtidos para o reforço da face (RF) apresentaram desvios considerados significativos com relação aos valores preditos pela equação, porém, visualmente, estes desvios correspondem a uma variação pequena. Considerando os ensaios realizados com a condição otimizada, mostrados na Tabela 4.16, o maior desvio encontrado representa uma diferença menor do que 0,2 mm.

Entretanto, pareceu claro que a metodologia pode ser aplicada ao processo quando se analisa o efeito de poucas variáveis sobre o cordão de solda, principalmente porque, nestes casos, o número de ensaios não é excessivo. Uma das vantagens que se consegue através desta metodologia é a de poder ver que o efeito de cada uma das variáveis analisadas pode ser bastante influenciado pelos níveis das outras variáveis de estudo, podendo até ocorrer uma inversão no sentido através dos efeitos de interação entre elas. Contudo, esta característica dificulta a interpretação do efeito das variáveis de estudo, principalmente quando os termos presentes na equação apresentam sinais contrários.

As superfícies de respostas apresentadas nas Figuras 4.2 a 4.5, para RR, LR, RF e LF, respectivamente, mostram, em alguns casos, resultados inconsistentes com a lógica do processo. Como exemplo, pode-se citar o gráfico A da Figura 4.2, onde o aumento da corrente, para um nível mais alto de velocidade de soldagem, praticamente não afetou o reforço da raiz da solda. Mesmo considerando os efeitos interativos entre estas variáveis, este tipo de resultado parece ser inconsistente com os princípios físicos do processo de soldagem.

Outra desvantagem desta metodologia é a dificuldade de acrescentar outras variáveis de estudo para complementar um modelo previamente obtido, principalmente pelo aumento excessivo do número de ensaios. Muitos dos testes realizados não poderiam ser aproveitados devido ao fato de que os níveis utilizados no planejamento experimental podem variar conforme o número de variáveis de estudo (pontos estrela). Desta forma, o número de ensaios aumentaria significativamente, dificultando o uso desta metodologia para estudos mais amplos. Neste caso, o ideal seria utilizar planejamentos fatoriais fracionários, o que diminuiria o número de ensaios, mas em contrapartida exigiria maior robustez do sistema. Este problema pode ser particularmente decisivo quando as faixas operacionais são bastante estreitas, por exemplo, na soldagem com “*keyhole*” dos aços carbono. Nestas aplicações, as faixas de trabalho são extremamente limitadas devido às próprias características de soldabilidade do material de base (Richetti, 1998 e Martikainen, 1995).

Pôde-se também concluir que a corrente de soldagem apresentou um efeito direto sobre RR, LR e LF, mas afetou contrariamente RF. A velocidade de soldagem apresentou um efeito contrário ao da corrente em todas as respostas analisadas, ou seja, aumentando-se a velocidade de soldagem, tendeu-se aumentar RF e diminuir RR, LR e LF. A vazão de gás de plasma apresentou um efeito direto sobre RR e LR e inverso sobre RF. Entretanto, o efeito da vazão de gás de plasma sobre a largura da face (LF) parece ter sido afetado pelos níveis utilizados em outras variáveis, evidenciando os efeitos de interações entre elas. A velocidade de alimentação apresentou um efeito variável, mas tendeu a afetar de forma inversa RR e LR e de forma direta RF. As curvas de LF em função da velocidade de alimentação apresentaram formas de sela, com valores mínimos para níveis intermediários.

A utilização das equações matemáticas em um programa de otimização permitiu obter uma condição de soldagem otimizada, considerando uma geometria de cordão especificada e uma função objetivo a ser maximizada. A realização de ensaios de verificação indicou que a geometria predita foi bastante próxima da geometria real, obtida experimentalmente, mostrando uma boa consistência dos modelos gerados a partir do planejamento experimental.

Contudo, devido principalmente à dificuldade de ampliar o estudo com novas variáveis do processo e também pela dificuldade de uma interpretação mais direta dos resultados, foi proposto encerrar os trabalhos relacionados com a Metodologia de Superfície de Resposta.

Uma nova metodologia proposta, a Teoria da Similitude, parece ser uma técnica mais adequada para o estudo do processo segundo os objetivos do trabalho e será o assunto do próximo capítulo. Neste caso, como as variáveis de estudo são variadas uma de cada vez, a dificuldade encontrada na Superfície de Resposta de interpretação de resultados e de adicionar novas variáveis provavelmente serão atenuados.

Capítulo V

Teoria da Similitude: Análise Geral e Modelagem do Processo

5.1 Introdução

A Teoria da Similitude é uma técnica baseada em análise dimensional e que vem sendo utilizada na engenharia como ferramenta para o estudo de sistemas influenciados por muitas variáveis e, principalmente, para a elaboração de modelos ou equações preditivas. Através desta técnica, é possível analisar qualitativamente um fenômeno físico (ou processo) considerando a relação que pode existir entre as variáveis que o influenciam. Os termos obtidos com esta associação são adimensionais, ou seja, uma combinação de variáveis que resulta em um número sem dimensão. A variação de cada um destes grupos adimensionais isoladamente, mantendo todos os demais constantes, permite obter o efeito daquele grupo específico sobre o fenômeno de estudo. Uma posterior combinação dos efeitos de cada termo adimensional produz como resposta uma equação preditiva.

A aplicação desta técnica em soldagem pode ser exemplificada através dos trabalhos de Murray & Scotti (1999), na obtenção de uma expressão analítica para a profundidade de penetração na soldagem GMAW, Murray (2002), que utilizou a Teoria da Similitude para obter equações que relacionam os parâmetros de soldagem do processo GMAW com a geometria de cordão e de Vieira Jr. (1999), no estudo da influência das condições superficiais do alumínio sobre a estabilidade do arco GTAW. Segundo Murphy (1950), as principais aplicações da Teoria da Similitude em engenharia são:

- Desenvolvimento de equações preditivas;
- Sistematizar a coleta de dados e reduzir o número de variáveis a serem investigadas;
- Estabelecer o princípio de modelagem, operação e interpretação.

No capítulo anterior, foi verificado que metodologias estatísticas baseadas na variação de todas as variáveis ao mesmo tempo, como a Superfície de Resposta, por exemplo, são vantajosas quando o número de variáveis de estudo é pequeno, ou quando o sistema apresenta robustez suficiente. Por outro lado, existe uma certa dificuldade com relação à interpretação imediata dos resultados ou quando se deseja adicionar novas variáveis de estudo a um planejamento já executado, devido à necessidade de repetição de testes e não aproveitamento total dos resultados já obtidos.

Na Teoria da Similitude, os grupos adimensionais, obtidos através da combinação das variáveis (grandezas) do processo, são variados um de cada vez, enquanto todos os outros são mantidos constantes. Trabalhar com os agrupamentos ao invés das variáveis isoladamente permite reduzir significativamente o número de testes e facilitar o estudo de fenômenos complexos, com grande número de variáveis envolvidas. Esta característica permite também que novas variáveis possam ser adicionadas com facilidade a planejamentos já realizados, bastando apenas combinar novamente os resultados. Desta forma, a análise pode ser feita abrangendo um maior número de variáveis, tornando o estudo do processo mais consistente.

Evidentemente, a importância de uma equação preditiva não pode ser superestimada em qualquer campo da engenharia. Estas equações são ferramentas que, juntamente com o julgamento e a experiência do usuário, tornam possível a verificação do efeito das variáveis de processo e a estimação de um determinado resultado com um alto grau de segurança.

5.2 Levantamento das variáveis de processo

O processo a plasma envolve fenômenos complexos, influenciados por um grande número de parâmetros, aqui denominados de variáveis de soldagem. As variáveis do processo podem ser subdivididas em variáveis da tocha, do processo e da peça. Abaixo, é apresentada uma lista de todas as variáveis que se supõe influenciar de alguma forma o resultado final da soldagem, assim como suas respectivas dimensões:

a) Variáveis da tocha

Variável	Dimensão
(ϕb) Diâmetro do orifício de constricção.....	[L]
(ϕe) Diâmetro de eletrodo.....	[L]
(Ang) Ângulo de ponta do eletrodo.....	[-]
(Rec) Recuo do eletrodo.....	[L]

b) Variáveis do processo

Variável	Dimensão
($Tret$) Retardo para abertura do “keyhole”.....	[T]
(DTP) Distância tocha peça.....	[L]
(I) Corrente.....	[A]
(Vs) Velocidade de soldagem.....	[LT ⁻¹]

(Va) Velocidade de alimentação de arame.....	[LT ⁻¹]
(Vgpl) Vazão de gás de plasma.....	[L ³ T ⁻¹]
(Vgpr) Vazão de gás de proteção.....	[L ³ T ⁻¹]
(%Gás1) % e tipo das adições no gás de plasma.....	[-]
(%Gás2) % e tipo de adições no gás de proteção.....	[-]

c) Variáveis da peça

Variável	Dimensão
(Esp) Espessura da chapa.....	[L]
(Mat) Material da peça.....	[-]
(Abt) Abertura da junta.....	[L]

5.3 Determinação das variáveis de estudo

Nesta etapa, propôs-se o estudo do processo e a obtenção de expressões matemáticas considerando apenas as variáveis mais freqüentemente usadas no ajuste da condição do “keyhole”, a qual depende principalmente da aplicação (tipo e espessura do material). Este ajuste é normalmente feito variando-se a corrente, a velocidade de soldagem e a vazão de gás de plasma, enquanto todas as outras variáveis são mantidas constantes. Isto se deve em grande parte à facilidade com que elas podem ser variadas e porque são as que apresentam maior influência sobre a soldagem.

Evidentemente, as outras variáveis também podem ser variadas, mas geralmente são mantidas constantes por questão de comodidade ou devido às próprias características da aplicação. Como exemplo, a AWS (1991) cita o recuo do eletrodo como tendo um efeito significativo na soldagem por afetar diretamente a constrição do arco e a concentração de energia. Entretanto, devido à necessidade de se ter uma alta concentração de energia em operações com “keyhole”, esta variável é normalmente mantida no valor máximo recomendado pelo fabricante da tocha.

A análise proposta nesta etapa será feita considerando inicialmente algumas variáveis de soldagem, selecionadas com base na experiência prática e através de dados da literatura, como por exemplo, em Pinfold & Jubb (1974a) e AWS (1991). As variáveis de estudo aqui selecionadas para esta análise do processo foram a corrente, velocidade de soldagem, vazão de gás de plasma, distância tocha peça e diâmetro do orifício constritor.

5.4 Definição das respostas e análise dimensional

As respostas propostas para a geometria de cordão foram o reforço e a largura da face e da raiz da solda e a área fundida. Estas características geométricas podem ser associadas, dentro de certas faixas, com a estabilidade do “keyhole” e, portanto, com a qualidade da solda. Cada uma delas será representada por uma expressão empírica, que é uma função das variáveis selecionadas (corrente, velocidade de soldagem, vazão de gás de plasma, distância tocha peça e diâmetro do orifício de constrição). O procedimento utilizado na análise dimensional e na determinação das equações dimensionais relativas a cada uma das respostas propostas foi extraído do livro de Murphy (1950). Desta forma, a Equação 5.1 representa a equação dimensional para as respostas com dimensão de comprimento [L], ou seja, reforço e largura da raiz e da face da solda e a Equação 5.2 para a resposta com dimensão de área [L²], no caso a área fundida.

$$\frac{\text{resposta}}{\phi e} = f \left(\frac{\phi b}{\phi e} \left[\frac{mm}{mm} \right], \frac{DTP}{\phi e} \left[\frac{mm}{mm} \right], \frac{I}{I_{ref}} \left[\frac{A}{A} \right], \frac{Vs * \phi e^2}{Vgpr} \left[\frac{cm/min * cm^2}{cm^3/min} \right], \frac{Vgpl}{Vgpr} \left[\frac{l/min}{l/min} \right] \right) \quad 5.1$$

$$\frac{\text{resposta}}{\phi e^2} = f \left(\frac{\phi b}{\phi e}, \frac{DTP}{\phi e}, \frac{I}{I_{ref}}, \frac{Vs * \phi e^2}{Vgpr}, \frac{Vgpl}{Vgpr} \right) \quad 5.2$$

Nestas equações, o termo *Iref* (corrente de referência) não é uma variável propriamente dita, mas sim um termo adotado para adimensionalizar a variável corrente de soldagem. O valor para este termo é aleatório e, neste trabalho, foi uma constante que representa a corrente nominal que a fonte pode fornecer para um fator de trabalho de 100% (300 A). Os termos ϕe (diâmetro do eletrodo) e *Vgpr* (vazão do gás de proteção) também foram utilizados para garantir a formação dos grupos adimensionais. O planejamento experimental deve ser todo feito baseado nos grupos da equação dimensional, sendo que para cada termo da função que é variado, obtém-se o efeito isolado deste termo sobre a resposta analisada, que é representado por uma equação componente (função apenas da variável analisada). Por exemplo, variando-se a corrente de soldagem, obtém-se uma equação componente da resposta como função da corrente de soldagem e assim sucessivamente para cada um dos grupos adimensionais das Equações 5.1 e 5.2. As equações componentes de cada termo adimensional são então combinadas de forma a obter-se uma única equação, conforme procedimento descrito em Murphy (1950). Evidentemente, deve-se testar também as outras variáveis não analisadas (ϕe e *Vgpr*) para verificar a validade do grupo adimensional formado.

5.5 Testes preliminares para a definição da condição inicial de soldagem

Alguns testes preliminares foram feitos no sentido de obter uma condição inicial, a partir da qual as variáveis de estudo serão gradativamente variadas. Esta condição inicial foi obtida variando-se a corrente, a velocidade de soldagem e a vazão de gás de plasma, até obter uma condição de soldagem com “*keyhole*” estável. As variáveis mantidas constantes foram:

- Gás de plasma: Ar;
- Gás de proteção: Ar + 5% O₂ ($V_{gpr} = 6,5$ l/min);
- Gás de purga: Ar (5 l/min);
- Diâmetro do orifício (bocal) constritor (ϕb): 2,8 mm;
- Recuo do eletrodo (Rec): 2,4 mm;
- Eletrodo: EWTh-2, ϕe 5 mm;
- Ângulo de ponta do eletrodo (Ang): 65°;
- Distância tocha peça (DTP): 5 mm;
- Metal de base: chapas de aço inoxidável ABNT 304L com 3,8 mm de espessura;
- Junta: de topo, sem afastamento;
- Soldagem autógena, sem metal de adição.

O critério adotado para a obtenção da condição inicial foi um reforço na raiz da solda entre 0,1 e 1,5 mm. Conforme foi verificado no Capítulo 4, estes valores limitam a faixa operacional do “*keyhole*” nesta aplicação. Um valor intermediário dentro desta faixa permite variar os grupos adimensionais tanto para valores menores como para maiores, mantendo a estabilidade da soldagem. Desta forma, após a realização destes testes, obteve-se a seguinte condição em termos de corrente, velocidade de soldagem e vazão de gás de plasma:

- Corrente de soldagem (I): 190 A;
- Velocidade de soldagem (V_s): 40 cm/min;
- Vazão de gás de plasma (V_{gpl}): 1,4 l/min.

5.6 Planejamento experimental

Os testes experimentais foram realizados objetivando obter a influência isolada de cada variável sobre as respostas conforme procedimento descrito em Murphy (1950), ou seja, variando um grupo adimensional de cada vez, enquanto os outros são mantidos constantes.

Por exemplo, nos testes em que o grupo adimensional da corrente (I/I_{ref}) foi variado, todos os demais grupos adimensionais foram mantidos constantes conforme os valores especificados na condição inicial do item 5.5 ($V_{gpl} = 1,4$ l/min, $V_s = 40$ cm/min, $\phi_e = 5$ mm, $V_{gpr} = 6,5$ l/min, $DTP = 5$ mm e $\phi_b = 2,8$ mm). Desta forma, foram feitas 6 séries de testes, sendo que em cada série uma única variável de estudo foi variada, conforme mostrado abaixo:

Série 1- Corrente: 160 – 180 – 190 – 200 – 220 – 240 A;

Série 2- Vazão de gás de plasma: 1,0 – 1,2 – 1,4 – 1,6 – 1,8 – 2,0 l/min;

Série 3- Velocidade de soldagem: 30 – 40 – 50 – 60 – 70 cm/min;

Série 4- Distância tocha peça: 3,0 – 3,5 – 4,0 – 4,5 – 5,0 – 5,5 – 6,0 mm;

Série 5- Diâmetro do orifício (bocal) de constrição: 2,4 – 2,5 – 2,8 – 3,0 – 3,2 – 3,5 mm;

Série 6- Vazão de gás de plasma (para $I = 170$ A): 1,0 – 1,2 – 1,4 – 1,6 – 1,8 – 2,0 l/min.

As séries de testes 2 e 6 são ambas relacionadas com a mesma variável de estudo, a vazão de gás de plasma. A única diferença entre elas é que na série 2 a corrente é mantida em 190 A e, na série 6, em 170 A. Este procedimento, descrito em Murphy (1950), é feito para que seja verificada a similaridade existente entre os efeitos da variável nos dois níveis de corrente e para validar a combinação das equações componentes.

5.7 Efeito das variáveis de estudo

Nesta etapa é feita uma breve discussão a respeito dos efeitos individuais das variáveis de estudo sobre o perfil de cordão e sobre a tensão de soldagem, considerando os testes do planejamento experimental apresentado no item 5.6. O objetivo desta análise é fornecer informações para um melhor entendimento dos fenômenos envolvidos no processo, associando-os às mudanças no perfil de cordão e na tensão do arco (característica estática do arco). Segundo Quites & Dutra (1979), a análise da tensão de soldagem pode dar uma indicação das características do arco e da solda.

5.7.1 Efeito da corrente de soldagem

A Figura 5.1 mostra o efeito da corrente de soldagem sobre o perfil de cordão, onde se pode verificar que o aumento da corrente produziu um aumento significativo no volume total de metal fundido e, conseqüentemente, nas dimensões da solda. Este efeito se deve principalmente ao aumento da temperatura e da pressão do arco sobre a poça de fusão Martikainen & Mosio (1993) e Pinfold & Jubb (1973b). Simultaneamente, o aumento do volume

da poça de fusão produz um incremento nas forças gravitacionais atuantes. Como consequência da combinação destes efeitos, há um maior afundamento do cordão de solda e um aumento considerável nas dimensões da raiz. Em todos os casos, verifica-se a formação de uma depressão nas bordas laterais do cordão, gerando um perfil em “W” na superfície da solda, provavelmente devido à falta de material (pela formação da raiz da solda) e pela baixa molhabilidade nas laterais da poça de fusão.

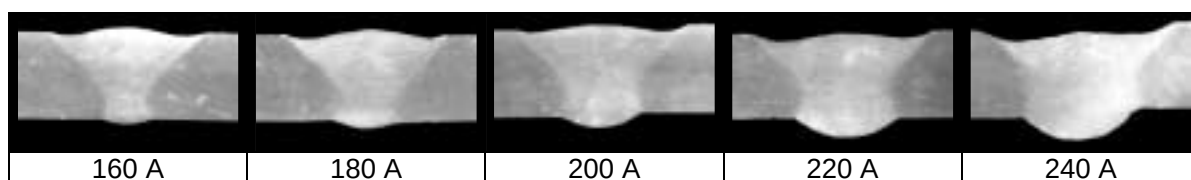


Figura 5.1- Efeito da corrente de soldagem sobre o perfil de cordão.

Embora tenham sido reportadas grandes alterações na geometria de cordão, a condição do “keyhole” se manteve estável dentro de toda a faixa de trabalho, entre 160 e 240 A. Entretanto, pelas próprias características observadas na Figura 5.1, uma redução na corrente abaixo de 160 A tenderia a causar o colapso (fechamento) do “keyhole”, principalmente pela redução do aporte energético. No outro extremo, um aumento acima de 240 A tenderia a gerar uma condição de penetração excessiva, possivelmente com a expulsão da poça de fusão da junta devido à impossibilidade de sua sustentação na posição pelas forças de tensão superficial.

A Tabela 5.1 mostra o efeito da corrente de soldagem sobre a tensão do arco. Esta relação corresponde à característica estática do arco, que para processos com eletrodo não consumível é relativamente plana (Pinfold & Jubb, 1974a e Richardson, 1991). Conforme pode ser verificado nesta tabela, o aumento da corrente produziu um aumento proporcional na tensão de soldagem. Segundo Choo et al. (1992), a tensão total no arco GTAW pode ser numericamente calculada através da expressão: $V_{total} = V_{catodo} + V_{coluna}$, sendo a tensão da coluna devido ao comprimento do arco e a tensão na zona catódica proporcional à temperatura. Por motivos de simplificação, o termo de tensão da coluna engloba também a região de queda anódica. Nos testes realizados, o aumento da tensão de soldagem pode ser explicado pelo aumento de ambos os termos da expressão: V_{catodo} (aumento da temperatura do arco) e V_{coluna} (aumento do comprimento do arco). O aumento do comprimento do arco se deve à subida do arco pela ponta do eletrodo (Quites & Dutra, 1979). Pode-se também supor que o afundamento do cordão de solda tenha contribuído com uma certa parcela no aumento do comprimento do arco (ver Figura 5.1). A Figura 5.2 mostra graficamente a relação entre a corrente e a tensão de soldagem nos testes realizados.

Tabela 5.1- Efeito da corrente de soldagem sobre a tensão do arco.

Corrente ajustada (A)	160	180	190	200	220	240
Im (A)	157	180	187	199	217	235
Vm (V)	28,3	29,8	30,9	31,5	33,1	34,7

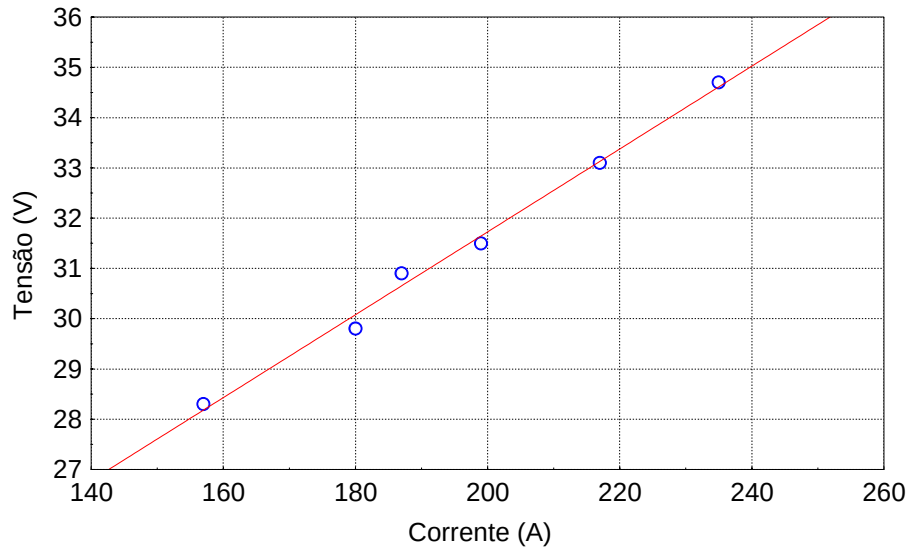


Figura 5.2- Efeito da corrente sobre a tensão de soldagem.

5.7.2 Efeito da vazão de gás de plasma

As Figuras 5.3 e 5.4 mostram o efeito da vazão do gás de plasma sobre o perfil de cordão, utilizando um ajuste de corrente no equipamento de 190 e 170 A, respectivamente. Como pode ser verificado nestas figuras, o aumento da vazão do gás de plasma tendeu a aumentar o volume de material fundido, assim como forçar um maior afundamento do cordão na junta. Segundo Yoshioka et al. (1993) e Bukarov (1976), o aumento da vazão de gás causa um aumento na pressão do arco, neste caso atuando no sentido de escavar mais facilmente o metal fundido da poça de fusão e permitir a fusão do material de base logo abaixo. Este efeito produz um aumento considerado no volume da poça de fusão (peso), contribuindo para o aumento das dimensões da raiz da solda (penetração).

Em alguns dos testes, verifica-se um ligeiro desvio do perfil da solda para os lados. Este efeito pode estar relacionado ou com desalinhamentos na junta ou por alguma inclinação da tocha de soldagem, porém, sem problemas para a soldagem. Desta forma, os resultados indicam que uma redução na vazão de gás de plasma para abaixo de 1 l/min tenderia a tornar o “keyhole” instável, podendo até causar o seu colapso. Pode-se também inferir que o aumento

da vazão para valores acima de 2 l/min tenderia causar a expulsão da poça de fusão da junta devido ao aumento excessivo da pressão do arco, das forças de arraste pela passagem do plasma através da peça e do volume de metal fundido, todos atuando contra as forças de tensão superficial.

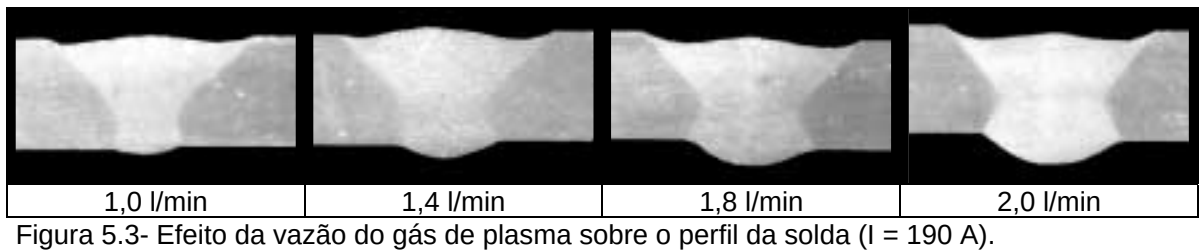


Figura 5.3- Efeito da vazão do gás de plasma sobre o perfil da solda (I = 190 A).

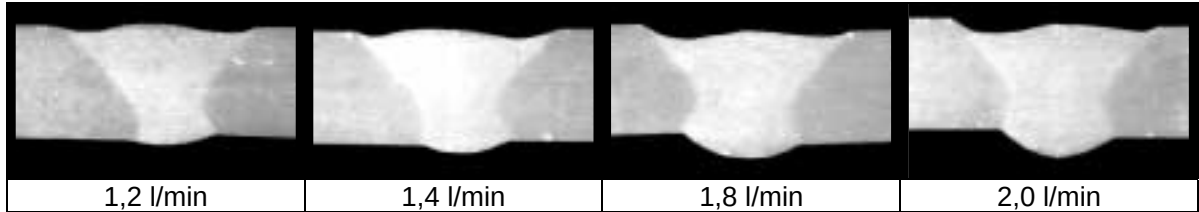


Figura 5.4- Efeito da vazão do gás de plasma sobre o perfil da solda (I = 170 A).

Com relação à tensão do arco, verifica-se um aumento proporcional à vazão do gás de plasma (segundo Choo et al. (1992), $V_{total} = V_{catodo} + V_{coluna}$). Segundo Malakhovskii et al. (1974), o aumento da vazão de gás produz um efeito denominado de “*pinch térmico*” ou “*constrição térmica*”, que é a redução no diâmetro da coluna do arco em função da maior intensidade de retirada de calor das partes externas do arco. Como consequência disto, há o aumento da concentração de energia, da temperatura e, com isso, um aumento na queda de tensão na zona catódica (aumento de V_{catodo}). O aumento da tensão pode também ter sido influenciado pelo afundamento do cordão, causando um ligeiro aumento no comprimento do arco (aumento de V_{coluna}). A Tabela 5.2 mostra os resultados obtidos para a tensão média de soldagem variando-se a vazão do gás de plasma para os dois níveis de corrente utilizados.

Tabela 5.2- Efeito da vazão do gás de plasma sobre a tensão do arco.

Corrente ajustada	Vgpl (l/min)	1,0	1,2	1,4	1,6	1,8	2,0
I = 190 A	Im (A)	187	187	187	187	187	187
	Vm (V)	30,3	30,6	30,9	31,9	32,1	32,6
I = 170 A	Im (A)	169	169	169	169	169	169
	Vm (V)	29,5	29,7	30,5	30,5	31,3	31,7

A Figura 5.5 mostra os resultados da Tabela 5.2 de forma gráfica. Estes resultados estão de acordo com os dados obtidos na literatura do processo, por exemplo, no trabalho de Malakhovskii et al. (1974).

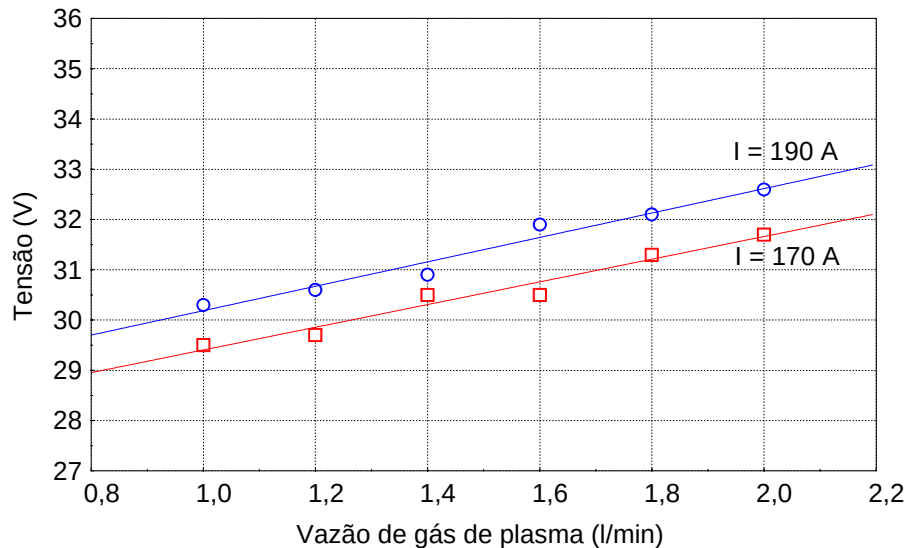


Figura 5.5- Efeito da vazão de gás de plasma sobre a tensão do arco.

5.7.3 Efeito da velocidade de soldagem

A Figura 5.6 mostra o efeito da velocidade de soldagem sobre o perfil do cordão de solda. Nesta figura, pode-se notar que o aumento da velocidade de soldagem produziu uma redução significativa na penetração e na quantidade de metal fundido na poça de fusão. Esta variável de processo não tem nenhuma relação direta sobre as características do arco (pressão e temperatura), contudo, influencia diretamente a taxa de calor transferido à peça por unidade de comprimento soldado. Desta forma, um aumento ou uma redução do aporte térmico pode ser o resultado de uma redução ou aumento da velocidade de soldagem, respectivamente.

Os resultados obtidos indicam que uma redução na velocidade de soldagem abaixo de 30 cm/min, para este tipo de aplicação, tenderia causar o corte da junta devido ao aumento excessivo do volume da poça de fusão, piorando as condições de sustentação do “keyhole”. De fato, testes realizados com uma velocidade de 25 cm/min comprovaram esta tendência de corte da junta. Para uma velocidade de soldagem de 70 cm/min, não foi possível a manutenção da condição do “keyhole” e, como consequência direta, foi gerada uma condição com falta de

penetração total na junta. Neste caso, o colapso do “*keyhole*” tem como causa a redução da energia transferida à peça em função do aumento excessivo da velocidade de soldagem em relação aos outros parâmetros, principalmente a corrente e a vazão de gás de plasma (Pinfold & Jubb, 1973b e AWS, 1991).

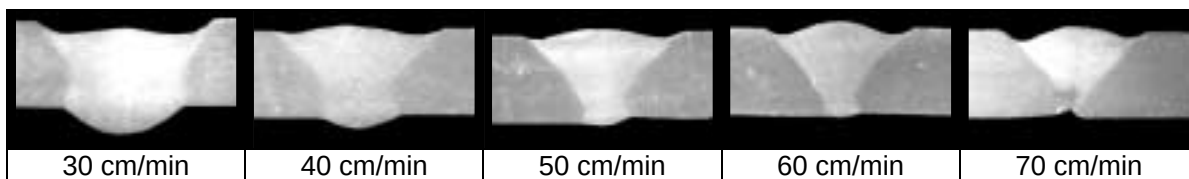


Figura 5.6- Efeito da velocidade de soldagem sobre o perfil de cordão.

A Tabela 5.3 mostra os resultados obtidos para o efeito da velocidade de soldagem sobre a tensão do arco. Como pode ser observado, a redução da velocidade de soldagem tendeu a aumentar ligeiramente a tensão do arco. Entretanto, conforme indicado anteriormente, as características elétricas do arco são independentes da variação da velocidade de soldagem, havendo, desta forma, um outro fator externo atuando. Neste caso, supõe-se que este pequeno aumento observado na tensão do arco seja devido ao aumento relativo do comprimento do arco em função da tendência de afundamento do cordão de solda (Figura 5.6). Contudo, recomenda-se um estudo mais abrangente deste fenômeno, uma vez que as condições de incidência do arco sobre a peça podem ser influenciadas pela velocidade de soldagem. Por exemplo, um aumento na velocidade de soldagem pode fazer com que uma maior parte do arco incida sobre o metal sólido, portanto mais frio, podendo influenciar de alguma forma as condições da zona anódica.

Tabela 5.3- Efeito da velocidade de soldagem sobre a tensão do arco.

Velocidade de soldagem (cm/min)	30	40	50	60	70
Im (A)	187	187	187	187	187
Vm (V)	31,1	30,9	30,5	30,5	30,6

Os resultados apresentados na Tabela 5.3 são também mostrados de forma gráfica na Figura 5.7, evidenciando a tendência observada.

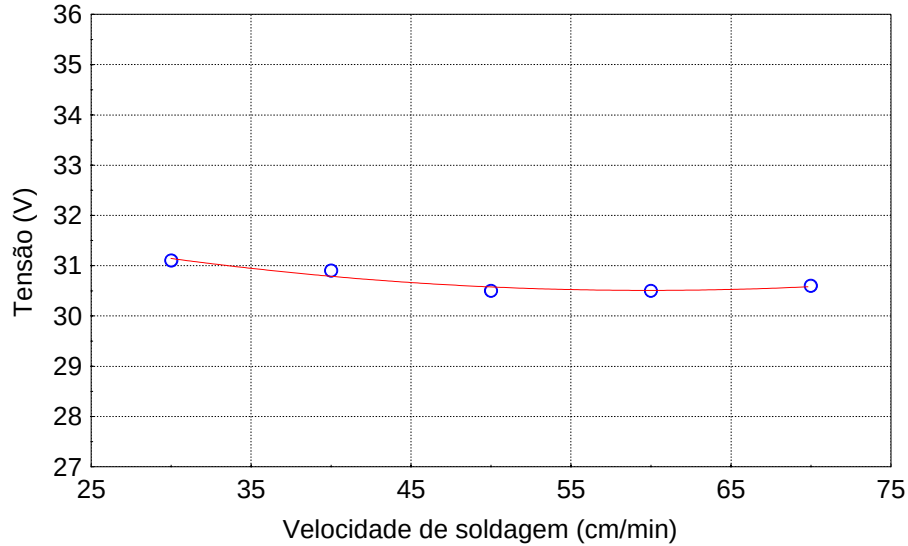


Figura 5.7- Efeito da velocidade de soldagem sobre a tensão do arco.

5.7.4 Efeito da distância tocha peça

A Figura 5.8 mostra o efeito da variação da distância tocha peça sobre o perfil de cordão. A princípio, não é possível verificar nenhuma alteração aparente no perfil de cordão. De fato, a AWS (1991) cita que o processo a plasma é bastante tolerante a variações na distância tocha peça, principalmente devido à natureza colunar do seu arco. Outro fator que contribuiu para estes resultados é que a força do arco sobre a poça de fusão também não é influenciada por variações na distância tocha peça dentro das faixas normais, conforme verificado experimentalmente por Yoshioka et al. (1993). Desta forma, confirma-se a tolerância do processo em relação à distância tocha peça, quando variada dentro dos limites normais de trabalho (de 3 até cerca de 6 mm).

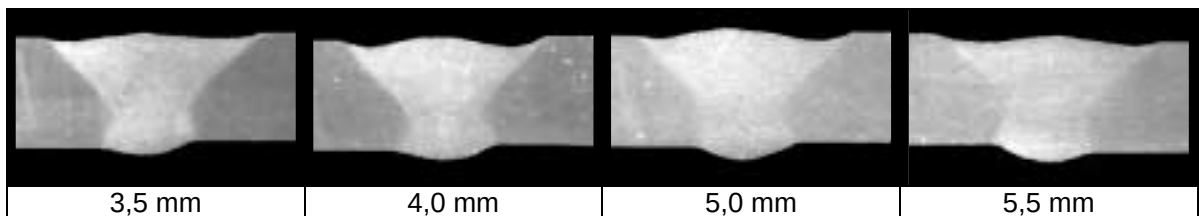


Figura 5.8- Efeito da distância tocha peça sobre o perfil de cordão.

A Tabela 5.4 mostra o efeito da distância tocha peça sobre a tensão do arco, sendo possível verificar uma relação de proporcionalidade. A tensão de soldagem é diretamente proporcional ao comprimento do arco e, portanto, à distância tocha peça. Esta mesma

tendência também foi verificada por Evans et al. (1998) e Malakhovskii et al. (1974). A Figura 5.9 mostra de forma gráfica a relação linear que existe entre a distância tocha peça e a tensão do arco.

Tabela 5.4- Efeito da distância tocha peça sobre a tensão do arco.

DTP (mm)	3,0	3,5	4,0	4,5	5,0	5,5	6,0
Im (A)	187	187	187	187	187	187	187
Vm (V)	30,1	30,4	30,6	31,3	30,9	31,3	31,7

Curiosamente, o efeito do aumento da corrente de soldagem sobre a tensão do arco (Figura 5.2) foi maior do que o efeito da variação da distância tocha peça (Figura 5.9). A literatura sobre o processo cita que a tensão do arco é proporcional ao aumento da distância tocha peça, principalmente pelo aumento resultante no comprimento do arco (AWS, 1991). Neste caso, tem-se $V_{total} = V_{catodo} + V_{coluna} = \text{Valor constante} + V_{coluna}$ (Choo et al., 1992). Para a corrente de soldagem, contudo, dois efeitos combinados podem ter causado um aumento mais acentuado na tensão do arco. Em primeiro lugar, o aumento da corrente causa um aumento na temperatura do arco, afetando o termo V_{catodo} , e um aumento relativo no comprimento do arco (devido à subida do arco pela ponta do eletrodo e pelo afundamento do cordão de solda), aumentando o termo V_{coluna} . Desta forma, verifica-se que o aumento da tensão do arco é mais significativamente influenciado pela corrente do que pelo comprimento do arco.

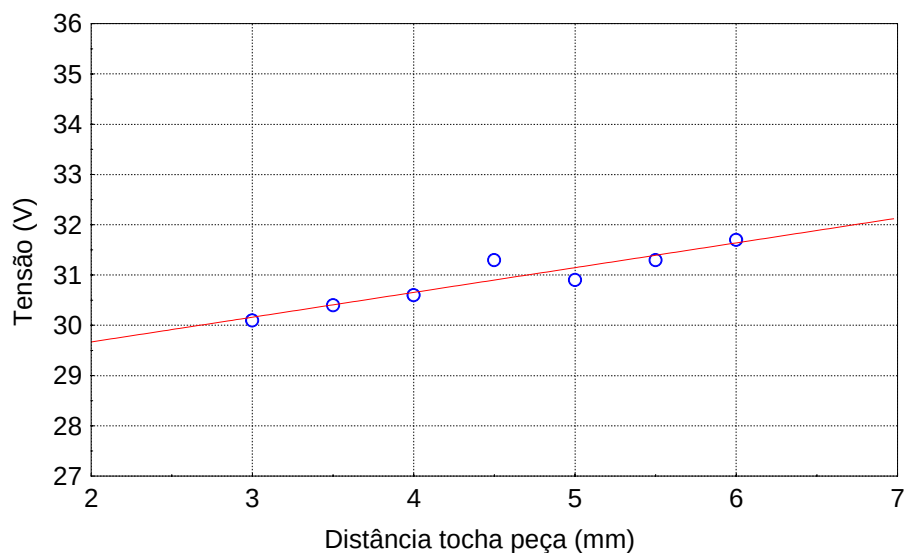


Figura 5.9- Efeito da distância tocha peça sobre a tensão do arco.

5.7.5 Efeito do diâmetro do orifício constritor (bocal de constrição)

O diâmetro do bocal de constrição, segundo a AWS (1991), tem influência direta na pressão e no efeito de constrição do arco. Em soldas com “keyhole”, recomenda-se o uso de diâmetros de bocais menores para aumentar a concentração de energia, porém, em contrapartida, menor a corrente admissível para a soldagem (Pinfold & Jubb, 1974a). Desta forma, a Figura 5.10 mostra o efeito do diâmetro do bocal de constrição sobre o perfil de cordão. Como pode ser verificado, o aumento do diâmetro do bocal produziu uma redução na capacidade de penetração do arco. Este efeito se deve, segundo Miyazaki et al. (1995), a uma redução na densidade de energia, juntamente com uma redução na pressão do arco pela menor obstrução à saída dos gases pelo orifício. Pela tendência observada na Figura 5.10, um aumento no diâmetro de bocal acima de 3,5 mm causaria o colapso do “keyhole”, gerando falta de penetração na junta.

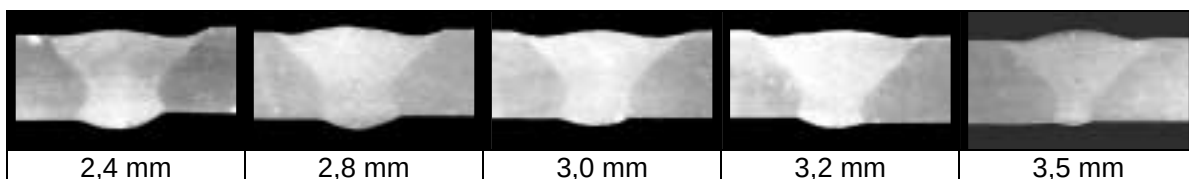


Figura 5.10- Efeito do diâmetro do bocal de constrição sobre o perfil de cordão.

A Tabela 5.5 e a Figura 5.11 mostram os resultados experimentais obtidos para a tensão do arco em função da variação do diâmetro do orifício constritor (bocal). Conforme pode ser verificado, o aumento do diâmetro do orifício constritor causou uma redução significativa na tensão do arco. Segundo Richardson (1991), a presença de uma constrição física no arco tende a provocar um aumento na tensão de soldagem em relação a arcos abertos similares (como no GTAW), mostrando haver uma relação entre as características desta constrição (diâmetro do bocal) e a tensão do arco. Esta relação é inversa e está de acordo com os resultados experimentais apresentados no trabalho de Malakhovskii et al. (1974).

O aumento da tensão do arco com a redução do diâmetro do orifício de constrição pode ser também explicado através da expressão proposta por Choo et al. (1992): $V_{total} = V_{catodo} + V_{coluna}$. Com o aumento do efeito de constrição, há um aumento da temperatura do arco, causando um aumento no termo V_{catodo} . Entretanto, como consequência direta do aumento da capacidade de penetração do arco, há também um ligeiro aumento no afundamento do cordão de solda (Figura 5.10), que pode afetar em certa escala o comprimento do arco, ou seja, o termo V_{coluna} , contribuindo também para os resultados obtidos.

Tabela 5.5- Efeito do diâmetro do bocal de constrição sobre a tensão do arco.

ϕb (mm)	2,4	2,5	2,8	3,0	3,2	3,5	3,6
I_m (A)	187	187	187	187	187	187	187
V_m (V)	34,5	33,6	30,9	29,2	29,0	28,2	27,4

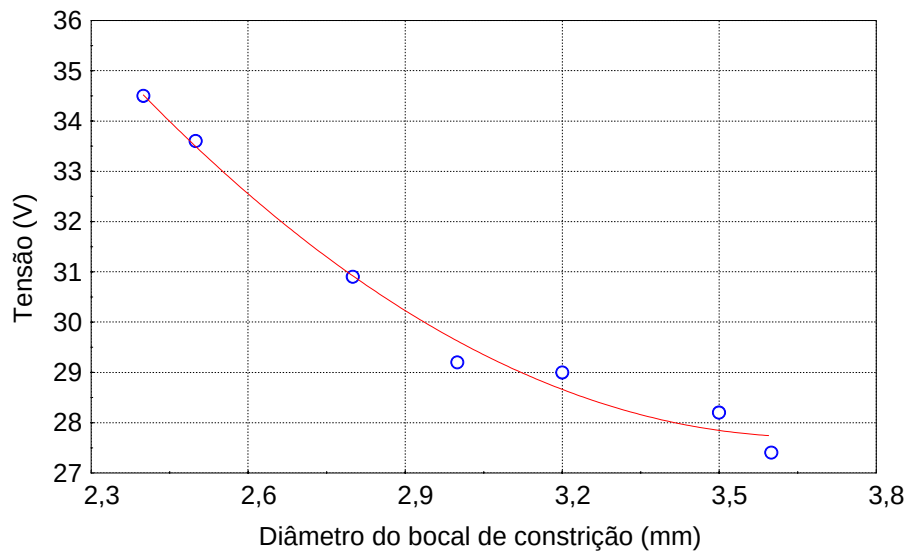


Figura 5.11- Efeito do diâmetro do bocal de constrição sobre a tensão do arco.

5.7.6 Análise da tensão de soldagem

Conforme pôde ser verificado, todas as variáveis de estudo afetaram em certa escala a tensão do arco. Mesmo a velocidade de soldagem, que em teoria não tem nenhum efeito direto sobre as características do arco, afetou a tensão de soldagem, neste caso relacionado com possíveis variações no comprimento do arco em função do afundamento do cordão de solda, ou por alterações nas condições de incidência do arco. Apesar da relação proposta por Choo et al. (1992) para o cálculo da tensão total do arco GTAW ($V_{total} = V_{catodo} + V_{coluna}$) não levar em consideração o que ocorre na zona anódica (embutido no termo V_{coluna}), a variação na tensão do arco como efeito das variáveis de estudo pôde ser explicada de forma satisfatória. Entretanto, fica evidente a necessidade de um estudo complementar que permita um amplo entendimento dos efeitos que ocorrem na coluna do arco e nas regiões de queda anódica e catódica para o processo a plasma. A princípio, devido às semelhanças entre os dois processos, PAW e GTAW, todo o equacionamento desenvolvido também se aplica ao processo a plasma.

5.8 Planejamento experimental e levantamento das expressões empíricas

As equações complementares para o efeito isolado de cada variável sobre as respostas foram escolhidas considerando a facilidade com que poderiam ser combinadas entre si e a qualidade do ajuste com os resultados obtidos, representada pelo coeficiente de correlação (R^2). Por exemplo, polinômios de segunda ou terceira ordem podem produzir bons ajustes com relação aos dados obtidos, mas suas combinações produzem uma equação maior, com mais de um termo relacionado com a mesma variável de estudo. Isto pode eventualmente dificultar a interpretação física do fenômeno, principalmente quando estes termos apresentam sinais contrários. Entretanto, independente do tipo da equação selecionada, o valor mínimo aceito para o coeficiente de correlação foi 0,90, garantindo sempre uma boa representatividade do fenômeno de estudo.

As equações componentes de cada variável podem ser combinadas entre si por soma, ou multiplicação, dependendo da natureza das curvas de ajuste (Murphy, 1950). Considerando as variáveis de estudo apresentadas, tem-se, no primeiro caso, uma resposta do tipo $F[f(I)+f(Vgpl)+f(Vs)+f(DTP)+f(\phi b)]$ e, no segundo caso, $F[f(I)*f(Vgpl)*f(Vs)*f(DTP)*f(\phi b)]$. Há ainda a possibilidade de alternar os dois tipos de combinação. Pela teoria apresentada em Murphy (1950), a combinação das equações componentes por soma ou por produto deve ser validada através da comparação entre duas equações componentes, obtidas com a variação da mesma variável de estudo, mas com um dos outros termos adimensionais mantido constante em valores diferentes. Para tanto, o efeito da vazão do gás de plasma ($Vgpl/Vgpr$) foi obtido para dois níveis de corrente, 190 e 170 A. Neste caso, a combinação será válida se satisfizer uma igualdade do tipo $F(Vgpl)_{I=190} = F(Vgpl)_{I=170}$, mostrando haver similaridade entre os efeitos, independentemente do nível de corrente utilizado.

No caso específico de soldas autógenas, isto é, sem a utilização de metal de adição, o perfil característico da superfície do cordão é em “W”, conforme pode ser verificado na Figura 5.12. A geração deste perfil se deve provavelmente às interações entre o arco e a poça de fusão, sendo ele caracterizado por um reforço na parte central e outras duas regiões com depressão nas bordas laterais da solda. Aqui, a medida simples do reforço da face (RF) não tem muito sentido, uma vez que não representa as verdadeiras condições da superfície do cordão. Desta forma, foi proposta a medição da área do reforço (Ar) e da área total de depressão (Ad) como forma de analisar a superfície superior da solda. Entretanto, para efeito prático, somente a área de depressão será considerada por ser mais relacionada com a qualidade do cordão, podendo causar problemas de concentração de tensões quando as soldas são sujeitas a carregamentos. Nestes casos, sempre será esperada a existência de

(Ad), uma vez que nesta etapa não será utilizado metal de adição para produzir cordões com reforço.

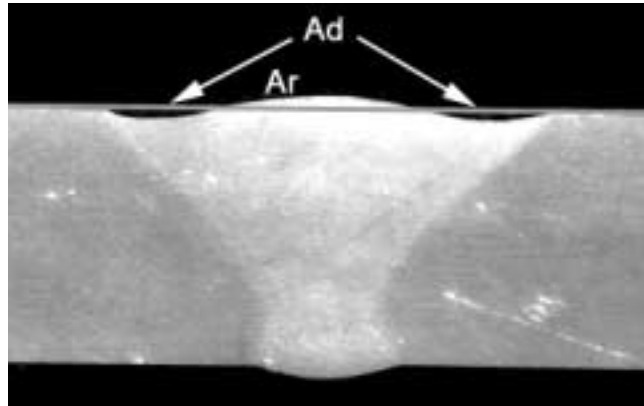


Figura 5.12- Perfil característico de cordão, com ênfase em (Ar) e (Ad).

5.8.1 Resultados experimentais

As Tabelas 5.6 a 5.10 mostram os resultados experimentais obtidos para a geometria de cordão considerando a variação da corrente, vazão de gás de plasma, velocidade de soldagem, distância tocha peça e diâmetro do orifício constritor, respectivamente (séries 1 a 5). A Tabela 5.11 mostra os resultados obtidos nos testes feitos variando-se a vazão de gás de plasma para uma corrente de 170 A (série 6), os quais serão utilizados para a validação da combinação entre as equações componentes. Todos os resultados apresentados nestas tabelas foram obtidos pela média de duas medidas feitas na parte central de cada uma das soldas.

Tabela 5.6- Efeito da corrente sobre a geometria de cordão (série 1) (teste 3 = condição inicial).

Teste Nº	I (A)	Vgpl (l/min)	Vs (cm/min)	DTP (mm)	ϕ_b (mm)	RR (mm)	LR (mm)	LF (mm)	AF (mm ²)	Ar (mm ²)	Ad (mm ²)
1	160	1,4	40	5,0	2,8	0,23	2,28	6,63	13,12	0,335	0,434
2	180					0,34	2,95	6,99	15,03	0,312	0,391
3	190					0,46	3,22	7,07	16,22	0,241	0,575
4	200					0,56	3,56	7,38	17,34	0,077	0,890
5	220					0,78	4,34	7,63	19,14	0	1,687
6	240					1,15	5,00	7,88	21,51	0	2,877

Tabela 5.7- Efeito da vazão de gás de plasma sobre geometria de cordão (série 2).

Teste Nº	I (A)	Vgpl (l/min)	Vs (cm/min)	DTP (mm)	ϕ_b (mm)	RR (mm)	LR (mm)	LF (mm)	AF (mm ²)	Ar (mm ²)	Ad (mm ²)
7	190	1,0	40	5,0	2,8	0,24	2,18	6,83	13,40	0,114	0,592
8		1,2				0,38	3,20	7,16	15,52	0,172	0,675
3		1,4				0,46	3,22	7,07	16,22	0,241	0,575
9		1,6				0,59	3,97	7,30	16,99	0	1,584
10		1,8				0,73	4,22	7,19	17,80	0	1,946
11		2,0				0,93	4,34	7,18	18,32	0	2,339

Tabela 5.8- Efeito da velocidade de soldagem sobre geometria de cordão (série 3).

Teste Nº	I (A)	Vgpl (l/min)	Vs (cm/min)	DTP (mm)	ϕ_b (mm)	RR (mm)	LR (mm)	LF (mm)	AF (mm ²)	Ar (mm ²)	Ad (mm ²)
12	190	1,4	30	5,0	2,8	1,15	4,92	7,63	21,03	0	2,780
3			40			0,46	3,22	7,07	16,22	0,241	0,575
13			50			0,23	2,17	6,79	13,05	0,368	0,511
14			60			0,13	1,64	6,42	11,99	0,427	0,514
15			70			0	0	6,09	9,24	0,497	0,636

Tabela 5.9- Efeito da distância tocha peça sobre geometria de cordão (série 4).

Teste Nº	I (A)	Vgpl (l/min)	Vs (cm/min)	DTP (mm)	ϕ_b (mm)	RR (mm)	LR (mm)	LF (mm)	AF (mm ²)	Ar (mm ²)	Ad (mm ²)
16	190	1,4	40	3,0	2,8	0,38	3,53	6,45	16,00	0,315	0,590
17				3,5		0,38	3,36	6,69	15,76	0,290	0,712
18				4,0		0,40	3,41	6,93	15,79	0,040	0,874
19				4,5		0,47	3,54	7,02	16,60	0,128	0,744
3				5,0		0,46	3,22	7,07	16,22	0,241	0,575
20				5,5		0,45	3,40	7,10	16,14	0,090	0,931
21				6,0		0,47	3,44	7,19	15,94	0,030	1,096

Tabela 5.10- Efeito do diâmetro do orifício constritor sobre geometria de cordão (série 5).

Teste Nº	I (A)	Vgpl (l/min)	Vs (cm/min)	DTP (mm)	ϕ_b (mm)	RR (mm)	LR (mm)	LF (mm)	AF (mm ²)	Ar (mm ²)	Ad (mm ²)
22	190	1,4	40	5,0	2,4	0,55	3,71	6,92	16,71	0,069	0,895
23					2,5	0,49	3,71	7,00	16,31	0,046	0,858
3					2,8	0,46	3,22	7,07	16,22	0,241	0,575
24					3,0	0,35	3,21	7,14	15,97	0,250	0,726
25					3,2	0,30	2,74	7,14	15,88	0,344	0,513
26					3,5	0,11	1,58	7,20	14,71	0,627	0,474

Tabela 5.11- Efeito da vazão de gás de plasma sobre geometria de cordão (I=170 A) (série 6).

Teste Nº	I (A)	Vgpl (l/min)	Vs (cm/min)	DTP (mm)	ϕ_b (mm)	RR (mm)	LR (mm)	LF (mm)	AF (mm ²)	Ar (mm ²)	Ad (mm ²)
27	170	1,0	40	5,0	2,8	0,14	1,82	6,44	12,87	0,173	0,459
28		1,2				0,25	2,63	6,56	13,97	0,071	0,622
29		1,4				0,38	3,15	6,82	15,20	0,085	0,863
30		1,6				0,45	3,39	6,75	15,63	0,023	1,103
31		1,8				0,62	3,63	6,75	16,55	0	1,507
32		2,0				0,73	3,91	6,90	17,30	0	1,617

5.8.2 Resposta 1: Reforço da raiz da solda

Devido à passagem do fluxo de plasma através da peça na soldagem com “keyhole”, uma certa quantidade de material fundido é forçada para a parte posterior da junta, formando nesta região a raiz da solda. As dimensões da raiz da solda são influenciadas principalmente pelas forças de arraste impostas pela passagem do plasma através do “keyhole” e pelos efeitos gravitacionais atuando sobre a poça de fusão. O reforço da raiz é a altura que a raiz da solda sobressai da junta (ver Figura 4.1) e pode ser utilizada como referência para analisar as condições de estabilidade do “keyhole”. Cada aplicação tem uma faixa de variação no reforço da raiz, limitada por um lado pelo fechamento do “keyhole” (falta de penetração total) e, do outro, pela expulsão da poça de fusão da junta (corte da junta). Nesta etapa, a Teoria da Similitude será utilizada para a obtenção de uma expressão matemática para o reforço da raiz da solda neste tipo de aplicação (aço inoxidável 304L com 3,8 mm de espessura).

a) Efeito da corrente sobre o reforço da raiz

A Figura 5.13 mostra o efeito da corrente de soldagem sobre o reforço da raiz da solda e a curva de tendência para o efeito observado. Esta análise foi feita considerando os termos adimensionais da corrente (I/I_{ref}) e do reforço da raiz (RR/ϕ_e), obtidos a partir dos dados da Tabela 5.6 (sendo $I_{ref} = 300$ A e $\phi_e = 5$ mm). Para uma melhor interpretação dos resultados, também foram apresentados os valores de corrente de soldagem em ampères (eixo X superior) e os valores do reforço da raiz em milímetros (eixo Y direito). O aumento da corrente de soldagem produziu um aumento exponencial no reforço da raiz da solda.

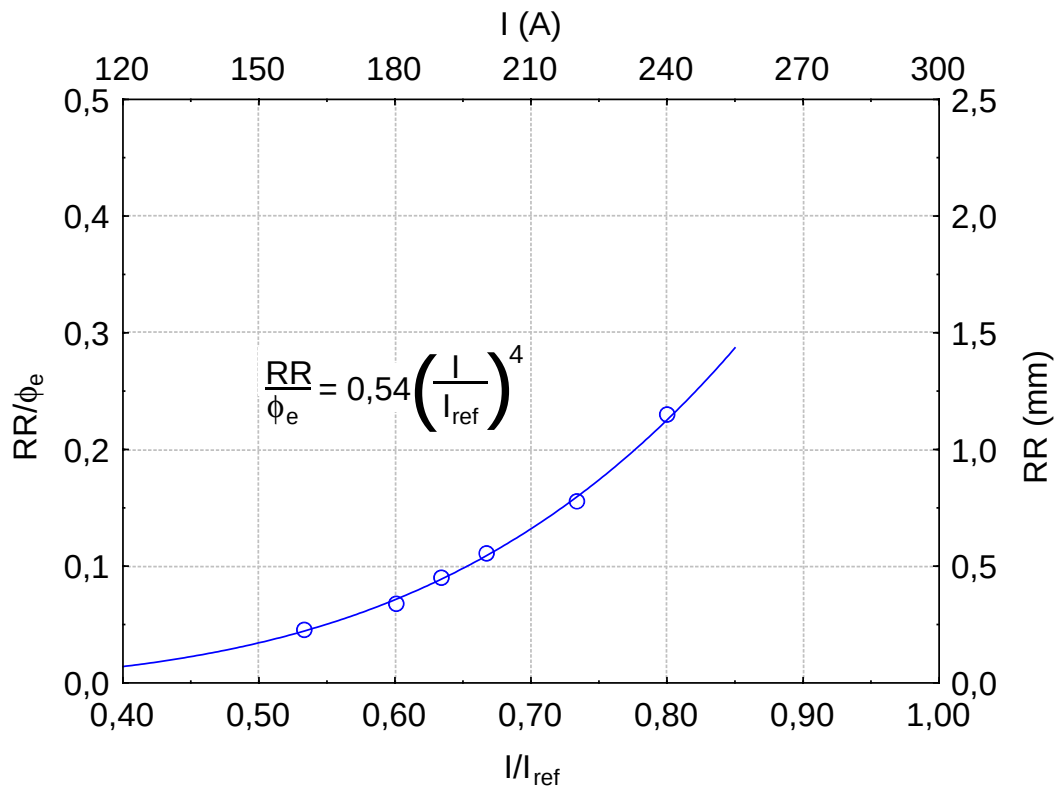


Figura 5.13- Efeito da corrente sobre o reforço da raiz da solda.

Nesta etapa, foi verificado o seguinte problema: a condição inicial proposta, usando um bocal com orifício constritor de 2,8 mm, limita a corrente admissível a no máximo 250 A. Entretanto, a capacidade de corrente da tocha, segundo o fabricante, é de 300 A para um orifício constritor de 3,2 mm. Esta limitação na corrente imposta pelo diâmetro do orifício de constricção utilizado também limita a máxima espessura de chapa que pode ser utilizada para

aplicações com “*keyhole*”, o que pode comprometer o estudo dessa variável em um capítulo subsequente.

Para ampliar a faixa de validade da curva de tendência, até então limitada a 240 A devido ao corte da junta em chapas de 3,8 mm, foram feitos alguns testes adicionais utilizando chapas de 4,3 mm de espessura e um bocal constritor de 3,2 mm, onde a corrente foi variada acima da faixa de trabalho especificada no planejamento experimental (250, 270 e 280 A). As demais variáveis foram as mesmas da condição inicial apresentada no item 5.5. Este procedimento foi proposto para ampliar a faixa de estudo de 240 A para 280 A, visando posteriormente ter condições para obter o “*keyhole*” em chapas de até 6,7 mm de espessura. A faixa de trabalho especificada no planejamento experimental, até 240 A, foi baseada na soldagem de chapas com 3,8 mm de espessura e usando um bocal de 2,8 mm, o que representaria uma restrição à soldagem de chapas mais espessas. Os resultados obtidos nestes testes adicionais são apresentados na Tabela 5.12.

Tabela 5.12- Resultados dos testes adicionais feitos em chapas de 4,3 mm de espessura para o aumento da faixa operacional de corrente (até 280 A).

Teste	I (A)	ϕb (mm)	RR (mm)	LR (mm)	LF (mm)	AF (mm ²)	Ad (mm ²)
1	250	3,2	0,65	3,33	8,56	23,36	0,44
2	270	3,2	1,21	4,70	8,75	25,80	1,68
3	280	3,2	1,30	4,90	8,97	26,39	2,85

Desta forma, a Figura 5.14 mostra os resultados dos testes do planejamento experimental, dos testes adicionais em chapas de 4,3 mm e os valores extrapolados em direção à curva de tendência. Os valores obtidos nos testes adicionais foram extrapolados em direção à curva de tendência para permitir verificar o direcionamento da curva para correntes acima da faixa de trabalho no planejamento experimental. Conforme pode ser verificado, os resultados dos testes adicionais seguiram aproximadamente a mesma tendência dos resultados obtidos nos testes do planejamento experimental, porém com valores relativamente menores. Esta diferença na amplitude para valores menores se deve ao aumento da espessura da chapa e do diâmetro do orifício de constrição. Os valores obtidos nos testes adicionais foram então incrementados de uma constante $\Delta(RR/\phi e) = 0,13$, de modo a se obter uma concordância suave com os dados anteriormente apresentados na Figura 5.13. Neste caso, pode-se observar que os valores extrapolados se ajustaram adequadamente à linha de tendência obtida anteriormente (Figura 5.13), sugerindo poder utilizá-la em uma faixa mais ampla de trabalho, até 280 A.

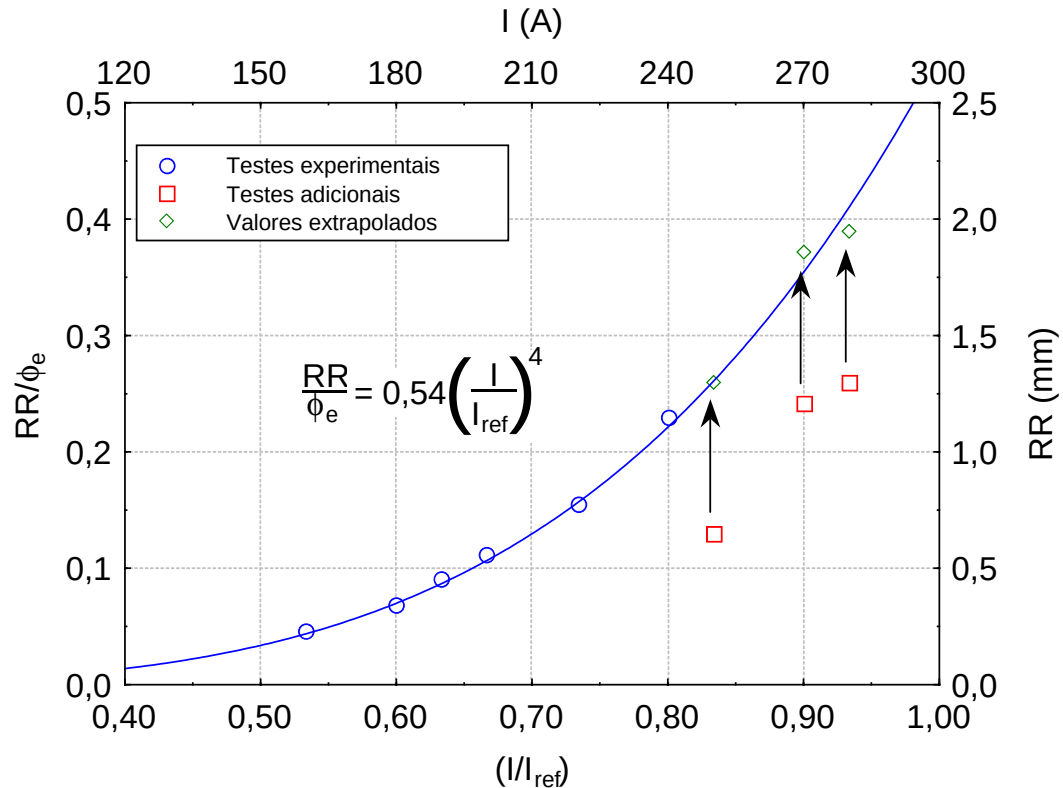


Figura 5.14- Efeito da corrente sobre o reforço da raiz da solda (ampliado).

O aumento do reforço da raiz com a corrente se deve, segundo Richardson (1991) e Martikainen & Moisio (1993), ao aumento da pressão e da temperatura do arco, afetando diretamente a sua capacidade de penetração. Simultaneamente, há uma contribuição significativa também dos efeitos gravitacionais produzidos pelo aumento do volume da poça de fusão. Os resultados obtidos concordam com os do trabalho de Jesus (1997) e também com a análise feita no Capítulo IV (Superfície de Resposta). A equação da curva de tendência mostrada na Figura 5.14 apresentou um coeficiente de correlação de aproximadamente 0,99 e pode ser considerada como válida dentro da faixa de corrente analisada, entre 160 e 280 A.

Evidentemente, segundo as suposições feitas no capítulo anterior para este tipo de aplicação, condições com “keyhole” são mantidas para reforços na raiz até 1,5 mm, a partir do qual há uma forte tendência do corte da junta. Desta forma, verifica-se na Figura 5.14 que os pontos extrapolados se encontram próximos ou dentro da faixa de ocorrência do corte da junta, motivo pelo qual foi utilizada uma espessura de chapa maior. No outro extremo, uma redução na corrente para valores abaixo de 160 A poderia provocar o fechamento do “keyhole” devido principalmente à deficiência energética para a manutenção da penetração total na junta.

b) Efeito da vazão do gás de plasma sobre o reforço da raiz

A Figura 5.15 mostra os resultados obtidos para o efeito da vazão do gás de plasma (termo V_{gpl}/V_{gpr}) sobre o reforço da raiz da solda (termo RR/ϕ_e) considerando os dados da Tabela 5.7. A equação da curva de tendência apresentada nesta figura apresentou um coeficiente de correlação de 0,99, mostrando um bom ajuste com os resultados obtidos. Como pode ser verificado, o aumento da vazão de gás provocou um aumento proporcional no reforço da raiz, provavelmente devido ao aumento da pressão do arco e das forças de arraste pela passagem do jato de plasma através da cavidade do “keyhole”. De fato, dados da literatura, por exemplo, nos trabalhos de Stepanov & Nechaev, (1974) e Yoshioka et al. (1993), indicam que a vazão de gás de plasma é diretamente proporcional à pressão do arco sobre a poça de fusão, afetando a sua capacidade de penetração. Somando-se a este efeito, há também o aumento do volume da poça de fusão (ver Figuras 5.3 e 5.4) e, assim, uma contribuição dos efeitos gravitacionais na formação da raiz da solda.

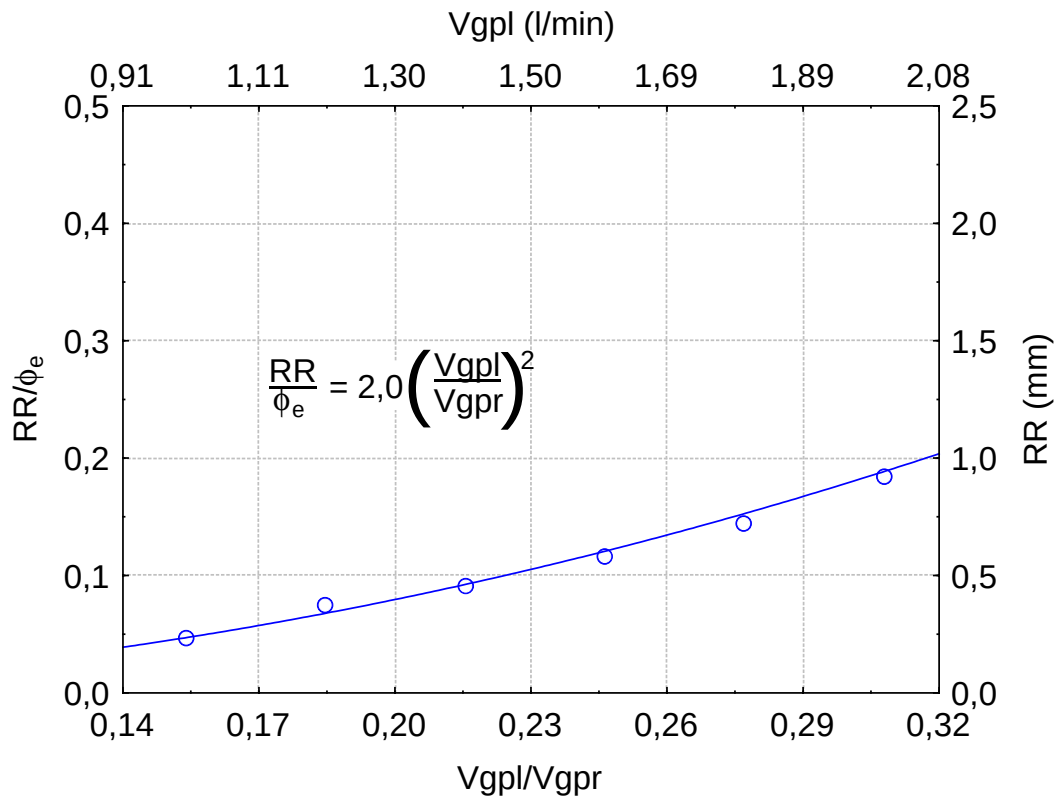


Figura 5.15- Efeito da vazão de gás de plasma sobre o reforço da raiz da solda.

Por outro lado, Jesus (1997) verificou em seu trabalho que o reforço da raiz da solda não foi influenciado de forma estatisticamente significativa pela vazão de gás de plasma, sugerindo que este efeito pode ser influenciado também pelo tipo de aplicação (material e espessura). No caso do trabalho de Jesus (1997), foi utilizado como material de base uma chapa de aço carbono com 4,8 mm de espessura. Este material, embora citado como possível de ser soldado com “keyhole”, na prática encontra muita restrição devido à dificuldade de se obter uma condição estável (Martikainen, 1995).

c) Efeito da velocidade de soldagem sobre o reforço da raiz

A Figura 5.15 mostra o efeito da velocidade de soldagem ($V_s \cdot \phi_e^2 / V_{gpr}$) sobre o reforço da raiz da solda considerando os dados da Tabela 5.8. A equação da curva de tendência mostrada nesta figura apresentou um coeficiente de correlação de cerca de 0,99, mostrando um bom ajuste com os dados experimentais.

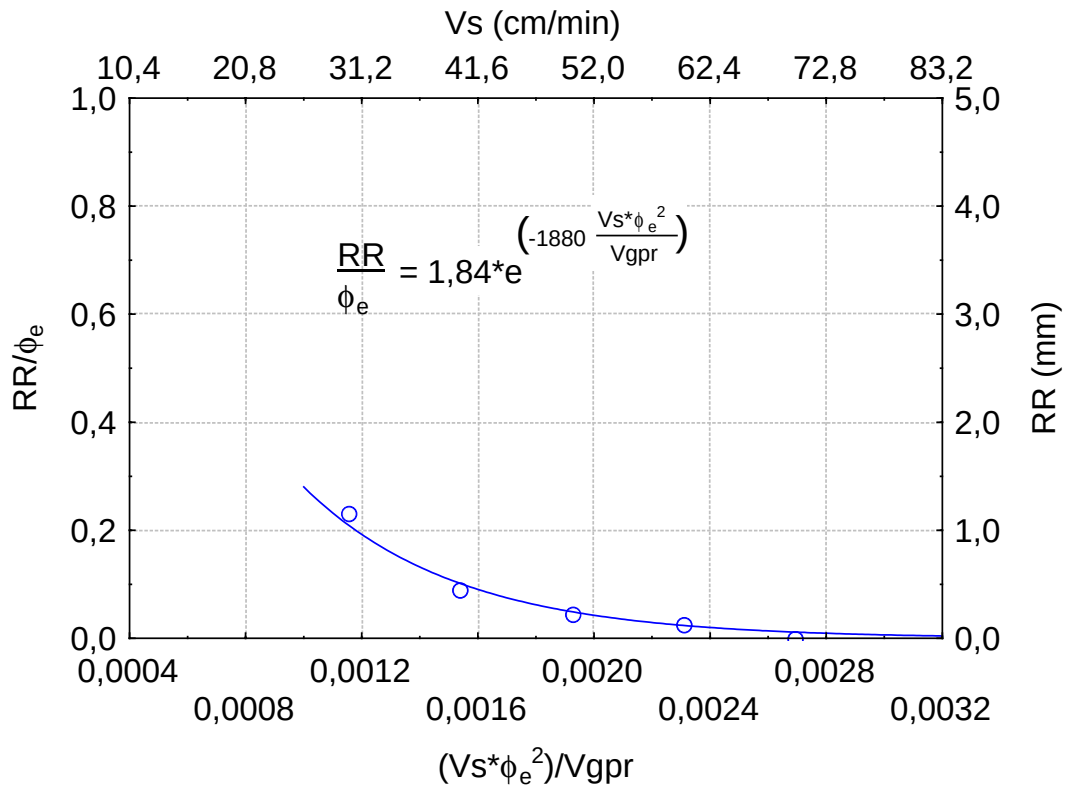


Figura 5.16- Efeito da velocidade de soldagem sobre o reforço da raiz da solda.

Entretanto, para a análise do efeito da espessura de chapa sobre a soldagem, que será o assunto tratado em um capítulo subsequente, deve-se ampliar a faixa de trabalho para velocidades abaixo de 30 cm/min. Contudo, esta análise não é possível de ser feita em chapas de 3,8 mm de espessura devido ao corte da junta.

Neste caso, assim como foi feito na análise do efeito da corrente, foram realizados alguns testes adicionais, conforme indicado na Tabela 5.13, usando uma chapa com 6,1 mm de espessura e velocidades de 15, 20 e 25 cm/min a fim de ampliar a faixa de trabalho. Nestes testes, as demais variáveis não apresentadas foram as mesmas da condição inicial do item 5.5. Um fato interessante a se observar é que no teste 1, a dimensão do reforço da raiz foi de 2,17 mm, superando em muito o limite de 1,5 mm previamente estipulado para a ocorrência do corte da junta em chapas de 3,8 mm. Aparentemente, o aumento da espessura causou uma melhora nas condições de sustentação da poça de fusão neste caso, provavelmente pelo aumento das forças de tensão superficial, que passaram a atuar ao longo de uma espessura maior e compensando, assim, o efeito do aumento do volume da poça de fusão.

Tabela 5.13- Resultados dos testes adicionais feitos em chapas de 6,1 mm de espessura para o aumento da região operacional da velocidade de soldagem de 15 a 70 cm/min.

Teste	I (A)	Vs (cm/min)	RR (mm)	LR (mm)	LF (mm)	AF (mm ²)	Ad (mm ²)
1	220	15	2,17	5,21	10,85	50,28	3,40
2	220	20	1,41	2,95	10,15	36,25	0,88
3	220	25	0,21	0,75	8,56	26,26	0

Este procedimento foi proposto para permitir a soldagem de chapas mais espessas. Os resultados obtidos nestes testes também apresentaram uma coerência com relação aos dados obtidos no planejamento experimental sugerindo novamente a possibilidade de se extrapolar os valores em direção à curva de tendência através de um incremento de $\Delta(RR/\phi_e) = 0,27$. Este procedimento foi feito para direcionar a curva de tendência obtida na Figura 5.16 para velocidades abaixo de 30 cm/min. Evidentemente, este procedimento só foi sugerido devido à semelhança entre os comportamentos observados e também devido à impossibilidade de aplicar velocidades abaixo de 30 cm/min nos testes com a condição inicial (chapas com 3,8 mm de espessura) sem a ocorrência do corte da junta. Desta forma, a Figura 5.17 mostra os resultados obtidos ao se extrapolar os resultados dos testes adicionais em direção à curva de tendência. Conforme pode ser verificado, houve um pequeno desvio na curva de tendência em relação à curva obtida inicialmente (Figura 5.16) devido à inclusão destes pontos, o que permitiu direcionar a curva de tendência para velocidades abaixo de 30 cm/min até 15 cm/min.

Deve-se destacar que a extrapolação realizada foi feita manualmente, até se obter uma transição suave com os resultados do planejamento experimental.

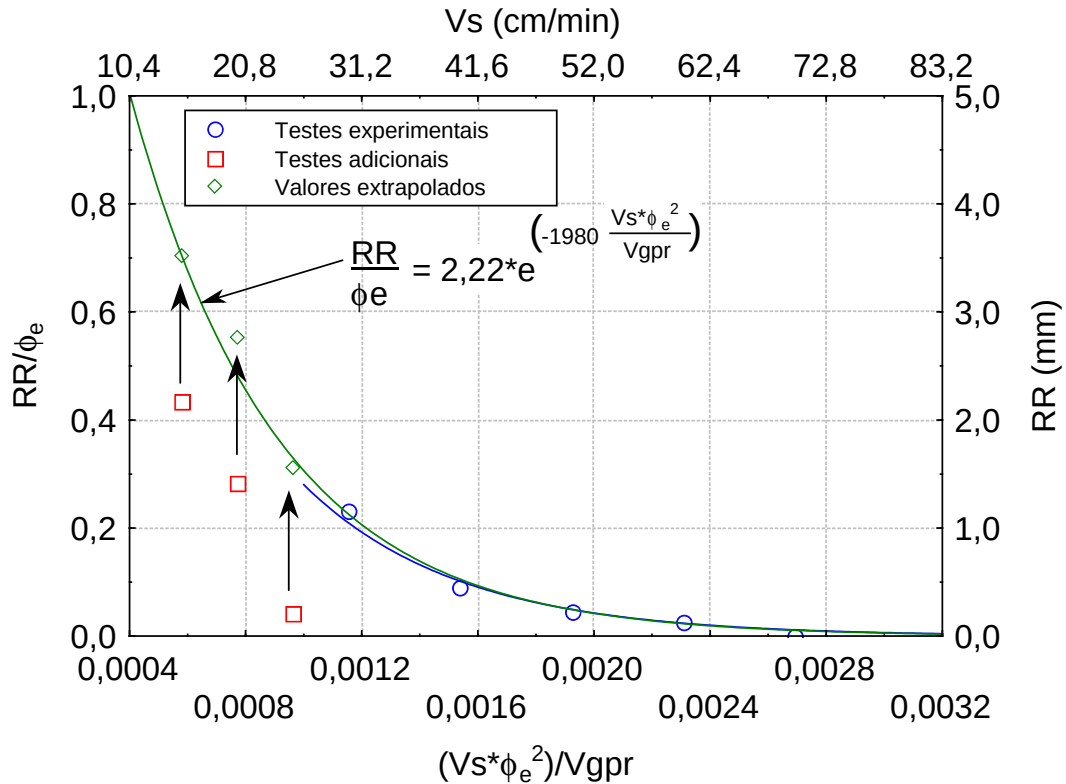


Figura 5.17- Efeito da velocidade de soldagem sobre o reforço da raiz da solda (ampliado).

Como pode ser verificado, o aumento da velocidade de soldagem causou uma redução significativa no reforço da raiz da solda. Este efeito foi provocado pela redução da taxa de calor transferido à peça por unidade de comprimento, reduzindo o tempo de ação do arco na formação da raiz da solda. Além disto, há o efeito da redução das forças da gravidade pela redução do volume da poça de fusão. Evidentemente, este efeito já era esperado e vem sendo utilizado na prática para corrigir problemas de penetração na soldagem com “keyhole” (Martikainen & Moisio, 1993). Para as condições de planejamento experimental, velocidades abaixo de 30 cm/min tendem a causar o corte da junta e, no outro extremo, para uma velocidade de 70 cm/min, já foi possível verificar o completo fechamento do “keyhole”, conforme pode ser visto na Figura 5.6.

Em função dos resultados obtidos e extrapolados, a equação da curva de tendência apresentada na Figura 5.17 fica sendo válida em toda a faixa de velocidade analisada, entre 15 e 70 cm/min. Entretanto, devido à dificuldade de se obter um bom ajuste da curva de tendência com relação aos dados experimentais, o resultado obtido para uma velocidade de 70 cm/min

não foi utilizado na análise. Neste ponto, o reforço da raiz foi zero, pois não houve condições para a manutenção do “keyhole”. Utilizando a equação da curva de tendência, o resultado por ela fornecido para a velocidade de 70 cm/min (lembrando que $V_{gpr} = 6,5$ l/min e $\phi_e = 5$ mm) foi de 0,05 mm. Considerando este valor de reforço na raiz, a simplificação feita não afetou os resultados, pois não se encontrou nenhum resultado com um reforço na raiz menor que 0,1 mm, sugerindo que, neste caso, a condição do “keyhole” não acontece ou é extremamente instável.

d) Efeito da distância tocha peça sobre o reforço da raiz

A Figura 5.18 mostra os resultados obtidos para o efeito da distância tocha peça (termo DTP/ϕ_e) sobre o reforço da raiz da solda (termo RR/ϕ_e) considerando os dados da Tabela 5.9. A equação da curva de tendência mostrada apresentou um coeficiente de correlação (R^2) igual a 0,93 e é válida dentro da faixa de trabalho analisada, entre 3 e 6 mm para a distância tocha peça. Para obter este ajuste da curva de tendência com os resultados experimentais, o ponto referente à distância de 4,5 mm (ponto mais acima da curva) não foi utilizado nesta análise.

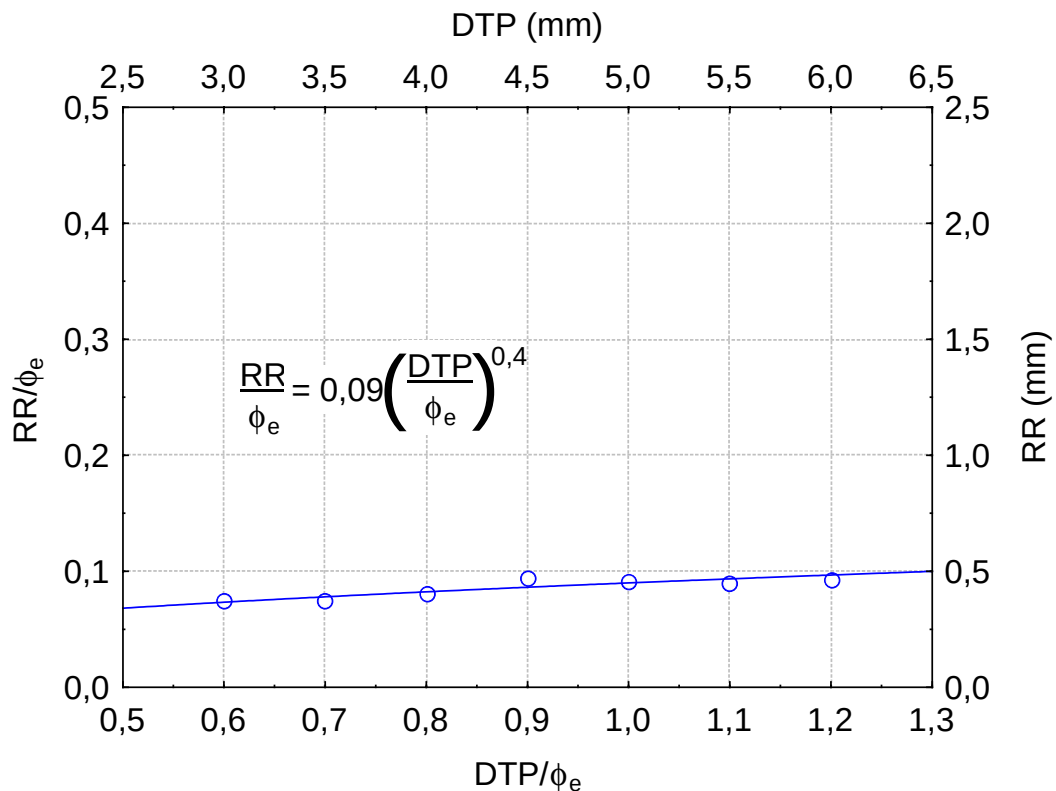


Figura 5.18- Efeito da distância tocha peça sobre o reforço da raiz da solda.

O fato do reforço da raiz ter variado pouco demonstra que o processo a plasma é bastante tolerante a variações na distância tocha peça dentro dos limites normais de trabalho (até cerca de 6 mm), assim como indicado na literatura. Segundo a AWS (1991), este efeito ocorre em virtude do perfil colunar do arco plasma, mantendo nestes casos a densidade de energia praticamente constante. Além disso, foi verificado no trabalho de Yoshioka et al. (1993) que as variações na distância tocha peça não alteram significativamente a pressão do arco sobre a poça de fusão, também contribuindo para a manutenção dos resultados.

Outros autores, por exemplo, Stepanov & Nechaev (1974), citam que a pressão do arco tende a ser ligeiramente reduzida a medida que se aumenta a distância tocha peça. Este efeito, que é o contrário do citado por Yoshioka et al. (1993), sugere uma redução no reforço da raiz e, desta forma, os resultados apresentados na Tabela 5.9 seriam contraditórios. Uma hipótese para explicar esta divergência seria que o aumento do comprimento do arco permitiria uma maior troca de calor com o gás de proteção, produzindo um efeito adicional de constrição (aumento da concentração de energia), contribuindo para a tendência observada de aumento no reforço da raiz.

e) Efeito do diâmetro do orifício constritor sobre o reforço da raiz

A Figura 5.19 mostra o efeito do diâmetro do orifício constritor (ϕ_b/ϕ_e) sobre o reforço da raiz da solda considerando os dados da Tabela 5.10. A equação da curva de tendência apresentou um $R^2 = 0,95$, mostrando um bom ajuste com os dados experimentais. A redução do reforço da raiz com o aumento do diâmetro do orifício constritor se deve principalmente à redução da pressão e do efeito de constrição do arco (concentração de energia). Estes efeitos foram verificados experimentalmente nos trabalhos de Stepanov & Nechaev (1974), Bukarov (1976) e Miyazaki et al. (1995) e tendem a diminuir a capacidade de penetração do arco.

Como pode ser verificado na Figura 5.19 e na Tabela 5.10, o reforço na raiz obtido para um diâmetro de constrição de 3,5 mm foi de 0,11 mm, o que indica uma condição extrema, próxima ao colapso do “*keyhole*” neste tipo de aplicação. Desta forma, este valor de diâmetro de bocal pode ser considerado como valor limite para soldas com “*keyhole*”, nas condições analisadas.

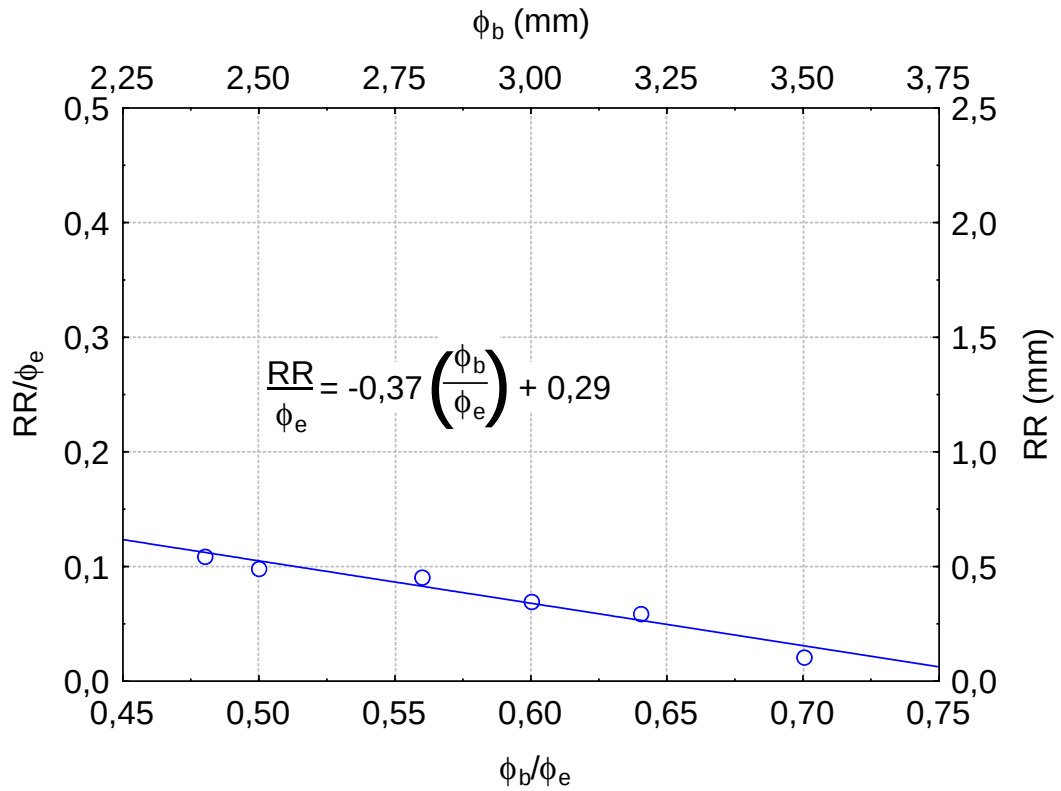


Figura 5.19- Efeito do diâmetro de bocal sobre o reforço da raiz da solda.

f) Efeito da vazão de gás de plasma para $I = 170$ A (validação da combinação das equações componentes)

A Figura 5.20 mostra graficamente os resultados apresentados na Tabela 5.11 para o efeito da vazão de gás de plasma sobre o reforço da raiz para uma corrente de 170 A. A equação da curva de tendência para este efeito apresentou um coeficiente de correlação de aproximadamente 0,99, sendo válida para a faixa de vazão de gás entre 1,0 e 2,0 l/min.

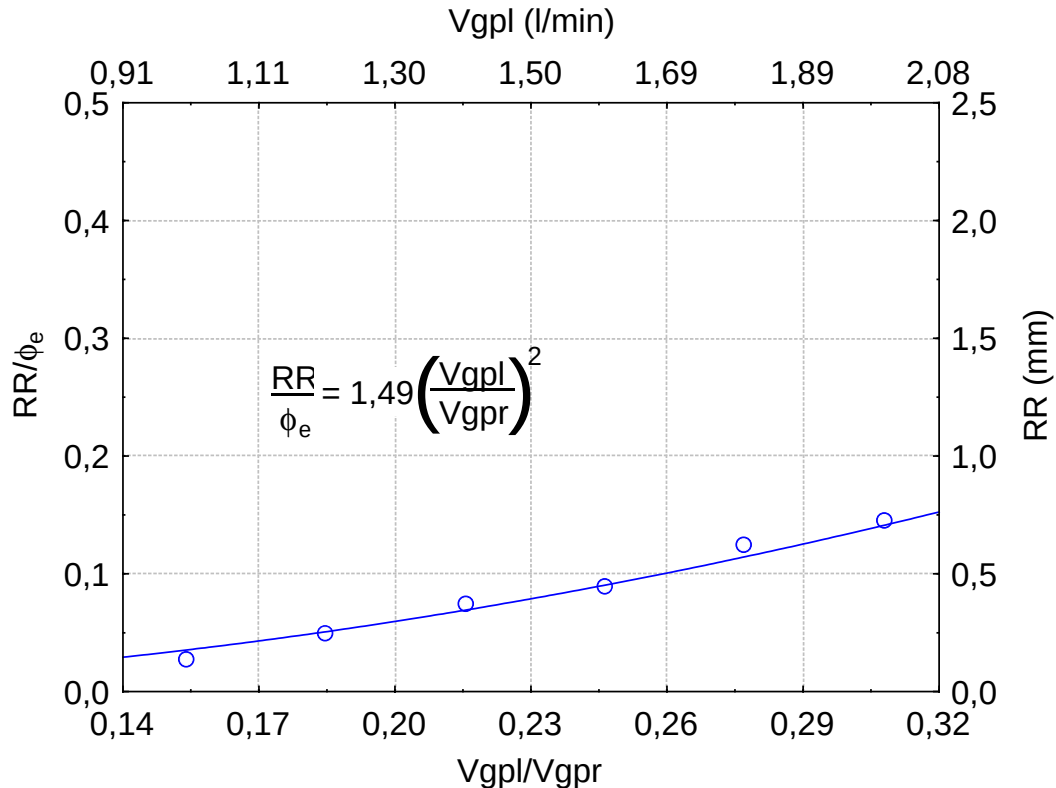


Figura 5.20- Efeito da vazão de gás de plasma sobre o reforço da raiz da solda para $I = 170$ A.

g) Levantamento da equação final e teste de validação

A metodologia utilizada para a combinação das equações componentes das variáveis de estudo foi proposta por Murphy (1950). Segundo este autor, a forma de combinação, por multiplicação, ou soma, depende da natureza das equações componentes, sendo recomendado que funções de potência sejam combinadas por multiplicação e polinômios sejam combinados por soma. No caso da combinação de equações de naturezas diferentes, por exemplo, uma potência com uma reta, a forma de combinação, por soma ou por multiplicação, deve ser selecionada considerando os desvios obtidos no teste de validação.

No caso do reforço da raiz, as curvas de tendência para a corrente, vazão de gás de plasma, velocidade de soldagem e distância tocha peça são do tipo potência enquanto que a curva do efeito do diâmetro do orifício constritor é uma reta. Portanto, fica evidente que a combinação das equações componentes da corrente, vazão de gás de plasma, velocidade de soldagem e distância tocha peça deve ser feita por multiplicação. Com relação à equação componente do diâmetro do orifício constritor, que é uma reta, a combinação com as demais equações componentes pode ser feita por soma ou por multiplicação. A combinação por

multiplicação, neste caso, é mais fácil porque pode ser feita em uma única etapa. A combinação por soma com as demais equações componentes, por outro lado, deve ser feita em duas etapas, a primeira a combinação por multiplicação das equações de corrente, vazão de gás de plasma, velocidade de soldagem e distância tocha peça e a segunda etapa é a combinação por soma da equação resultante da primeira etapa com a equação do diâmetro do orifício constritor. Neste caso, foi proposta a combinação por multiplicação de todas as equações componentes obtidas para o reforço da raiz, conforme mostrado na Equação 5.3.

$$\frac{RR}{\phi e} = \frac{\left[0,54 \left(\frac{I}{I_{ref}} \right)^4 \right] \times \left[2,0 \left(\frac{Vgpl}{Vgpr} \right)^2 \right] \times \left[2,22 * e^{\left(\frac{-1980 V_s * \phi_e^2}{Vgpr} \right)} \right] \times \left[0,09 \left(\frac{DTP}{\phi e} \right)^{0,4} \right] \times \left[-0,37 \left(\frac{\phi_b}{\phi_e} \right) + 0,29 \right]}{(0,092)^4} \quad 5.3$$

O termo denominador desta equação é uma constante que representa a média dos valores das 5 equações componentes utilizadas, quando são substituídos os valores da condição inicial ($I = 190$ A, $Vgpl = 1,4$ l/min, $Vs = 40$ cm/min, $DTP = 5$ mm, $I_{ref} = 300$ A, $Vgpr = 6,5$ l/min, $\phi_b = 2,8$ mm e $\phi_e = 5$ mm). Evidentemente, cada equação componente deveria fornecer o mesmo valor, sendo que pequenas diferenças são atribuídas a erros no sistema. O expoente desta constante representa o número de termos adimensionais utilizados (6 com o termo da resposta) menos 2. Fazendo-se todos os cálculos, obtém-se a Equação 5.4.

$$\frac{RR}{\phi e} = 3012,1 \times \left(\frac{I}{I_{ref}} \right)^4 \times \left(\frac{Vgpl}{Vgpr} \right)^2 \times e^{\left(\frac{-1980 V_s * \phi_e^2}{Vgpr} \right)} \times \left(\frac{DTP}{\phi e} \right)^{0,4} \times \left[-0,37 \left(\frac{\phi_b}{\phi_e} \right) + 0,29 \right] \quad 5.4$$

Para validar a combinação da Equação 5.4, as relações obtidas para o efeito da vazão de gás de plasma para 190 e 170 A, respectivamente, são comparadas entre si para verificar se há similaridade entre os efeitos. Desta forma, segundo Murphy (1950), a forma como a Equação 5.4 foi escrita é válida se satisfizer a condição da Equação 5.5:

$$\frac{\left[2,0 \left(\frac{Vgpl}{Vgpr} \right)^2 \right]}{0,093} = \frac{\left[1,49 \left(\frac{Vgpl}{Vgpr} \right)^2 \right]}{0,069} \quad 5.5$$

Os denominadores em cada lado da Equação 5.5 são os valores fornecidos pelas respectivas equações componentes para a vazão de gás de plasma da condição inicial, ou

seja, 1,4 l/min (Vgpr foi sempre 6,5 l/min). Como os expoentes em cada lado da equação são os mesmos, esta relação é constante para qualquer relação de Vgpl/Vgpr dentro da faixa de trabalho, ou seja, $21,51 = 21,59$. O desvio observado foi de aproximadamente 0,4%, validando a forma como a Equação 5.4 foi escrita.

h) Verificação da validade dos termos adimensionais

Inicialmente, a Teoria da Similitude foi proposta para o estudo e a modelagem da geometria de cordão porque, ao se agrupar um certo número de variáveis em um grupo adimensional, pode-se reduzir o número total de variáveis de estudo. Este procedimento tem como objetivo facilitar o estudo de fenômenos complexos, influenciados por um grande número de variáveis. Evidentemente, cada grupo adimensional deve, em teoria (Murphy, 1950), fornecer resultados similares independentemente da variável que está sendo analisada. Por exemplo, o termo Vgpl/Vgpr deveria fornecer resultados similares, seja variando o numerador (Vgpl), ou o denominador (Vgpr), mas mantendo a mesma relação Vgpl/Vgpr.

Desta forma, foram realizados três testes adicionais variando-se a vazão do gás de proteção. Os resultados de reforço da raiz obtidos nestes testes foram comparados com os resultados dos testes do planejamento experimental (Tabela 5.7), conforme na Tabela 5.14.

Tabela 5.14- Verificação da validade do grupo adimensional Vgpl/Vgpr.

Vgpl (l/min)	Vgpl/Vgpr*	RR (mm) medido	RR (mm) Predito***	Vgpr (l/min)	Vgpl/Vgpr**	RR (mm) medido	RR (mm) Predito***
1,0	0,154	0,24	0,23	4,5	0,311	0,34	0,24
1,2	0,185	0,38	0,33	6,5	0,215	0,46	0,44
1,4	0,215	0,46	0,44	8,0	0,175	0,29	0,52
1,6	0,246	0,59	0,58	* Vgpr = 6,5 l/min ** Vgpl = 1,4 l/min *** Valor predito obtido pela Equação 5.4			
1,8	0,277	0,73	0,73				
2,0	0,308	0,93	0,90				

A Figura 5.21 mostra de forma gráfica os resultados apresentados na Tabela 5.14. Nesta figura, pode-se notar os valores de RR (medidos e preditos pela Equação 5.4) obtidos através da variação de Vgpl são bastante próximos entre si. Por outro lado, ao se variar Vgpr, os valores de RR obtidos experimentalmente e os respectivos valores preditos foram divergentes, sugerindo haver uma limitação física para a utilização dos grupos adimensionais neste tipo de aplicação.

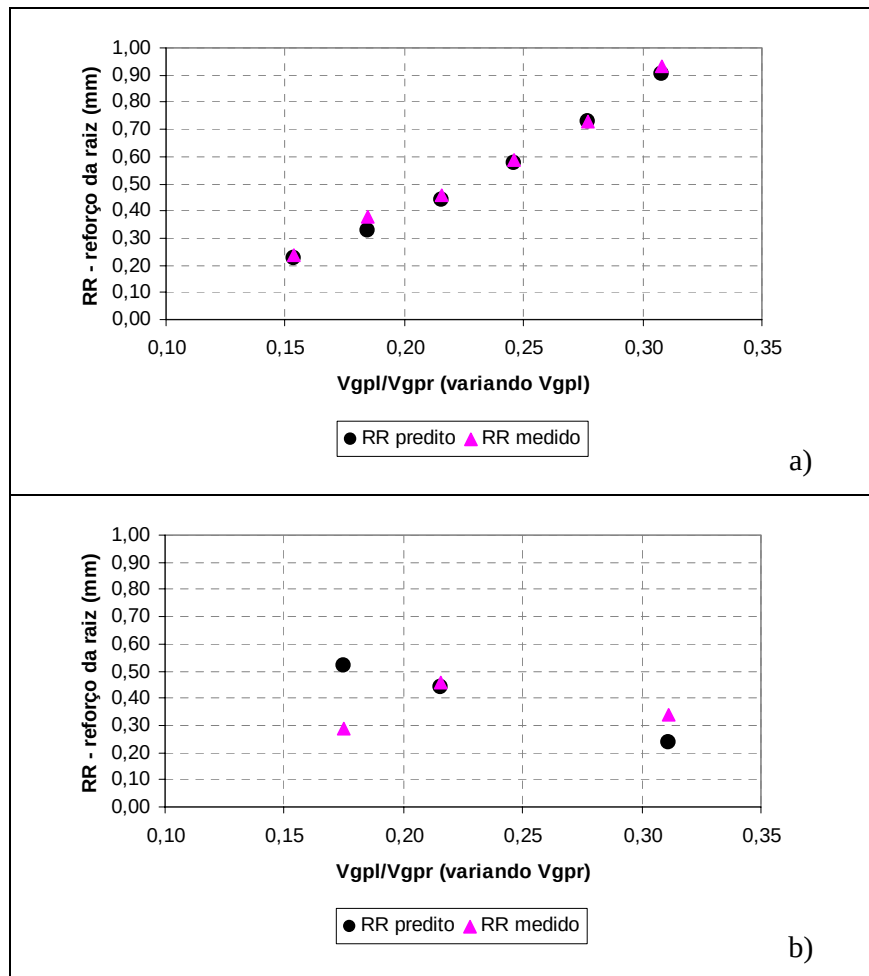


Figura 5.21- Resultados experimentais para o reforço da raiz variando Vgpl (a) e Vgpr (b).

Este problema se deve principalmente à grande diferença no efeito de cada variável do processo sobre a geometria de cordão, dificultando a obtenção de uma relação de similaridade entre elas. Do ponto de vista teórico, a obtenção dos grupos adimensionais é possível. Entretanto, é necessário um grande conhecimento do processo a ser analisado, pois pode haver algum tipo de limitação física para a utilização dos grupos adimensionais, por exemplo, a grande diferença nos efeitos das variáveis agrupadas. Devido a isto, todas as variáveis mantidas constantes (I_{ref} , V_{gpr} e ϕ) foram substituídas pelos respectivos valores, desaparecendo da equação final. Este procedimento foi adotado para retirar as variáveis cujos efeitos não são conhecidos ainda. Desta forma, a Equação 5.6 é a expressão final para o reforço da raiz da solda.

$$RR = 2,31 \times 10^{-8} (I)^4 \times (V_{gpl})^2 \times (e^{-0,076Vs}) \times (DTP)^{0,4} \times (-0,074\phi + 0,29) \quad 5.6$$

1) Eliminação das variáveis pouco influentes

As variáveis que não apresentaram um efeito significativo sobre o reforço da raiz da solda podem também ser eliminadas da equação final sem que isto resulte numa perda de consistência do modelo. Para proceder esta análise, é preciso inicialmente introduzir um critério para a rejeição destas variáveis pouco significativas. No caso específico do reforço da raiz, foi adotada uma zona de rejeição que varia de $\pm 15\%$ a partir do valor fornecido pela condição inicial de soldagem (0,46 mm). Assim, se a variação total na resposta estiver dentro da zona de rejeição (entre 0,39 e 0,53 mm), a variável é então considerada como sendo pouco significativa e pode ser excluída da equação final.

Desta forma, a Figura 5.22 mostra, para cada uma das variáveis de estudo, os valores máximo e mínimo obtidos para o reforço da raiz da solda e o valor da condição inicial considerando os dados das Tabelas 5.6 a 5.10. Nesta figura, também é mostrada a zona de rejeição, que corresponde a 15% para cima e para baixo do valor da condição inicial de soldagem.

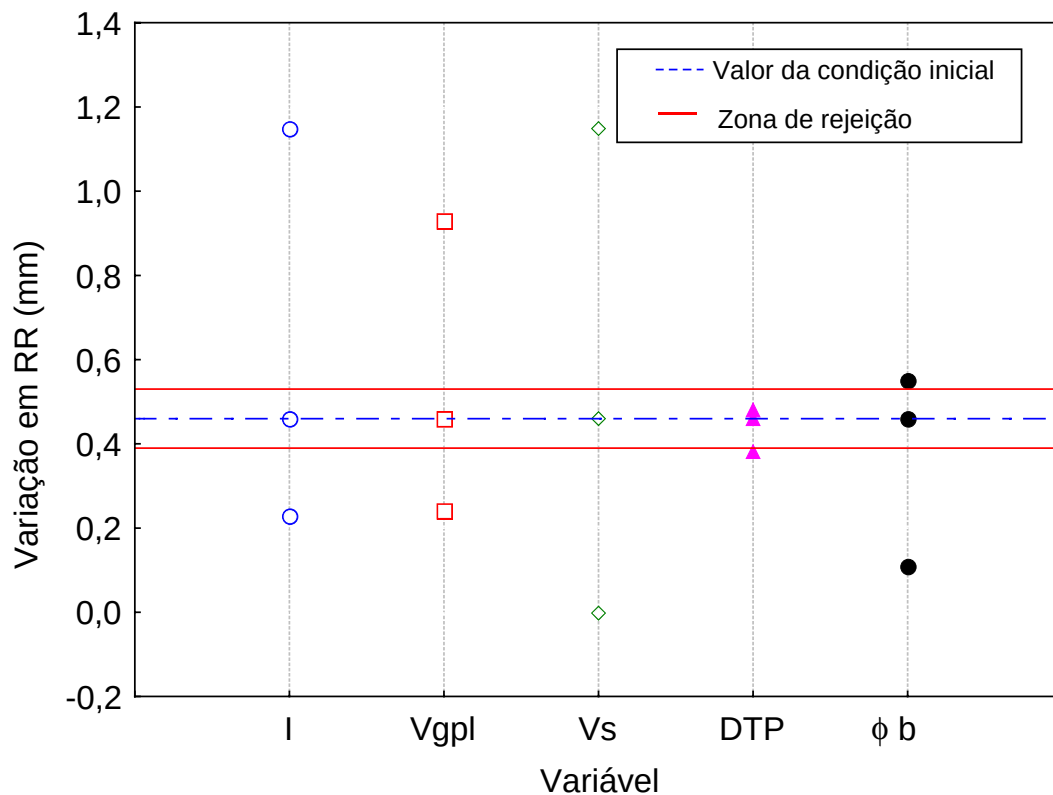


Figura 5.22- Avaliação da significância do efeito das variáveis de estudo.

Conforme pode ser verificado, apenas a distância tocha peça apresentou um efeito considerado pouco significativo sobre o reforço da raiz. Desta forma, a equação reduzida para o reforço da raiz é a Equação 5.7, onde o valor de DTP foi substituído pelo valor usado na condição inicial, ou seja, 5 mm.

$$RR = 4,4 \times 10^{-8} (I)^4 \times (V_{gpl})^2 \times (e^{-0,076Vs}) \times (-0,074\phi b + 0,29) \quad 5.7$$

5.8.3 Resposta 2: Largura da raiz da solda

A largura da raiz da solda, assim como o reforço da raiz, também pode ser relacionada com a estabilidade do “keyhole”. O aumento excessivo da largura da raiz, por exemplo, acima de 5 mm neste tipo de aplicação, pode levar a uma condição em que a poça de fusão não mais consegue se sustentar na posição, causando o corte da junta. Por outro lado, uma redução na largura da raiz para abaixo de 1,5 mm pela redução da energia de soldagem pode causar o colapso do “keyhole” e, conseqüentemente, falta de penetração total na junta.

a) Efeito da corrente sobre a largura da raiz

A Figura 5.23 mostra os resultados obtidos e a curva de tendência para o efeito da corrente sobre a largura da raiz da solda (Tabela 5.6). Conforme procedimento descrito anteriormente, nesta figura também são apresentados os valores obtidos nos testes adicionais (Tabela 5.12), feitos variando-se a corrente acima da faixa do planejamento experimental. Estes dados foram então extrapolados em direção à curva de tendência, acrescentando-se um $\Delta(LR/\phi e) = 0,39$, o que permitiu ampliar a faixa de trabalho para até 280 A.

O procedimento adotado para ampliar a faixa de trabalho da corrente foi proposto para permitir, conforme será mostrado no Capítulo 7, a soldagem de chapas de maior espessura. Os testes adicionais foram feitos em chapas de 4,3 mm de espessura e variando a corrente desde 250 até 280 A. Evidentemente, os resultados foram extrapolados para a curva de tendência devido ao fato de que a condição inicial com correntes acima de 240 A tenderia a causar o corte da junta (ver Figura 5.1), não sendo possível a medição dos resultados. Todos os valores extrapolados para a curva de ajuste correspondem a larguras na raiz acima de 5 mm, confirmando esta tendência.

Conforme observado, o aumento da corrente provocou um aumento significativo na largura da raiz da solda. Os principais efeitos que provavelmente estão relacionados com estes

resultados são o aumento da pressão e da temperatura do arco, que são tanto maiores quanto maior for a corrente de soldagem. Os efeitos mecânicos da constrição (pressão do arco) são sensivelmente aumentados com o aumento da corrente, conforme descrito nos trabalhos de Zayarov et al. (1996), Bukarov (1976) e Stepanov e Nechaev (1974), e tendem a aumentar a penetração da solda. Os efeitos gravitacionais gerados pelo aumento do volume da poça de fusão também podem ter influenciado os resultados obtidos.

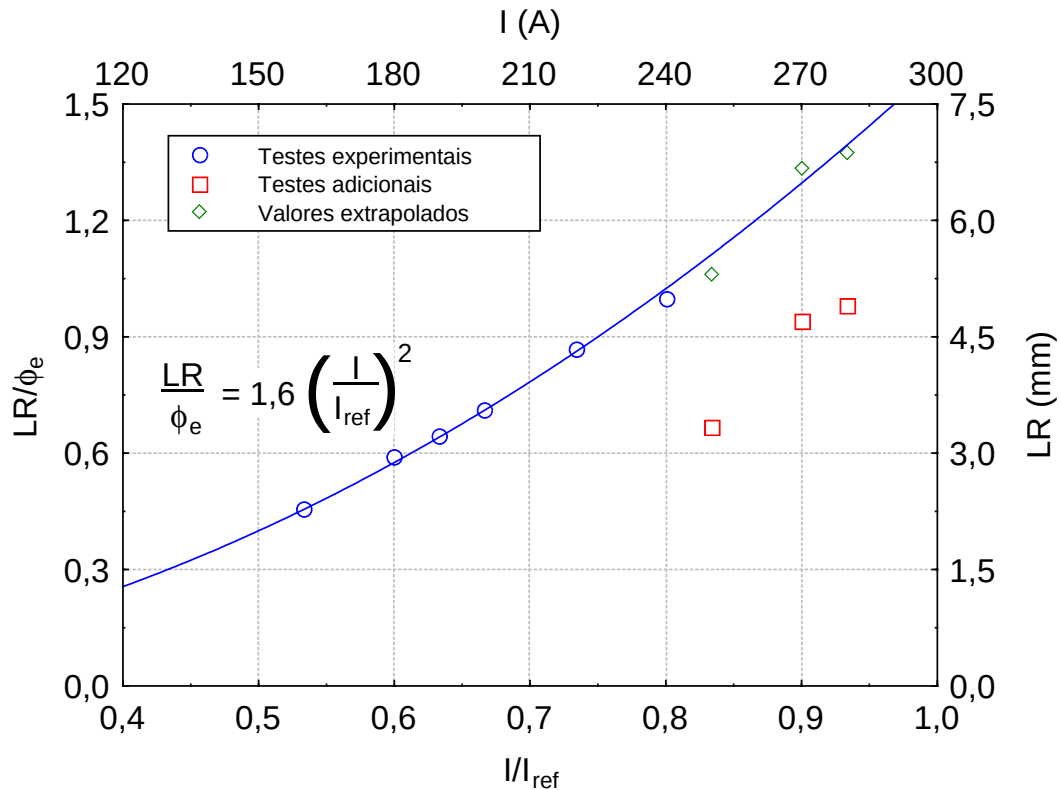


Figura 5.23- Efeito da corrente sobre a largura da raiz da solda.

A equação da curva de tendência para o efeito da corrente de soldagem sobre a largura da raiz, mostrada na Figura 5.23, apresentou um coeficiente de correlação de aproximadamente 0,99, mostrando um bom ajuste com os dados experimentais. A faixa de corrente para a qual esta equação é considerada válida varia de 160 a 280 A.

b) Efeito da vazão de gás de plasma sobre a largura da raiz

A Figura 5.24 mostra o efeito da vazão do gás de plasma sobre a largura da raiz e a curva de tendência sugerida para representar o fenômeno. Como pode ser verificado, o aumento da vazão de gás causou um aumento proporcional na largura da raiz, provavelmente

devido ao aumento da pressão do arco sobre a poça de fusão e das forças de arraste pela passagem do feixe de plasma através do “keyhole”. Estes efeitos foram também verificados experimentalmente por Bukarov (1974) e Yoshioka et al. (1993).

Contudo, nem todos os trabalhos da literatura apresentam a vazão de gás de plasma como uma variável significativa nas dimensões da raiz da solda. Por exemplo, Jesus (1997) não obteve uma relação estatisticamente significativa entre a vazão de gás (entre 2,1 e 2,7 l/min) e a largura da raiz na soldagem do aço SAE 1010 com 4,8 mm de espessura. Este resultado é estranho do ponto de vista da lógica do processo. No caso do trabalho de Jesus (1997), que também utilizou a tocha PWM 300 (a mesma utilizada neste trabalho), a faixa de vazão de gás utilizada foi de 2,1 até 2,7 l/min, ou seja, fora da faixa recomendada pelo fabricante da tocha, que vai até 2 l/min (Thermal Dynamics Corporation, 1994).

A equação da curva de tendência apresentada na Figura 5.24, para o efeito da vazão de gás sobre a largura da raiz, apresentou um coeficiente de correlação de 0,91, demonstrando um ajuste adequado para os objetivos propostos. Esta equação é válida para uma faixa de vazão entre 1,0 a 2,0 l/min.

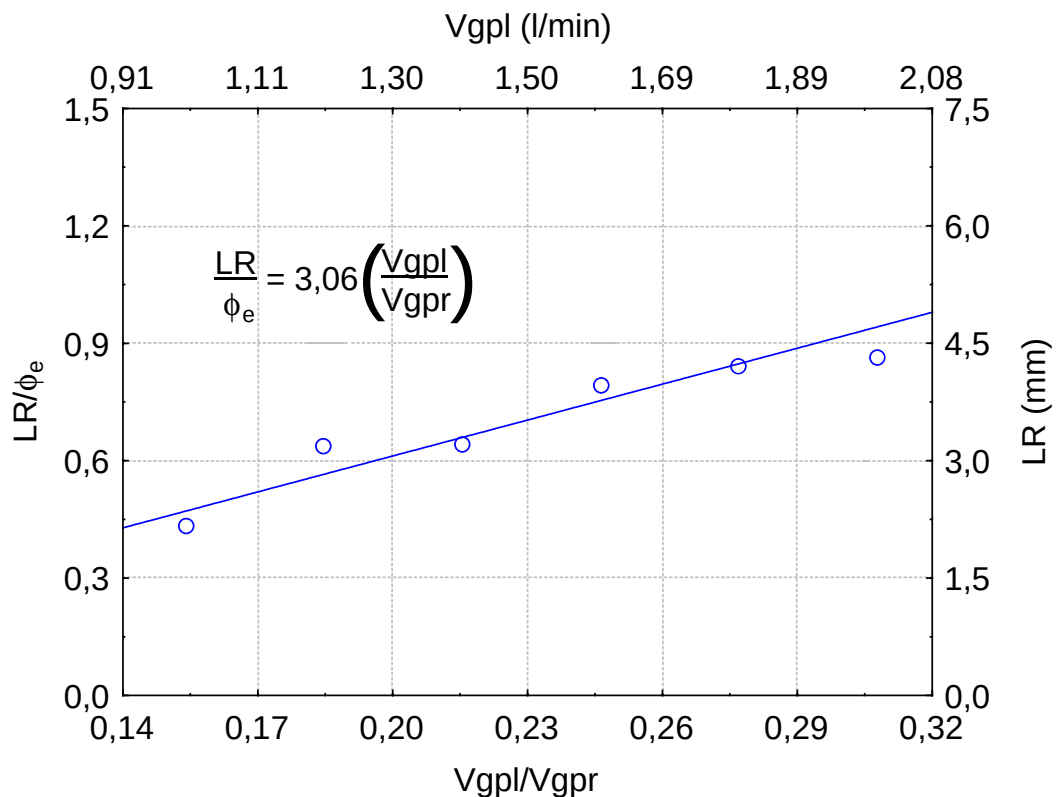


Figura 5.24- Efeito da vazão do gás de plasma sobre a largura da raiz da solda.

c) Efeito da velocidade de soldagem sobre a largura da raiz

A Figura 5.25 mostra o efeito da velocidade de soldagem sobre a largura da raiz e a curva de tendência obtida a partir dos resultados experimentais (Tabela 5.8). Também são mostrados nesta figura os resultados obtidos nos testes adicionais (Tabela 5.13) feitos em chapas com 6,1 mm de espessura, variando a velocidade de soldagem entre 15 e 25 cm/min, e os respectivos valores extrapolados para a curva de tendência (usando $\Delta LR/\phi_e = 1,05$). Conforme pode ser observado, o aumento da velocidade de soldagem produziu uma redução sensível na largura da raiz até não ser mais possível manter o “keyhole” aberto, para uma velocidade de 70 cm/min.

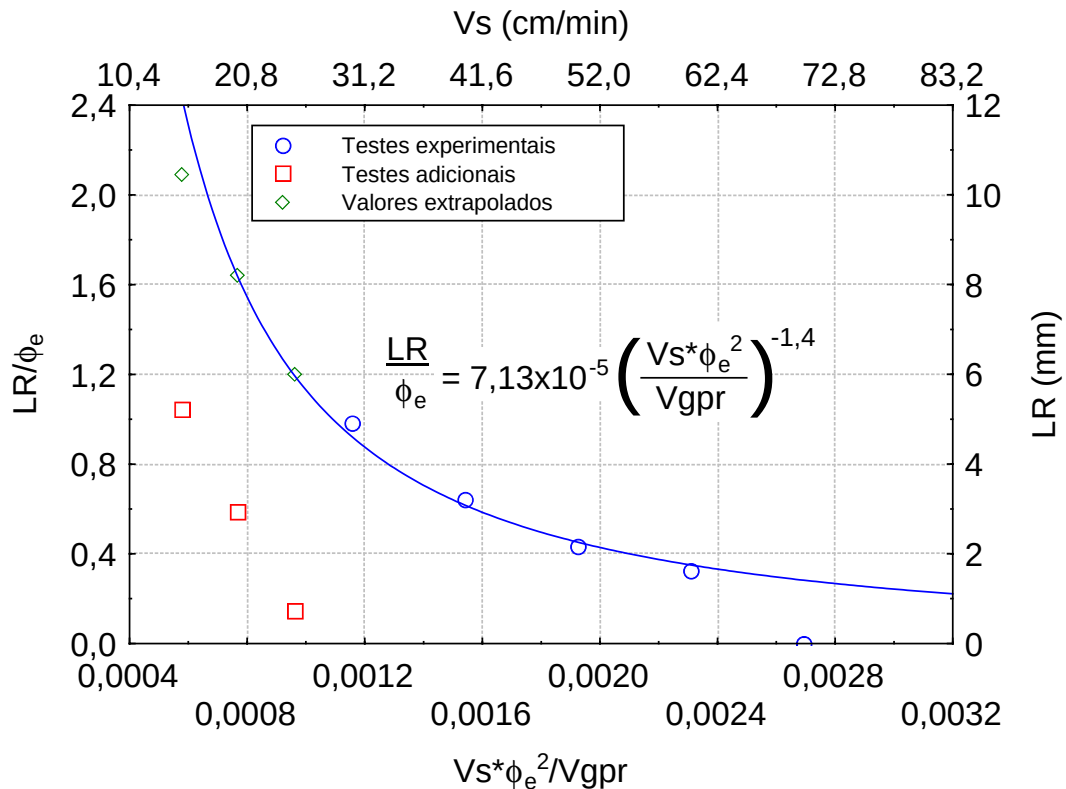


Figura 5.25- Efeito da velocidade de soldagem sobre a largura da raiz da solda.

Outra consequência direta da redução da taxa de transferência de calor à peça foi a redução do volume da poça de fusão e dos efeitos gravitacionais a ela associados (ver Figura 5.6), contribuindo também para a redução da raiz da solda. Este efeito também é bastante conhecido e, na prática, é utilizado como ferramenta para o ajuste da condição do “keyhole” para determinados níveis de corrente e vazão de gás de plasma (Martikainen & Moisio, 1993).

A equação da curva de tendência para o efeito da velocidade de soldagem sobre a largura da raiz, mostrada na Figura 5.25, apresentou um coeficiente de correlação de 0,99, mostrando um bom ajuste da curva com os resultados obtidos (sem considerar a velocidade de 70 cm/min). A faixa de velocidade para a qual esta equação é considerada válida varia de 15 até 70 cm/min.

d) Efeito da distância tocha peça sobre a largura da raiz

A Figura 5.26 mostra os resultados obtidos para o efeito da distância tocha peça (termo DTP/ϕ_e) sobre a largura da raiz e a curva de tendência sugerida para este efeito. Como pode ser verificado, o aumento da distância tocha peça de 3 até 6 mm não afetou a largura da raiz, que se manteve praticamente constante. Desta forma, foi proposto que a curva de tendência fosse uma reta horizontal, sendo o coeficiente linear estimado pela média dos valores obtidos para a largura da raiz. Isto vem demonstrar a alta insensibilidade do processo a variações na distância tocha peça dentro dos limites normais de trabalho, conforme também citado pela AWS (1991).

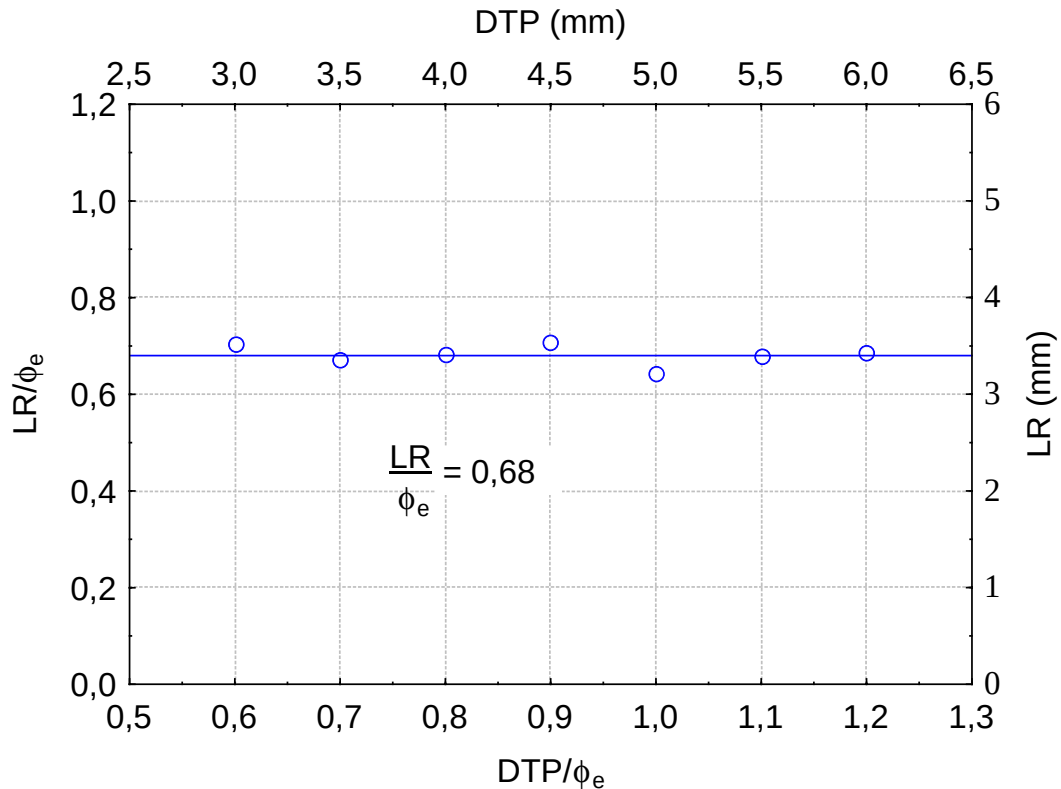


Figura 5.26- Efeito da distância tocha peça sobre a largura da raiz da solda.

Por outro lado, Jesus (1997) verificou uma redução significativa na largura da raiz quando a distância tocha peça foi aumentada de 6 para 10 mm na soldagem do aço SAE 1010 com 4,8 mm de espessura. Apesar do efeito de constrição, o perfil do arco plasma não é totalmente colunar e um aumento excessivo na distância tocha peça pode afetar negativamente a concentração de energia e a capacidade de penetração do arco. Normalmente, o limite máximo citado na literatura é de aproximadamente 6 mm. Isto poderia explicar os resultados encontrados por Jesus (1997), já que a faixa utilizada estava fora da faixa normal recomendada pela literatura do processo (AWS, 1991).

e) Efeito do diâmetro do orifício constritor sobre a largura da raiz

A Figura 5.27 mostra o efeito do diâmetro do orifício constritor sobre a largura da raiz e a curva de tendência proposta para este efeito (Tabela 5.10). Conforme pode ser observado, o aumento do diâmetro de bocal tendeu a reduzir a largura da raiz da solda. Este efeito pode estar relacionado com a redução da pressão do arco (Burakov, 1976 e Stepanov & Nechaev, 1974), juntamente com uma redução da densidade de energia (Miyazaki et al., 1995).

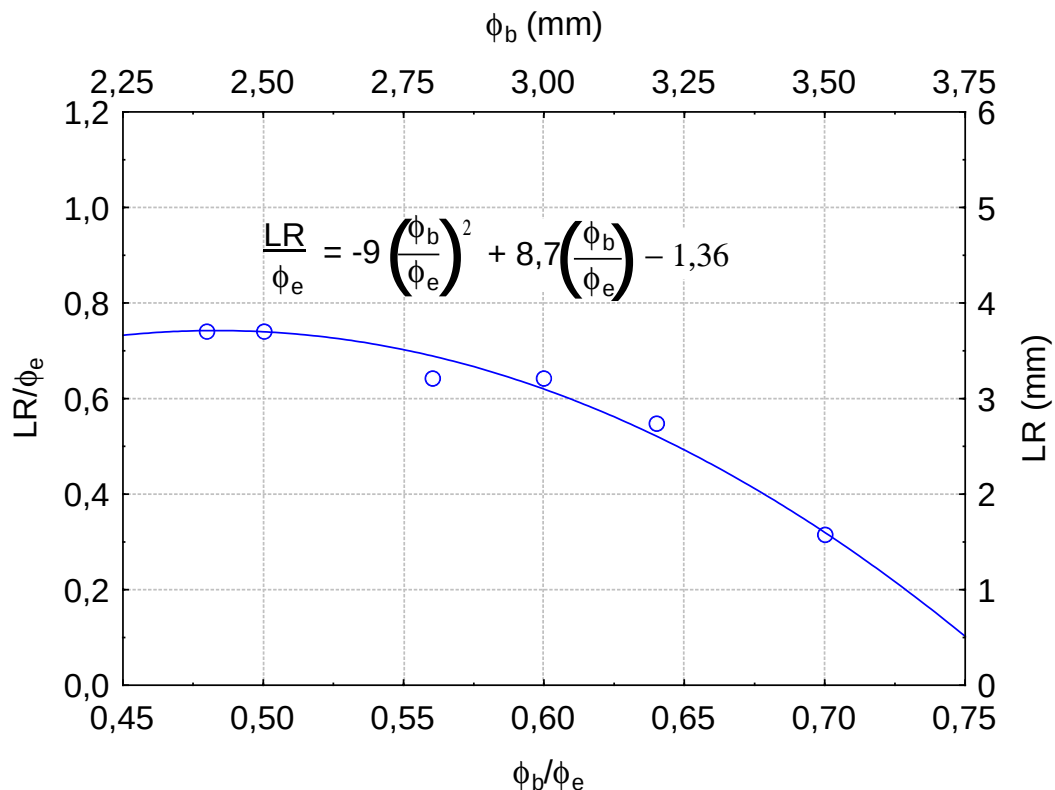


Figura 5.27- Efeito do diâmetro de bocal sobre a largura da raiz da solda.

A equação da curva de tendência obtida para este efeito, mostrada na Figura 5.27, apresentou um coeficiente de correlação de 0,98. Entretanto, este tipo de ajuste só foi possível utilizando um polinômio de segunda ordem, o que tende a tornar a equação final mais complexa por apresentar mais de um termo relacionado com a mesma variável de soldagem.

f) Efeito da vazão de gás de plasma para $I = 170$ A (validação da combinação das equações componentes)

A Figura 5.28 mostra os resultados obtidos para a variação da vazão de gás de plasma com um nível de corrente de 170 A e a respectiva curva de tendência. Nota-se claramente que o aspecto da curva de ajuste é praticamente o mesmo observado para o efeito da vazão de gás com uma corrente de 190 A (Figura 5.24), evidenciando similaridade entre os efeitos envolvidos. A equação da curva de tendência apresentada na Figura 5.28 apresentou um coeficiente de correlação de 0,92 e é válida para a faixa de vazão de 1,0 a 2,0 l/min. Esta equação será utilizada para a validação da combinação feita para a obtenção da equação final da largura da raiz da solda.

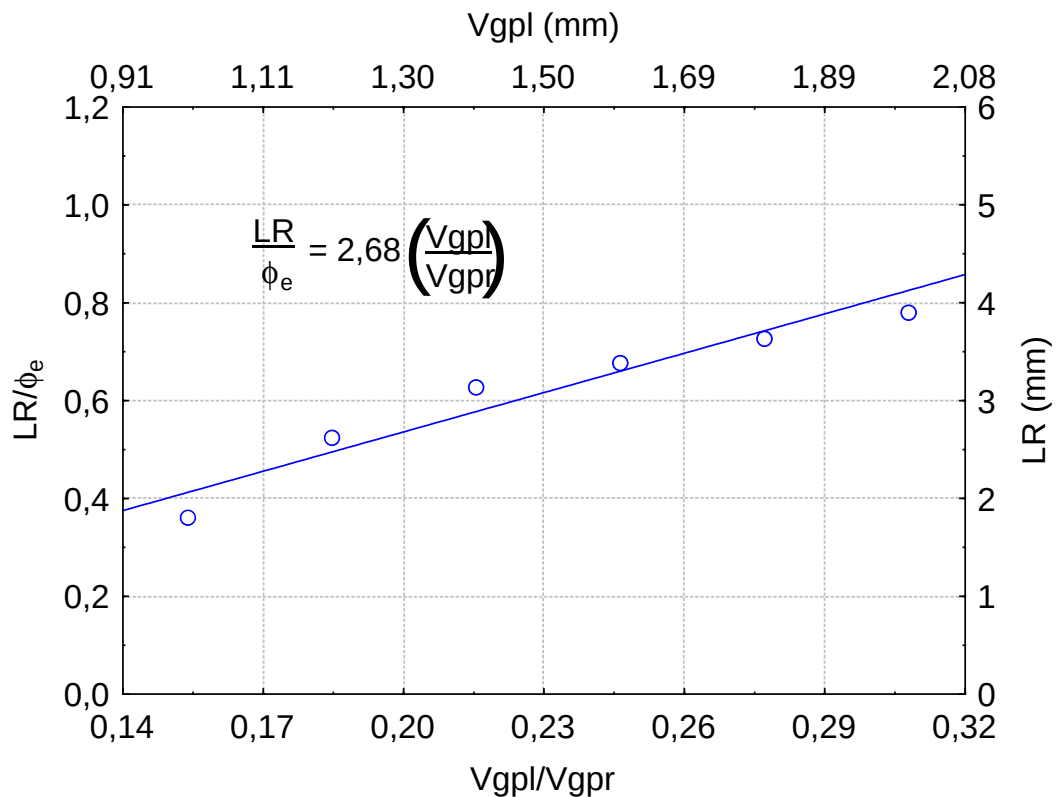


Figura 5.28- Efeito da vazão de gás de plasma sobre a largura da raiz da solda para $I = 170$ A.

g) Levantamento da equação geral e teste de validação

Neste caso, a combinação também pode ser feita multiplicando as equações componentes de cada variável de estudo, assim como foi feito com o reforço da raiz (Murphy, 1950). A equação da distância tocha peça não será utilizada, pois não apresentou nenhuma influência sobre a largura da raiz. Desta forma, a Equação 5.8 mostra a combinação por multiplicação das equações componentes. Nesta equação, o denominador é uma constante, obtida pela média dos valores fornecidos pelas respectivas equações componentes quando são substituídos nelas os valores da condição inicial ($I = 190$ A, $I_{ref} = 300$ A, $V_{gpl} = 1,4$ l/min, $V_{gpr} = 6,5$ l/min, $V_s = 40$ cm/min e $\phi_e = 5$ mm), elevada ao número de termos adimensionais (5 com o termo da resposta) menos 2.

$$\frac{LR}{\phi_e} = \frac{\left[1,6\left(\frac{I}{I_{ref}}\right)^2\right] \times \left[3,06\left(\frac{V_{gpl}}{V_{gpr}}\right)\right] \times \left[7,13 \times 10^{-5} \left(\frac{V_s * \phi_e^2}{V_{gpr}}\right)^{-1,4}\right] \times \left[-9\left(\frac{\phi_b}{\phi_e}\right)^2 + 8,7\left(\frac{\phi_b}{\phi_e}\right) - 1,36\right]}{0,65^3} \quad 5.8$$

$$= 1,27 \times 10^{-3} \left(\frac{I}{I_{ref}}\right)^2 \times \left(\frac{V_{gpl}}{V_{gpr}}\right) \times \left(\frac{V_s * \phi_e^2}{V_{gpr}}\right)^{-1,4} \times \left[-9\left(\frac{\phi_b}{\phi_e}\right)^2 + 8,7\left(\frac{\phi_b}{\phi_e}\right) - 1,36\right]$$

Esta combinação deve ser testada levando-se em consideração as equações do efeito da vazão de gás de plasma para 190 e 170 A na expressão da Equação 5.9. Esta relação deve ser satisfeita para qualquer valor de V_{gpl}/V_{gpr} dentro da faixa de trabalho, entre 0,15 e 0,31.

$$\frac{3,06\left(\frac{V_{gpl}}{V_{gpr}}\right)}{0,66} = \frac{2,68\left(\frac{V_{gpl}}{V_{gpr}}\right)}{0,58} \quad 5.9$$

Na Equação 5.9, os numeradores são as equações componentes para o efeito da vazão de gás de plasma para 190 e 170 A e os denominadores são as constantes por elas fornecidas ao se substituir os valores da condição inicial ($V_{gpl} = 1,4$ l/min e $V_{gpr} = 6,5$ l/min). Como os expoentes dos numeradores são iguais em ambos os lados da equação, tem-se que uma relação constante em toda a faixa de V_{gpl}/V_{gpr} , sendo $4,64 = 4,62$. O desvio observado nesta relação é de apenas 0,4%, validando a combinação da Equação 5.8.

A Figura 5.29 mostra, para cada uma das variáveis de estudo, a faixa total de variação sobre a largura da raiz. Nesta figura, a zona de rejeição corresponde à região compreendida 15% acima e 15% abaixo do valor da condição inicial de soldagem. Conforme pode ser verificado, apenas a distância tocha peça não apresentou um efeito considerado significativo (dentro da zona de rejeição), motivo pelo qual sua equação não foi utilizada na combinação da equação da largura da raiz.

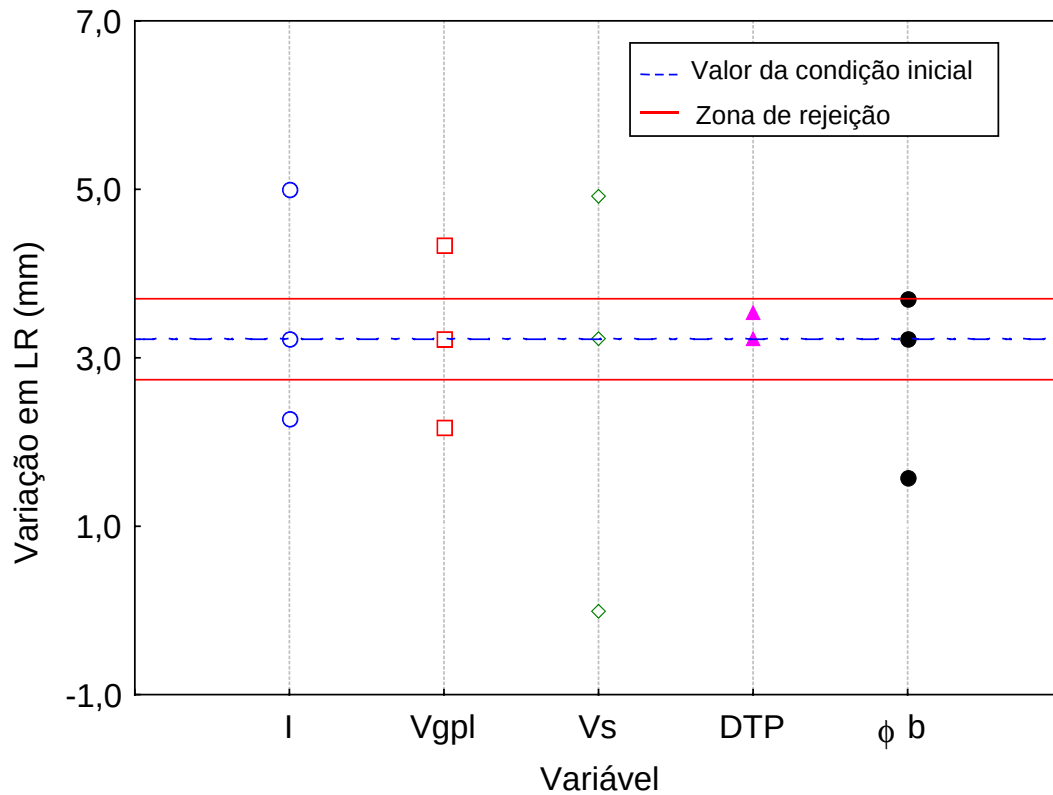


Figura 5.29- Avaliação da significância do efeito das variáveis de estudo sobre LR.

Substituindo os valores mantidos constantes na Equação 5.8 ($I_{ref} = 300 \text{ A}$, $\phi_e = 5 \text{ mm}$ e $V_{gpr} = 6,5 \text{ l/min}$), obtém-se a Equação 5.10:

$$LR = 1,65 \times 10^{-2} \times (I)^2 \times (V_{gpl}) \times (V_s)^{-1,4} \times [-0,36(\phi b)^2 + 1,74(\phi b) - 1,36] \quad 5.10$$

5.8.4 Resposta 3: Largura da face da solda

A largura da face é uma característica geométrica do cordão que depende basicamente da área de incidência e do tempo de exposição (velocidade de soldagem) do arco sobre a junta. Apesar de não se poder associar diretamente o seu valor com as condições do “keyhole”, a largura da face pode ser utilizada também como parâmetro para avaliar a qualidade da solda. Cordões largos podem estar associados a um baixo efeito de constrição, ou a uma condição energética mais forte. Cordões estreitos são normalmente produzidos em condições de elevado grau de constrição, ou com elevadas velocidades de soldagem.

a) Efeito da corrente sobre a largura da face

A Figura 5.30 mostra o efeito da corrente sobre a largura da face da solda, assim como a curva de tendência selecionada para o fenômeno observado. A equação da curva de tendência apresentou um coeficiente de correlação de 0,99, mostrando um bom ajuste com os dados obtidos. Ela é válida para explicar o efeito da corrente sobre a largura da face na região de trabalho, entre 160 e 280 A. Nesta figura, são apresentados os resultados obtidos nos testes do planejamento experimental e nos testes adicionais (Tabela 5.12), cujos valores foram extrapolados em direção à linha de tendência para ampliar a faixa de trabalho, conforme descrito anteriormente. Neste caso, foi feito um decréscimo de $\Delta(LF/\phi_e) = -0,1$ para compensar o efeito de se utilizar um diâmetro de orifício constritor de 3,2 mm em relação ao de 2,8 mm da condição inicial, usado nos testes do planejamento experimental (Tabela 5.6). A partir deste momento, estes resultados serão apresentados juntos, apenas sendo diferenciados pelos marcadores utilizados para cada um deles.

Conforme pode ser verificado, o aumento da corrente produziu um aumento na largura da face da solda. Segundo Richardson (1991), apesar do aumento da corrente produzir um aumento na densidade de energia, é também verificado um ligeiro aumento no diâmetro da coluna do arco como consequência do aumento da temperatura e, desta forma, da maior quantidade de gás ionizado. Estes dois efeitos relacionados, o aumento da temperatura e da área de incidência do arco sobre a peça, tendem a causar um aumento também na extensão da região fundida e, portanto, na largura da face do cordão.

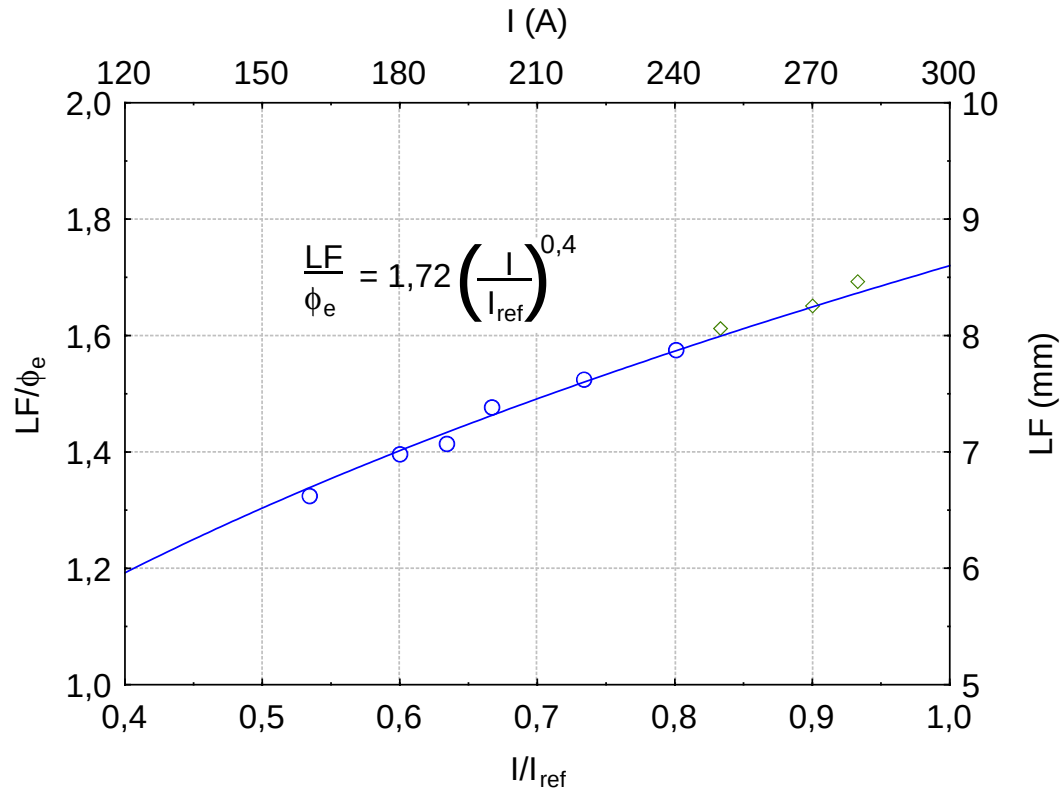


Figura 5.30- Efeito da corrente sobre a largura da face da solda.

b) Efeito da vazão do gás de plasma sobre a largura da face

A Figura 5.31 mostra os resultados obtidos para o efeito da vazão do gás de plasma sobre a largura da face da solda, considerando os dados apresentados na Tabela 5.7. Conforme pode ser observado, o aumento da vazão de gás causou um ligeiro aumento na largura da face. Curiosamente, Richardson (1991) cita que o aumento da vazão de gás de plasma causa uma ligeira redução do diâmetro da coluna do arco em função da maior capacidade de troca de calor (efeito de constrição térmica do arco). Este efeito sugere uma redução na largura da face, ou seja, um efeito contrário ao que foi obtido.

Entretanto, os resultados obtidos estão de acordo com as informações apresentadas na literatura, por exemplo, nos trabalhos de Yoshioka et al. (1993) e Miyazaki et al. (1995). Mantendo-se constantes todas as outras variáveis, duas hipóteses podem ser levantadas para explicar o aumento da largura da solda com o aumento da vazão de gás de plasma, a despeito da redução do diâmetro da coluna do arco citada por Richardson (1991). A primeira é o aumento da temperatura do jato de plasma devido ao aumento da densidade de energia (constrição térmica do arco), permitindo aumentar a taxa de fusão do metal de base. Uma segunda hipótese seria o aumento da nuvem de plasma aquecido que se forma na região de

incidência, tal qual como ocorre em uma queda de água. Desta forma, um maior espalhamento do plasma aquecido sobre a peça pode causar um ligeiro aumento na largura da face da solda.

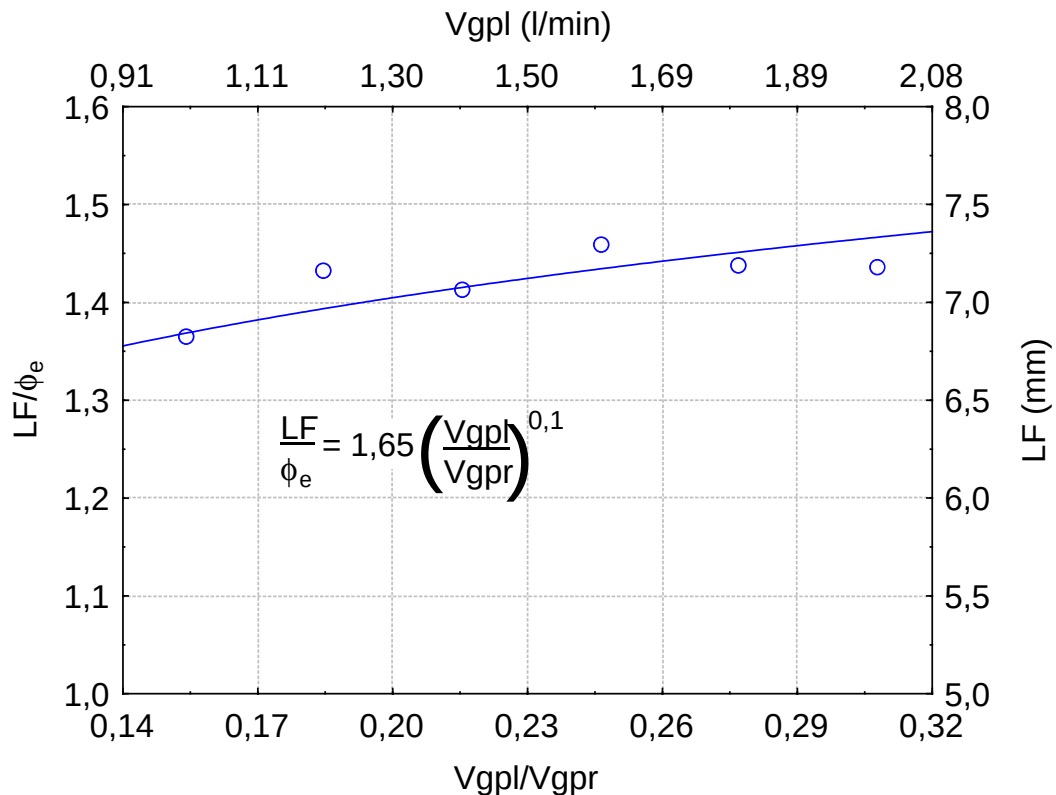


Figura 5.31- Efeito da vazão de gás de plasma sobre a largura da face da solda.

A equação da curva de tendência apresentada na Figura 5.31 apresentou um coeficiente de correlação de aproximadamente 0,95 e é válida dentro da faixa de estudo, entre 1,0 e 2,0 l/min. Contudo, devido ao espalhamento dos pontos, uma boa correlação só foi conseguida quando se excluiu da análise os dados referentes às vazões de 1,2 e 1,6 l/min, que são os dois pontos situados mais acima da curva de tendência (lembrar que o valor mínimo adotado para R^2 foi de 0,90).

c) Efeito da velocidade de soldagem sobre a largura da face

A Figura 5.32 mostra os resultados obtidos e a curva de tendência para o efeito da velocidade de soldagem sobre a largura da face. Pode-se notar que o aumento da velocidade de soldagem causou uma redução significativa na largura da face do cordão. Este efeito se deve a uma redução no tempo de ação do arco e, portanto, na taxa de calor transferido à peça por unidade de comprimento. Como consequência disto, há uma substancial redução da

extensão da região do metal de base que efetivamente é fundido, causando a redução da largura da face. Resultados semelhantes também foram encontrados experimentalmente por Yoshioka et al. (1993), Miyazaki et al. (1995) e Jesus (1997).

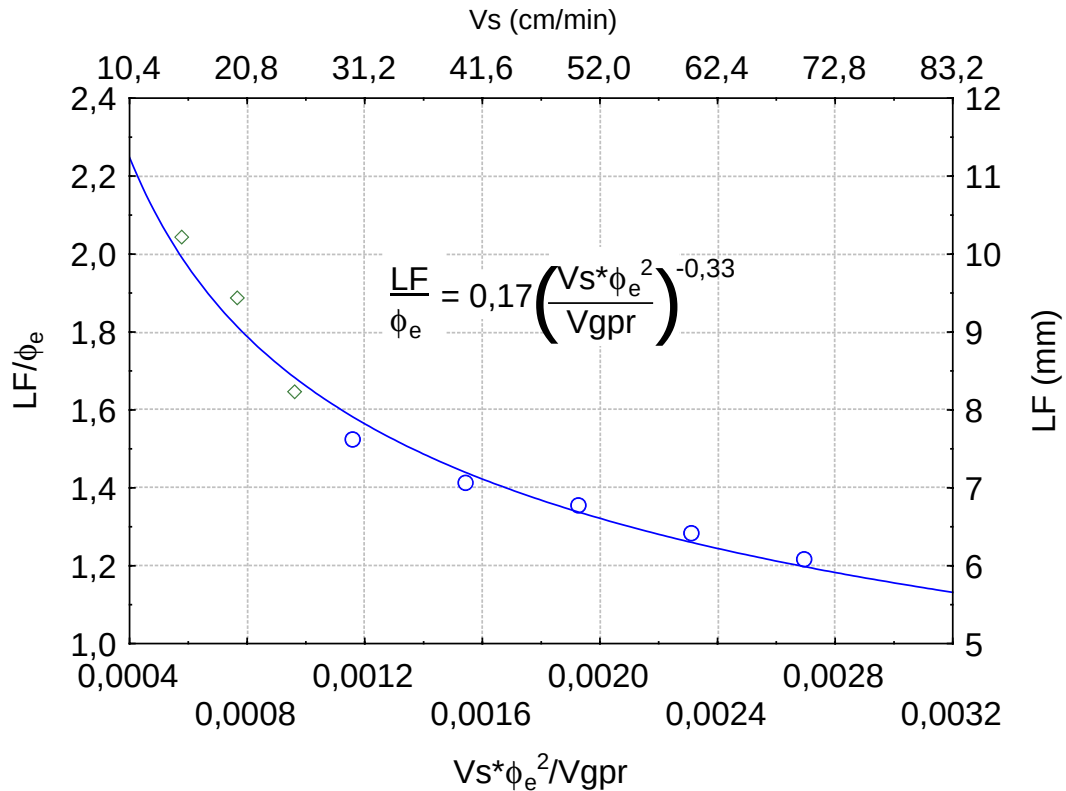


Figura 5.32- Efeito da velocidade de soldagem sobre a largura da face da solda.

A equação da curva de tendência para o efeito da velocidade de soldagem sobre a largura da face da solda, apresentada na Figura 5.32, apresentou um coeficiente de correlação de 0,99 e é considerada válida na faixa de 15 a 70 cm/min. Os resultados apresentados são referentes aos testes do planejamento experimental (Tabela 5.8) e aos testes adicionais (Tabela 5.13). Entretanto, diferentemente do que foi feito com as respostas RR e LR, os valores dos testes adicionais são os mesmos apresentados na Tabela 5.13, indicando que as variações nas condições de soldagem (espessura da chapa de 6,1 mm ao invés de 3,8 mm) em relação à condição inicial não afetaram a largura da face.

d) Efeito da distância tocha peça sobre a largura da face

A Figura 5.33 mostra os resultados obtidos (Tabela 5.9) e a curva de tendência para o efeito da distância tocha peça sobre a largura da face da solda. Conforme pode ser verificado,

o aumento da distância tocha peça causou um aumento na largura da face da solda. Estes resultados estão de acordo com os resultados experimentais obtidos por Stepanov & Nechaev (1974). Apesar do arco constrito ter um perfil relativamente colunar quando comparado com outros processos convencionais, um aumento na distância tocha peça também afeta em certa escala a área de incidência do arco sobre a peça. Pinfold & Jubb (1974a) citam que o aumento da distância tocha peça tende a reduzir a penetração, sugerindo haver um aumento na área de incidência do arco sobre a peça e a conseqüente redução da concentração de energia. Entretanto, a maioria dos trabalhos da literatura cita esta variável como tendo pouca influência no processo, praticamente não afetando as características da solda com “keyhole”.

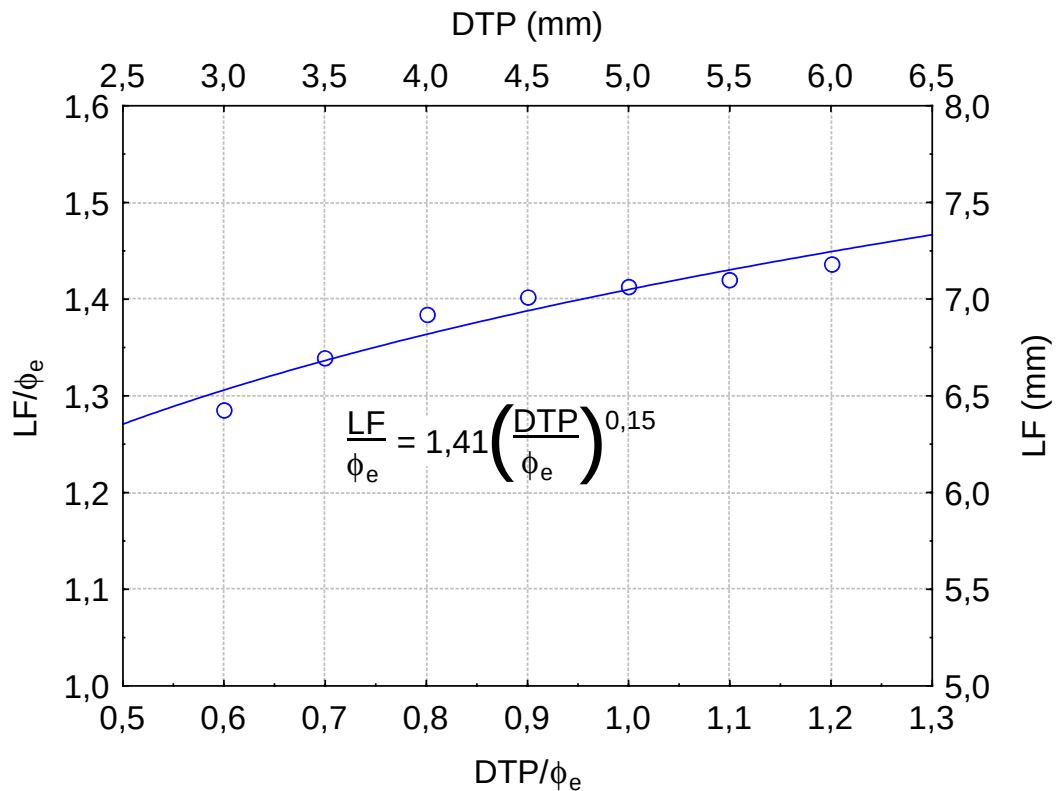


Figura 5.33- Efeito da distância tocha peça sobre a largura da face da solda.

É interessante observar que, apesar da variação da distância tocha peça ter tido um efeito similar ao observado em qualquer outro processo de soldagem a arco, o efeito geral sobre a condição do “keyhole” foi praticamente nulo. Isto pôde ser comprovado pelo pequeno efeito encontrado nas respostas referentes à raiz da solda (itens 5.8.2l e 5.8.3g). A equação da curva de tendência do efeito da distância tocha peça sobre a largura da face da solda, apresentada na Figura 5.33 apresentou um coeficiente de correlação de 0,92 e é válida dentro da faixa de estudo (de 3,0 a 6,0 mm).

e) Efeito do diâmetro do orifício constritor sobre a largura da face

A Figura 5.34 mostra de forma gráfica os resultados obtidos para o efeito do diâmetro do orifício constritor sobre a largura da face, considerando os dados da Tabela 5.10. Como pode ser verificado, o aumento do diâmetro de bocal causou um ligeiro aumento na largura da face. Este efeito ocorreu devido à redução do efeito de constrição, tornando o arco mais largo e aumentando a área de incidência sobre a peça (AWS, 1991 e Miyazaki et al., 1995) A equação da curva de tendência mostrada na Figura 5.34 apresentou um $R^2 = 0,94$.

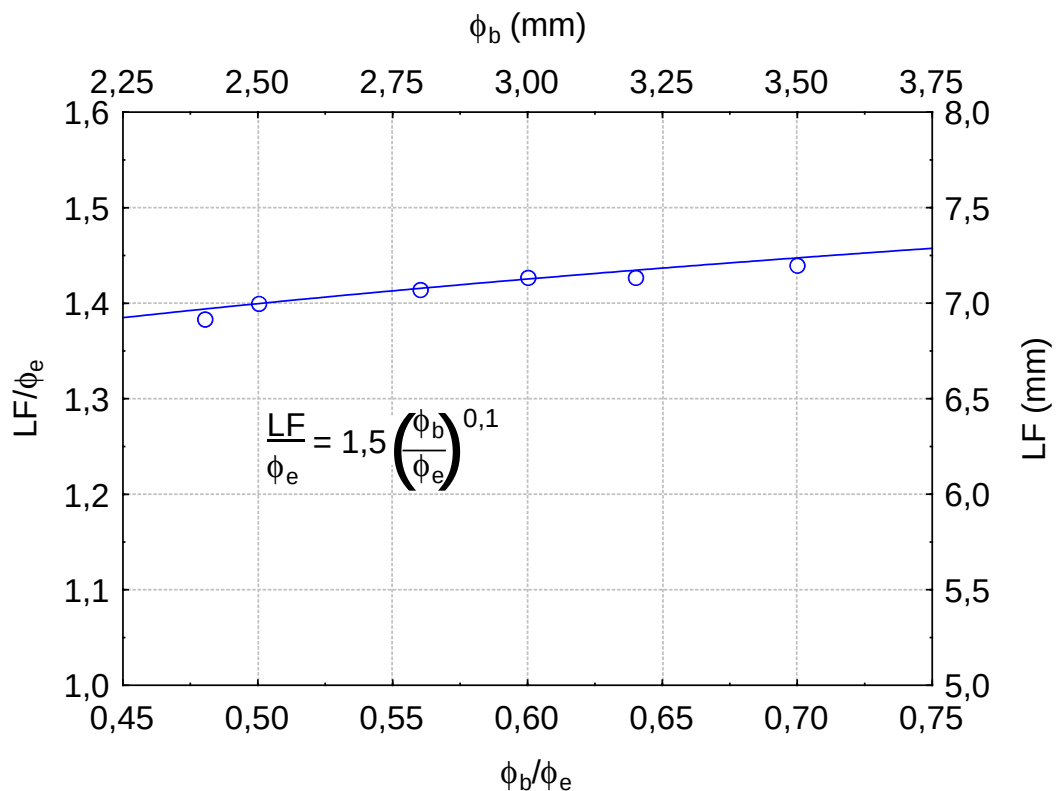


Figura 5.34- Efeito do diâmetro de bocal sobre a largura da face da solda.

f) Efeito da vazão de gás de plasma para $I = 170$ A (validação da combinação das equações componentes)

A Figura 5.35 mostra os resultados apresentados na Tabela 5.11, do efeito da vazão do gás de plasma sobre a largura da face considerando uma corrente de 170 A. Nesta figura, também é mostrada a curva de tendência para o efeito observado, a qual apresentou um R^2 em torno de 0,97 (obtida sem os testes feitos com 1,4 e 1,8 l/min para obter um ajuste adequado).

Este procedimento não prejudica a análise neste caso, pois as diferenças verificadas entre a curva apresentada na Figura 5.35 e a curva utilizando todos os pontos foram muito pequenas.

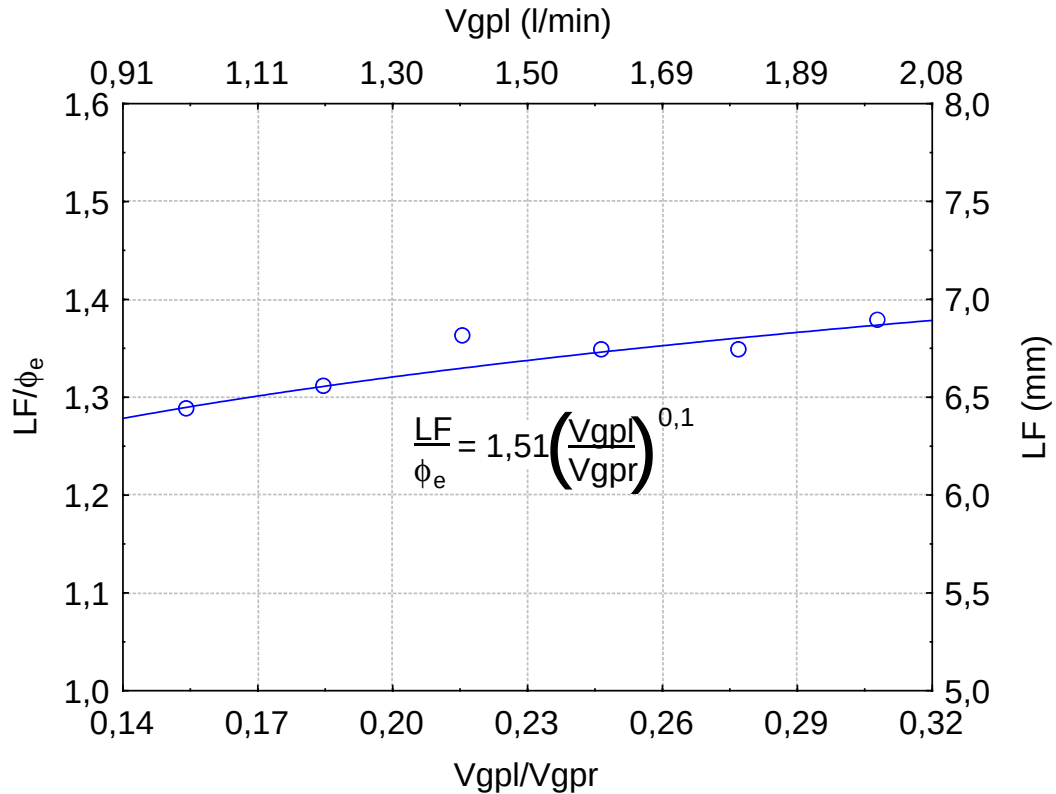


Figura 5.35- Efeito da vazão de gás de plasma sobre a largura da face da solda para I = 170 A.

Os resultados indicam que a largura da face tende a aumentar ligeiramente com o aumento da vazão de gás de plasma, da mesma forma como foi observado na análise anterior, para o efeito da vazão de gás de plasma utilizando uma corrente de 190 A (item 5.8.4b).

g) Levantamento da equação geral e teste de validação

A equação final para a largura da face pode ser escrita como uma combinação por multiplicação das equações componentes, uma vez que cada uma delas está na forma de potência ($y = ax^b$) (Murphy, 1950). Esta combinação está apresentada na Equação 5.11:

$$\frac{LF}{\phi e} = \frac{1,72 \left(\frac{I}{I_{ref}} \right)^{0,4} \times 1,65 \left(\frac{V_{gpl}}{V_{gpr}} \right)^{0,1} \times 0,17 \left(\frac{V_s * \phi e^2}{V_{gpr}} \right)^{-0,33} \times 1,41 \left(\frac{DTP}{\phi e} \right)^{0,15} \times 1,5 \left(\frac{\phi b}{\phi e} \right)^{0,1}}{(1,424)^4} \quad 5.11$$

Nesta equação, o numerador representa o produto das equações componentes das variáveis de estudo e o denominador é uma constante, obtida pela média dos resultados fornecidos pelas 5 equações componentes quando são substituídos nelas os valores das variáveis da condição inicial ($I = 190$ A, $I_{ref} = 300$ A, $V_{gpl} = 1,4$ l/min, $V_s = 40$ cm/min, $V_{gpr} = 6,5$ l/min, $\phi_b = 2,8$ mm e $\phi_e = 5$ mm). O expoente desta constante representa o número de termos adimensionais presentes na Equação 5.11 menos 2 ($6 - 2 = 4$). Finalmente, fazendo-se todos os cálculos e substituindo os valores mantidos constantes ($V_{gpr} = 6,5$ l/min, $I_{ref} = 300$ A e $\phi_e = 5$ mm), obtém-se a Equação 5.12.

$$LF = 2,01 \times (I)^{0,4} \times (V_{gpl})^{0,1} \times (V_s)^{-0,33} \times (DTP)^{0,15} \times (\phi_b)^{0,1} \quad 5.12$$

Para verificar a validade da combinação realizada do ponto de vista da Teoria da Similitude, faz-se uma comparação utilizando-se as equações componentes do efeito da vazão de gás de plasma para os dois níveis de corrente utilizados, 190 e 170 A. Segundo Murphy (1950), para que a combinação seja considerada adequada, a igualdade mostrada na Equação 5.13 deve ser satisfeita dentro da faixa de V_{gpl}/V_{gpr} analisada.

$$\frac{1,65 \times \left(\frac{V_{gpl}}{V_{gpr}} \right)^{0,1}}{1,42} = \frac{1,51 \times \left(\frac{V_{gpl}}{V_{gpr}} \right)^{0,1}}{1,30} \rightarrow 1,16 = 1,16 \quad 5.13$$

Nesta equação, os numeradores são as equações componentes do efeito da vazão do gás de plasma para 190 e 170 A e os denominadores são as constantes fornecidas por cada uma delas quando as variáveis são substituídas pelos valores da condição inicial, ou seja, $V_{gpl} = 1,4$ l/min e $V_{gpr} = 6,5$ l/min. Conforme pode ser verificado, esta igualdade foi satisfeita em toda a faixa de V_{gpl}/V_{gpr} analisada ($1,16 = 1,16$), validando a forma como foi escrita a Equação 5.12.

Há ainda a possibilidade de eliminar os termos pouco significativos da equação final. Desta forma, a Figura 5.36 mostra a análise de significância feita sobre os efeitos das variáveis de estudo. Neste caso, a zona de rejeição proposta corresponde a uma região que varia em torno de $\pm 5\%$ do valor da condição inicial. Como pode ser visto, os efeitos da vazão de gás de plasma e do diâmetro do orifício constritor sobre a largura da face foram considerados pouco significativos, pois a faixa total de variação causada na resposta se encontra completamente dentro da zona de rejeição.

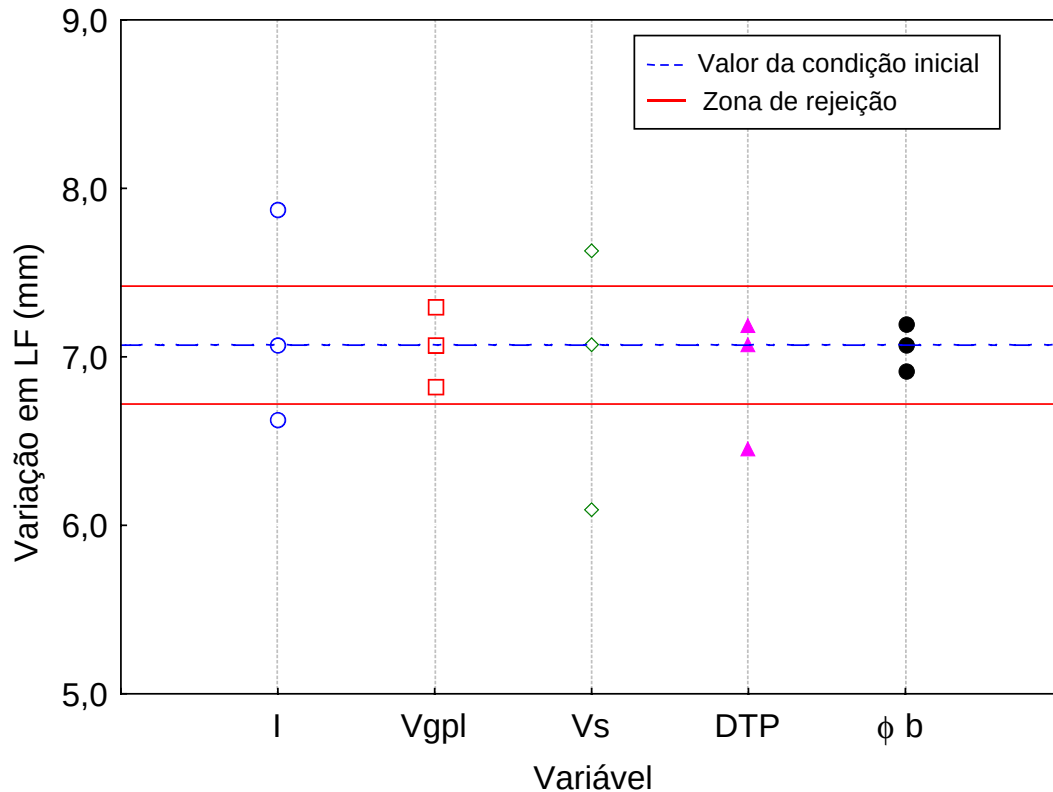


Figura 5.36- Verificação da significância dos efeitos das variáveis de estudo sobre LF.

Substituindo as variáveis consideradas pouco significativas na Equação 5.12 pelos respectivos valores da condição inicial, isto é, $V_{gpl} = 1,4$ l/min e $\phi b = 2,8$ mm, obtém-se a Equação 5.14.

$$LF = 2,30 \times (I)^{0,4} \times (Vs)^{-0,33} \times (DTP)^{0,15} \quad 5.14$$

5.8.5 Resposta 4: Área fundida

A área fundida é a parte do material de base que, sob a ação do arco, é fundida para formar a solda. O tamanho da área fundida (zona fundida) está diretamente relacionado com o volume da poça de fusão durante a soldagem, podendo então também ser utilizado como parâmetro para se identificar condições extremas, como o corte da junta ou penetração incompleta. Esta relação indica que as variáveis que afetam a penetração, afetam de forma similar a quantidade total de material fundido. Desta forma, a partir de uma região de “keyhole” estável, o aumento do volume da poça de fusão tende cada vez mais a gerar instabilidade pelo

aumento excessivo das forças gravitacionais em relação à condição de equilíbrio. Da mesma forma, uma redução na área fundida indica uma redução na energia transferida à peça, tendendo a dificultar a manutenção do “keyhole” e podendo causar falta de penetração na junta.

a) Efeito da corrente de soldagem sobre a área fundida

A Figura 5.37 mostra os resultados obtidos e a curva de tendência para o efeito da corrente (termo I/I_{ref}) sobre a área fundida (termo AF/ϕ_e^2). Nesta figura, são apresentados os resultados experimentais apresentados na Tabela 5.6 e dos testes adicionais da Tabela 5.12, feitos em chapas de 4,3 mm e correntes de 250, 270 e 280 A. Neste caso, verificou-se que a área fundida não foi afetada pela variação da condição de soldagem (espessura de chapa e diâmetro do orifício constritor) nos testes adicionais, de forma que os valores não precisaram ser extrapolados em direção à linha de tendência, recurso que foi utilizado nas respostas RR e LR.

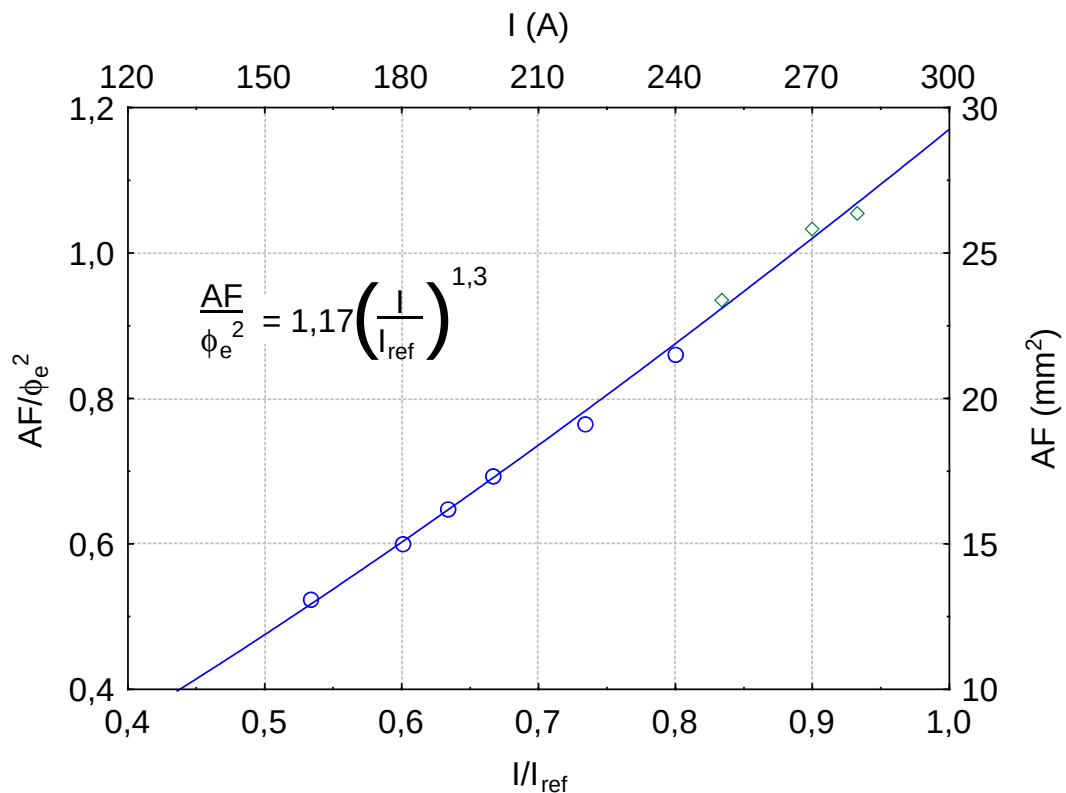


Figura 5.37- Efeito da corrente sobre a área fundida.

Conforme ilustrado, o aumento da corrente de soldagem causou um aumento significativo na área fundida. Resultados semelhantes também foram obtidos por Jesus (1997) na soldagem do aço SAE 1010 com 4,8 mm de espessura. De acordo com Martikainen & Moio (1993), este efeito ocorre devido ao aumento da pressão e da temperatura do arco, produzindo com isso um aumento acentuado no volume da poça de fusão. O efeito da corrente sobre a pressão do arco plasma vem sendo estudado há bastante tempo, como mostram os trabalhos de Stepanov & Nechaev (1974) e Zayarov (1996), o qual se deve provavelmente ao aumento da expansão dos gases na saída da tocha. Já o aumento da temperatura do arco ocorre devido ao aumento da densidade de energia (Richardson, 1991).

Para a espessura de chapa utilizada nos testes do planejamento experimental, ou seja, 3,8 mm, condições de “*keyhole*” estável foram obtidas em toda a faixa de estudo (160 a 240 A). Entretanto, conforme verificado anteriormente na Figura 5.1, estas condições representam os limites extremos para a manutenção do “*keyhole*” neste tipo de aplicação. Desta forma, pode-se supor que quando a área fundida atingir cerca de 22 mm², há uma forte chance de ocorrer o corte da junta. Por outro lado, uma área fundida abaixo de 13 mm² pode significar falta de penetração na junta (ausência de “*keyhole*”).

A equação da curva de tendência apresentada na Figura 5.37 foi considerada válida para a faixa de corrente entre 160 e 280 A e, nestas condições, apresentou um coeficiente de correlação (R^2) de 0,99. Isto demonstra que foi conseguido um bom ajuste da curva com os resultados obtidos, além do fato de ser de natureza compacta e de apresentar uma boa facilidade para combinação.

b) Efeito da vazão de gás de plasma sobre a área fundida

A Figura 5.38 mostra os resultados apresentados na Tabela 5.7, assim como a curva de tendência para o efeito da vazão do gás de plasma (termo V_{gpl}/V_{gpr}) sobre a área fundida. Pode-se notar que o aumento da vazão do gás de plasma causou também um aumento na área fundida. Este efeito ocorreu devido ao aumento da pressão do arco, fazendo-o sempre incidir mais diretamente sobre o metal sólido e, assim, aumentando a taxa de fusão do material de base. Stepanov & Nechaev (1974), Bukarov (1976) e Yoshioka et al. (1993) também obtiveram uma relação proporcional entre a vazão de gás e a pressão do arco, a qual se deve ao aumento da velocidade dos gases na saída do orifício constritor.

A equação da curva de tendência apresentada na Figura 5.38 é a equação componente para o efeito isolado da vazão de gás de plasma sobre a área fundida, válida dentro da faixa de trabalho de 1,0 a 2,0 l/min. Esta equação apresentou um coeficiente de correlação (R^2) de 0,95, também mostrando um ajuste adequado com relação aos resultados obtidos.

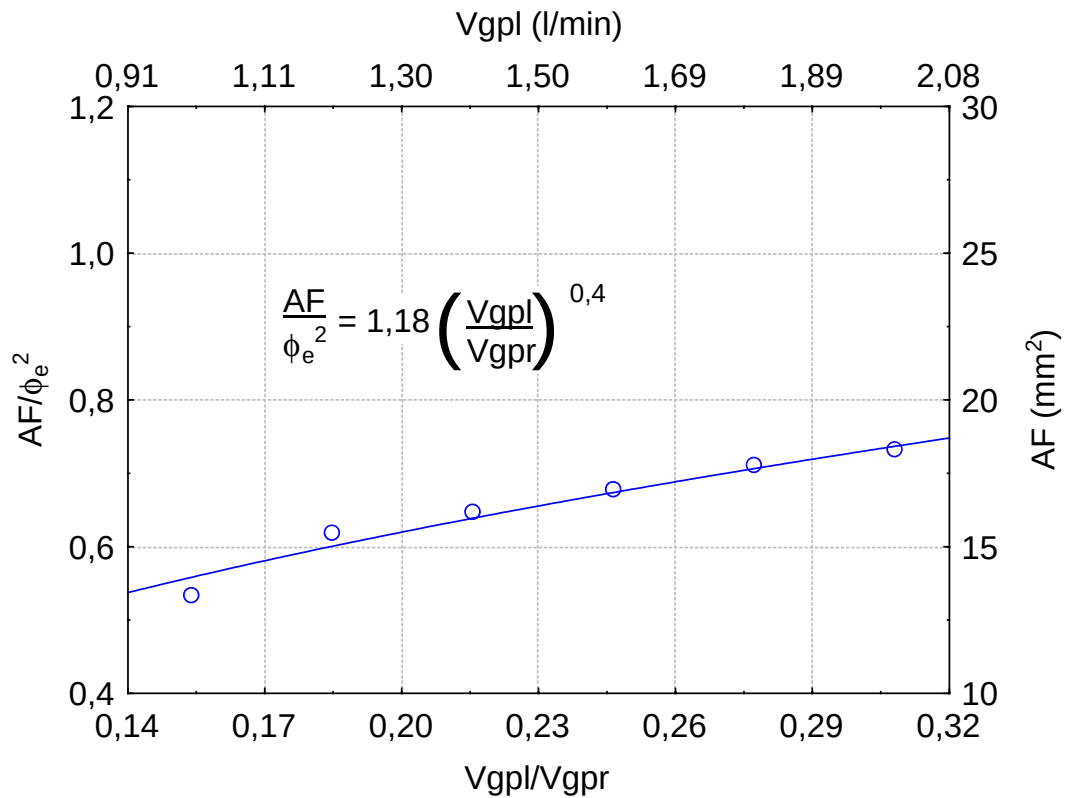


Figura 5.38- Efeito da vazão de gás de plasma sobre a área fundida.

c) Efeito da velocidade de soldagem sobre a área fundida

A Figura 5.39 mostra os resultados apresentados na Tabela 5.8 e a curva de tendência para o efeito da velocidade de soldagem (termo $V_s \cdot \phi_e^2 / V_{gpr}$) sobre a área fundida. Nesta figura, assim como feito anteriormente, são apresentados os pontos do planejamento experimental (Tabela 5.8) e os pontos dos testes adicionais (Tabela 5.13). Novamente, observou-se que a variação na condição de soldagem nos testes adicionais em relação à condição inicial (espessura de chapa = 6,1 mm e corrente de 220 A) não afetou os resultados de área fundida, de tal forma que os valores apresentados para os testes adicionais são os próprios valores apresentados na Tabela 5.13.

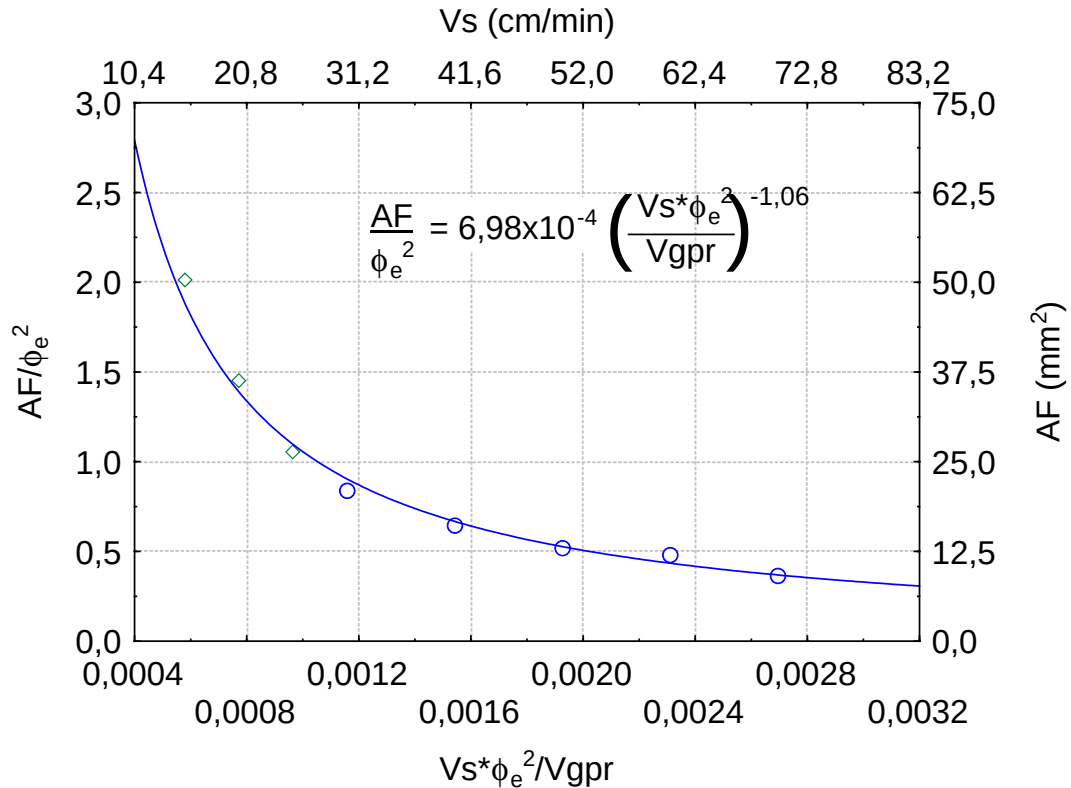


Figura 5.39- Efeito da velocidade de soldagem sobre a área fundida.

Como pode ser observado, o aumento da velocidade de soldagem causou uma redução na área fundida. Segundo a AWS (1991), este efeito é uma consequência da redução da taxa de calor transferido à peça por unidade de comprimento, causando uma redução da poça de fusão e, conseqüentemente da área fundida. Para as condições do planejamento experimental, pode-se notar, analisando a Figura 5.6, que praticamente houve o fechamento do “keyhole” para uma velocidade de 70 cm/min, sugerindo um valor limite da área fundida para manutenção da penetração total em torno de 11 mm², entre 60 e 70 cm/min. No outro extremo, para 30 cm/min, quase ocorreu a expulsão da poça de fusão da junta, fazendo com que a máxima área fundida capaz de ser sustentada na posição seja de aproximadamente 22 mm². Evidentemente, nos testes adicionais, que foram feitos em uma espessura de chapa maior, esta faixa é deslocada para valores maiores de área fundida.

A equação da curva de tendência apresentada na Figura 5.39 para o efeito da velocidade de soldagem sobre a área fundida apresentou um coeficiente de correlação de 0,99 e foi considerada válida para a faixa analisada, entre 15 e 70 cm/min.

d) Efeito da distância tocha peça sobre a área fundida

A Figura 5.40 mostra os resultados obtidos (Tabela 5.9) e a curva de tendência sugerida para o efeito da distância tocha peça (termo DTP/ϕ_e) sobre a área fundida. Através desta figura, é possível verificar que a área fundida ficou praticamente constante dentro da faixa analisada de distância tocha peça, sendo que as pequenas variações observadas foram atribuídas à variação aleatória dos dados experimentais. Desta forma, a curva de tendência sugerida para representar o fenômeno observado foi uma reta horizontal passando pelo valor médio das medidas obtidas para a área fundida. Estes resultados estão de acordo com a literatura do processo, por exemplo, a AWS (1991) cita que a distância tocha peça, variada dentro dos limites normais (até cerca de 6 mm), não produz efeitos perceptíveis na soldagem. Esta insensibilidade do processo está relacionada com o perfil relativamente colunar do arco plasma, que permite manter a densidade de energia dentro da faixa de trabalho, sem causar alterações significativas nas condições de soldagem.

Neste caso, como a variação da distância tocha peça dentro da faixa de trabalho não influenciou a área fundida, esta equação da curva de tendência não será utilizada na combinação para a obtenção da equação final.

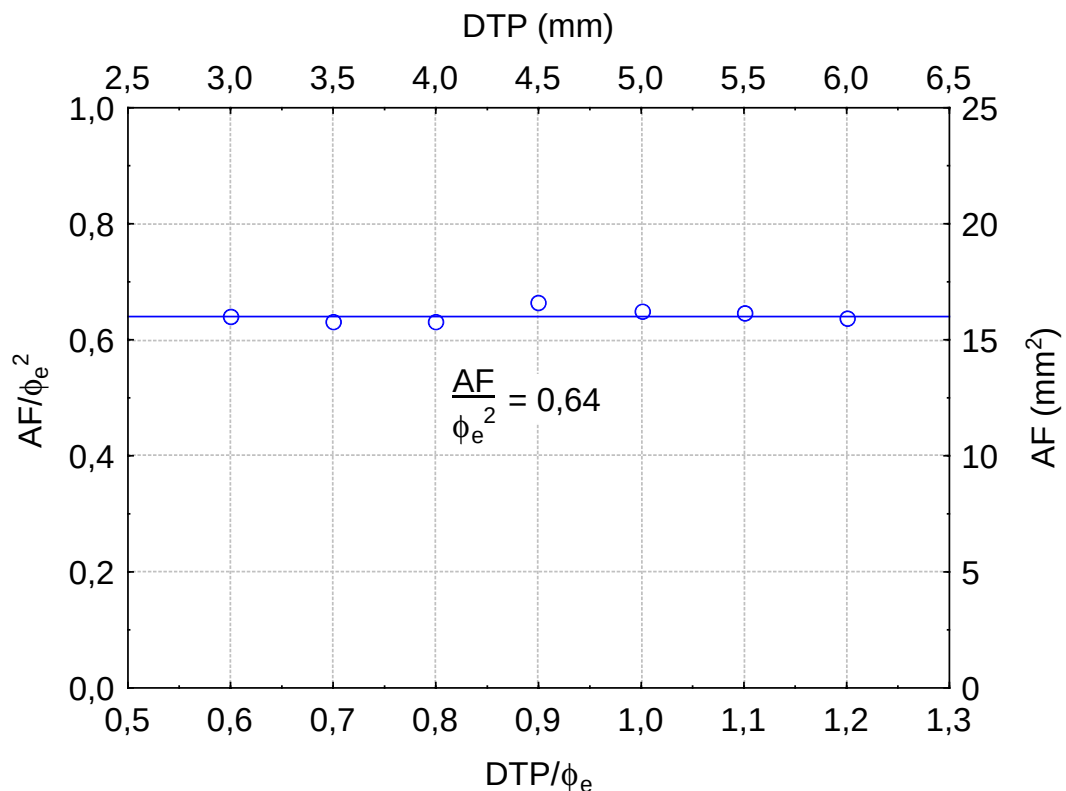


Figura 5.40- Efeito da distância tocha peça sobre a área fundida.

e) Efeito do diâmetro do orifício constritor sobre a área fundida

A Figura 5.41 mostra os resultados obtidos para o efeito do diâmetro do orifício constritor (termo ϕ_b/ϕ_e) sobre a área fundida, assim como a curva de tendência para o efeito observado. Conforme indicado nesta figura, o aumento do diâmetro do bocal apresentou a tendência de diminuir ligeiramente a área fundida. Segundo a AWS (1991), o orifício constritor está diretamente relacionado com o efeito de constrição no arco, ou seja, quanto menor o diâmetro, maiores serão a pressão e a concentração de energia do arco. Estes efeitos também são descritos na literatura do processo, por exemplo, nos trabalhos de Stepanov & Nechaev (1974), Bukarov (1976) e Miyazaki et al. (1995).

A equação da curva de tendência apresentada na Figura 5.41 para o efeito do diâmetro do orifício constritor sobre a área fundida é válida dentro da região de trabalho, entre 2,4 e 3,5 mm. O coeficiente de correlação obtido para a curva de tendência foi de 0,93, mostrando um ajuste adequado com os dados experimentais.

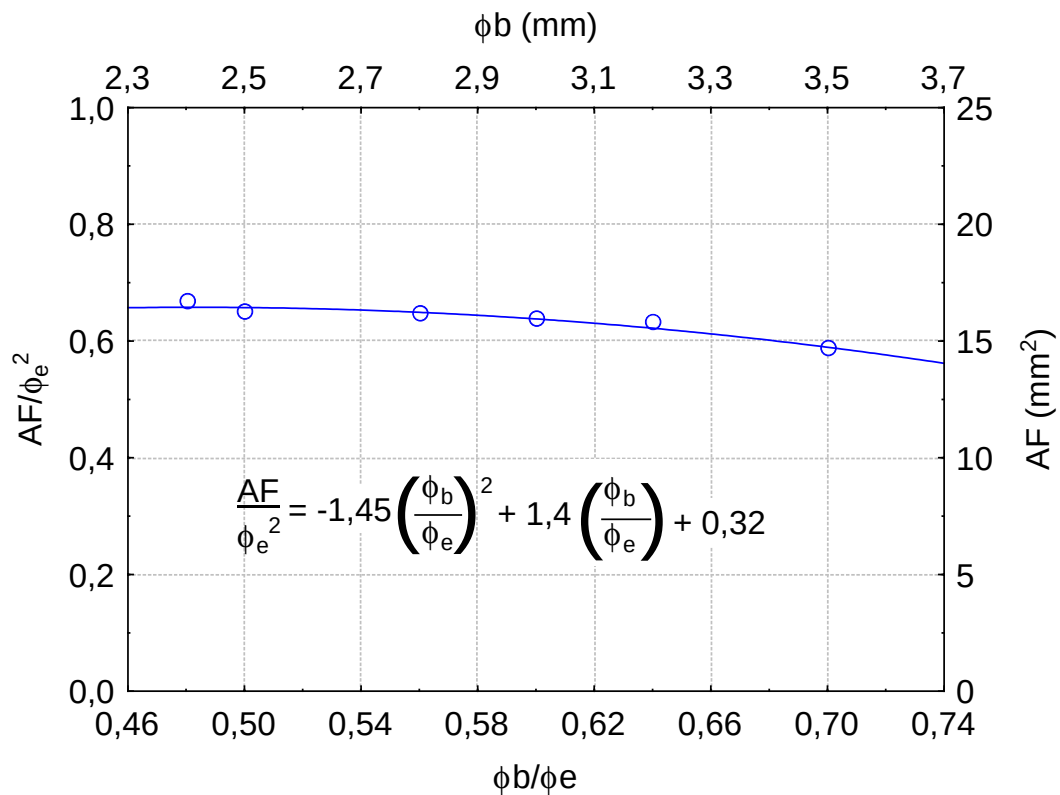


Figura 5.41- Efeito do diâmetro do bocal de constrição sobre a área fundida.

f) Efeito da vazão de gás de plasma para $I = 170$ A (validação da combinação das equações componentes)

A Figura 5.42 mostra o efeito obtido para a vazão do gás de plasma (Tabela 5.11) sobre a área fundida para um nível de corrente de 170 A. A equação da curva de tendência apresentada nesta figura para o efeito observado apresentou um coeficiente de correlação de aproximadamente 0,99. Conforme já discutido anteriormente, estes experimentos foram feitos para testar a combinação da equação final, identificando uma similaridade nos efeitos obtidos. Os resultados da Tabela 5.11 sugerem que os efeitos observados anteriormente com o uso de uma corrente de 190 A (Tabela 5.7) parecem ser os mesmos para 170 A, evidentemente com uma diferença na área fundida para valores menores cerca de 1 mm^2 nestes testes (ver Figuras 5.3 e 5.4).

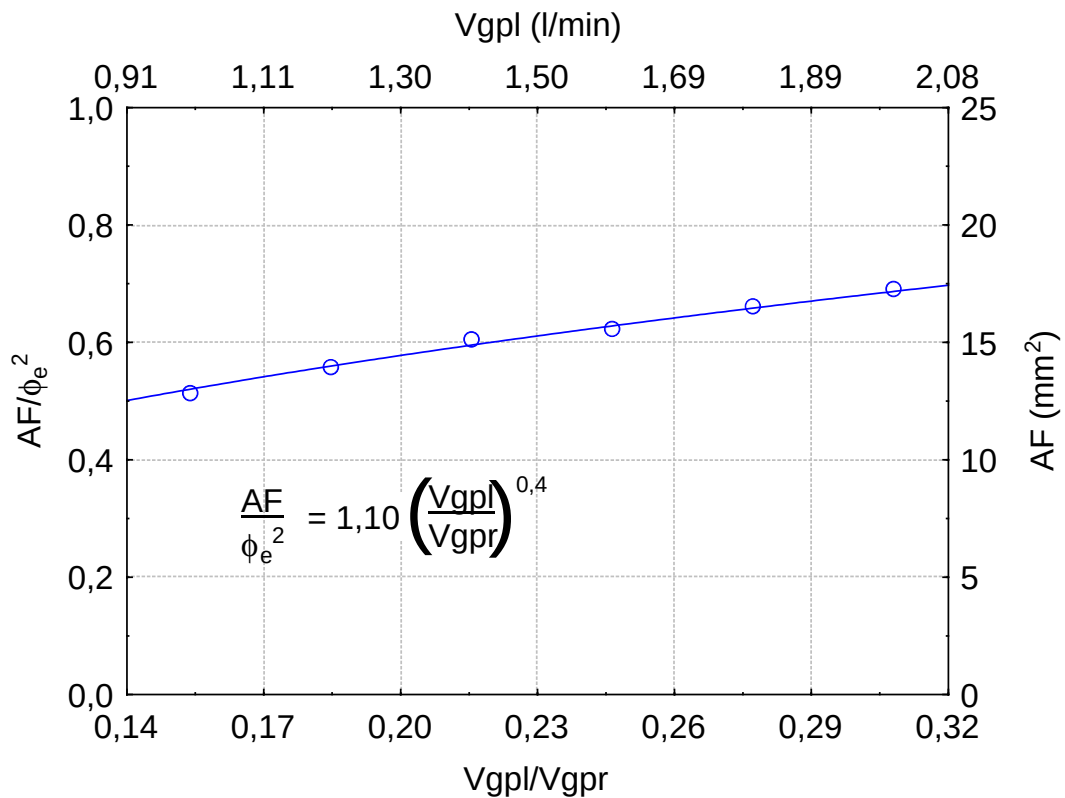


Figura 5.42- Efeito da vazão de gás de plasma sobre a área fundida para $I = 170$ A.

g) Levantamento da equação geral e teste de validação da combinação

As equações componentes de corrente, vazão de gás de plasma e velocidade de soldagem são do tipo potência ($y = ax^b$) e sugerem uma combinação por multiplicação. A

equação do diâmetro do orifício constritor é um polinômio de segunda ordem. Assim como feito anteriormente, a combinação das equações componentes será feita por multiplicação, apesar da natureza da equação do diâmetro do orifício constritor ser de natureza diferente das demais. A equação da distância tocha peça foi excluída desta análise, pois esta variável não apresentou nenhuma influência sobre a área fundida (Murphy, 1950).

Desta forma, a Equação 5.15 mostra a combinação por multiplicação entre as equações da corrente, vazão de gás de plasma e velocidade de soldagem. Nesta equação, o denominador é uma constante obtida pela média dos valores fornecidos por cada uma das equações componentes quando são substituídos nelas os valores da condição inicial ($I = 190$ A, $I_{ref} = 300$ A, $V_{gpl} = 1,4$ l/min, $V_{gpr} = 6,5$ l/min, $V_s = 40$ cm/min e $\phi_e = 5$ mm). O expoente desta constante é o número de termos adimensionais menos 2 ($5 - 2 = 3$).

$$\frac{AF}{\phi_e^2} = \frac{\left[1,17\left(\frac{I}{I_{ref}}\right)^{1,3}\right] \times \left[1,18\left(\frac{V_{gpl}}{V_{gpr}}\right)^{0,4}\right] \times \left[6,98 \times 10^{-4} \left(\frac{V_s * \phi_e^2}{V_{gpr}}\right)^{-1,06}\right] \times \left[-1,45\left(\frac{\phi_b}{\phi_e}\right)^2 + 1,4\left(\frac{\phi_b}{\phi_e}\right) + 0,32\right]}{(0,65)^3} \quad 5.15$$

$$= 3,51 \times 10^{-3} \left(\frac{I}{I_{ref}}\right)^{1,3} \times \left(\frac{V_{gpl}}{V_{gpr}}\right)^{0,4} \times \left(\frac{V_s * \phi_e^2}{V_{gpr}}\right)^{-1,06} \times \left[-1,45\left(\frac{\phi_b}{\phi_e}\right)^2 + 1,4\left(\frac{\phi_b}{\phi_e}\right) + 0,32\right]$$

Para validar a combinação obtida, no caso um produto das equações componentes de corrente, vazão de gás de plasma, velocidade de soldagem e diâmetro do orifício de constrição, compara-se as equações do efeito da vazão do gás de plasma a 190 A e 170 A, respectivamente. Segundo Murphy (1950), a combinação feita para a Equação 5.15 é válida se satisfazer a condição da Equação 5.16.

$$\frac{1,18 \times \left(\frac{V_{gpl}}{V_{gpr}}\right)^{0,4}}{0,64} = \frac{1,10 \times \left(\frac{V_{gpl}}{V_{gpr}}\right)^{0,4}}{0,60} \rightarrow 1,84 = 1,83 \quad 5.16$$

Nesta equação, os numeradores são as equações componentes da vazão do gás de plasma a 190 e 170 A, respectivamente. Os denominadores são os respectivos valores por elas fornecidos para a vazão de gás de plasma da condição inicial, 1,4 l/min (a vazão do gás de proteção foi sempre 6,5 l/min). Conforme pode ser verificado, a relação obtida é constante

em toda a faixa de trabalho, $1,84 = 1,83$, sendo o desvio observado em torno de 0,5%. Desta forma, a combinação da Equação 5.15 foi validada.

A Figura 5.43 mostra, para cada uma das variáveis de estudo, a faixa total de variação sobre a área fundida. Nesta figura, a zona de rejeição corresponde à região compreendida 10% acima e 10% abaixo do valor da condição inicial de soldagem. Conforme pode ser verificado, a distância tocha peça e o diâmetro do orifício constritor não apresentaram um efeito considerado significativo sobre a área fundida. Neste caso, o termo do diâmetro do orifício constritor ($\phi b/\phi e$) pode ser substituído pelos valores usados na condição inicial, ou seja, 2,8/5,0. Substituindo os valores mantidos constantes ($I_{ref} = 190$ A, $V_{gpl} = 6,5$ l/min e $\phi e = 5$ mm) e refazendo-se os cálculos, obtém-se a Equação 5.17, que é a expressão reduzida obtida para a área fundida.

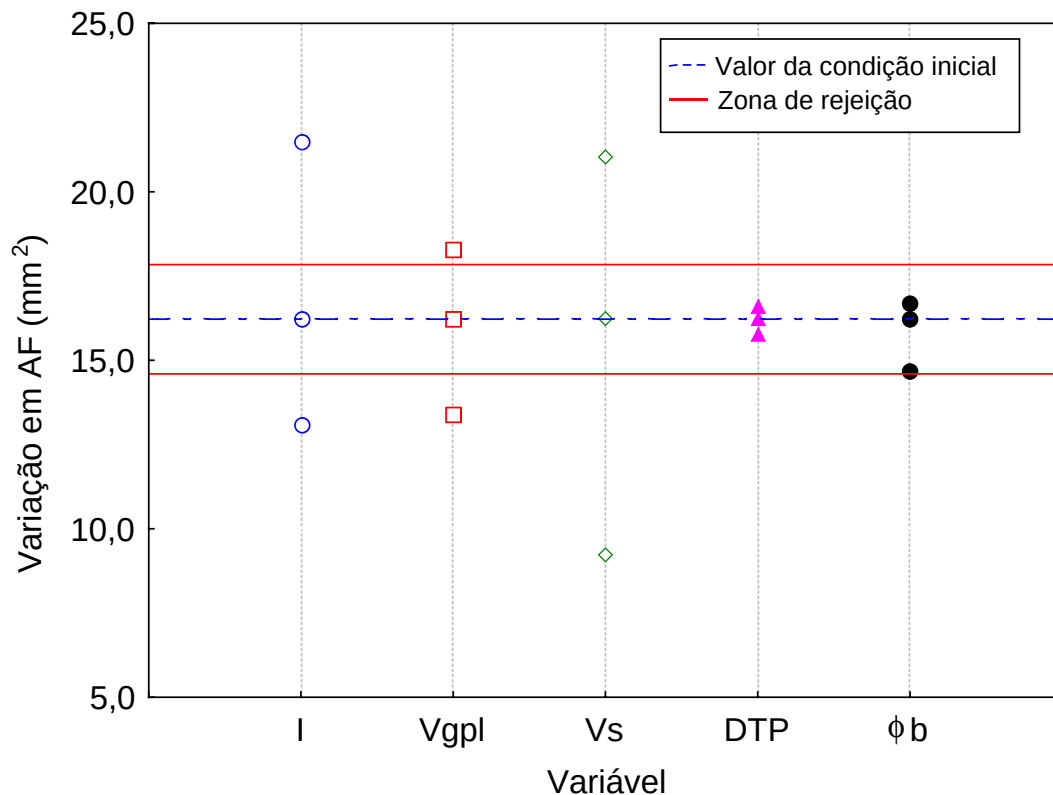


Figura 5.43- Avaliação da significância do efeito das variáveis de estudo sobre AF.

$$AF = 0,78 \times (I)^{1,3} \times (V_{gpl})^{0,4} \times (V_s)^{-1,06}$$

5.17

5.8.6 Resposta 5: Reforço da face

Como é possível verificar através da Figura 5.12, o perfil característico da face das soldas é em forma de “W”, com regiões de depressão nas bordas laterais e, em alguns casos, uma região com reforço na parte central do cordão de solda. A formação deste perfil se deve provavelmente à falta de material (formação da raiz da solda e não utilização de metal de adição) e pela baixa molhabilidade nas laterais da poça de fusão. Neste caso, a medida simples do reforço da face não permite uma interpretação adequada a respeito do perfil superficial das soldas.

Desta forma, foi proposto analisar o reforço da face em termos da área de reforço (A_r) e da área de depressão (A_d). Entretanto, como a área de depressão é considerada o caso mais crítico no que se refere à qualidade de cordão, ela será utilizada como base para a análise nesta etapa. Normalmente, A_r e A_d são inversos, ou seja, se A_d tender a aumentar, A_r tende a diminuir. Valores altos de A_d indicam um maior afundamento do cordão de solda, normalmente associado a condições mais energéticas. Em soldas sem metal de adição, A_d quase sempre vai existir, pois o material concentrado na raiz da solda produz uma escassez na parte superior, gerando regiões com depressão. Quando se utiliza metal de adição, as áreas de depressão são preenchidas, ao mesmo tempo em que um reforço é formado na solda. Nesta análise, o valor mínimo possível para A_r e A_d foi zero.

a) Efeito da corrente sobre o reforço da face

A Figura 5.44 mostra os resultados obtidos para o efeito da corrente (termo I/I_{ref}) sobre as respostas A_r e A_d , assim como a curva de tendência para a resposta A_d (termo A_d/ϕ_e^2), a qual apresentou um coeficiente de correlação de 0,95 (análise feita sem o dado de $I = 160$ A). Nesta figura, os marcadores vazados são os pontos do planejamento experimental, considerando os dados da Tabela 5.6, e os marcadores cheios são os pontos extrapolados em direção à linha de tendência a partir dos testes adicionais da Tabela 5.12 (usando um $\Delta(A_d/\phi_e^2) = 0,13$ e $A_r = 0$). Existe neste caso, uma tendência da área do reforço diminuir e da área de depressão aumentar com o aumento da corrente de soldagem. Este efeito se deve principalmente ao aumento da pressão do arco e do volume da poça de fusão, que, segundo Martikainen & Moisio (1993), são significativamente influenciados por aumentos na corrente e atuam no sentido de forçar o afundamento do cordão de solda.

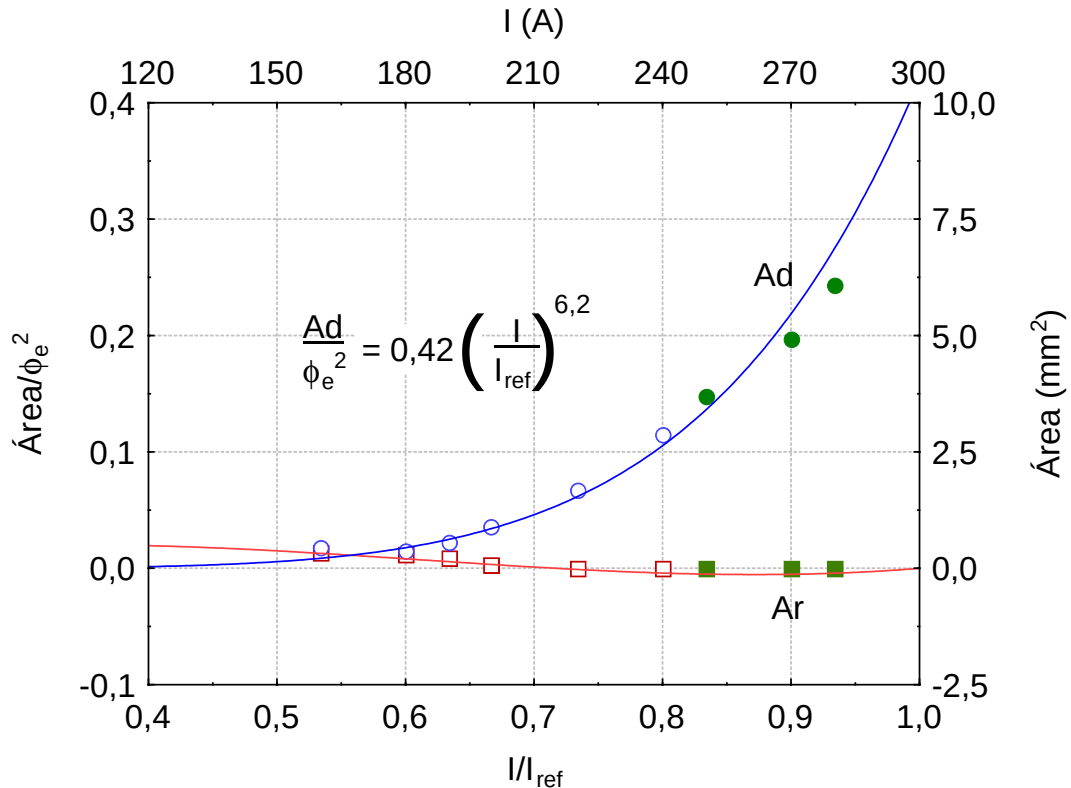


Figura 5.44- Efeito da corrente sobre Ar e Ad na face da solda.

Conforme pode ser verificado na Figura 5.44, a partir de um determinado nível de corrente, a área de depressão começa a aumentar significativamente como consequência do afundamento do cordão de solda. Neste ponto, a área de reforço já não existe mais ($Ar = 0$).

b) Efeito da vazão do gás de plasma sobre o reforço da face

A Figura 5.45 mostra os resultados para o efeito da vazão do gás de plasma (termo V_{gpl}/V_{gpr}) sobre Ar (Ar/ϕ_e^2) e Ad (Ad/ϕ_e^2), considerando os dados da Tabela 5.7. A curva de tendência para Ad apresentou um coeficiente de correlação em torno de 0,97, contudo, esta correlação só foi obtida excluindo-se da análise o dado referente à vazão de 1,4 l/min. Conforme pode ser visto, tanto a área de reforço como a área de depressão permaneceram praticamente constantes até níveis intermediários de vazão de gás. A partir daí, aumentos posteriores na vazão acentuaram os efeitos da pressão do arco sobre a poça de fusão, fazendo Ar ir para zero (0) e Ad aumentar significativamente. O aumento da pressão do arco, citado em Bukarov (1976) e Yoshioka et al. (1993), força o afundamento da poça de fusão, resultando em maiores raízes, porém, reduzindo a quantidade de material na face da solda.

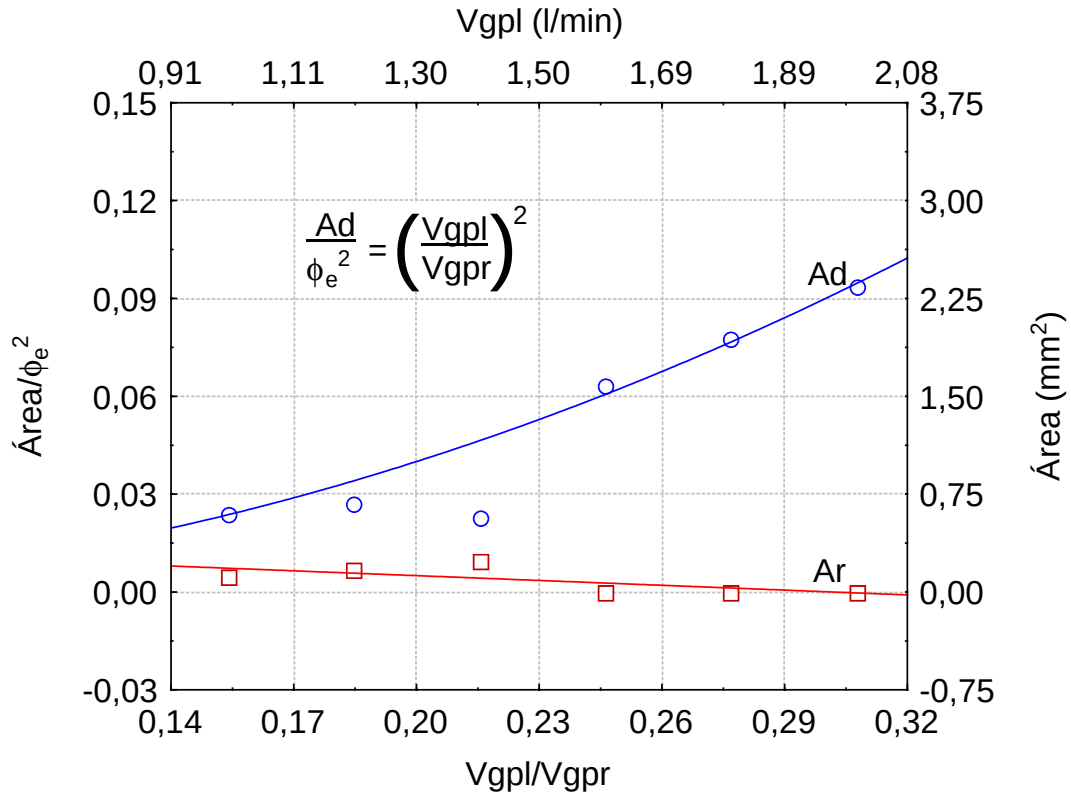


Figura 5.45- Efeito da vazão de gás de plasma sobre Ar e Ad na face da solda.

c) Efeito da velocidade de soldagem sobre o reforço da face

A Figura 5.46 mostra os resultados dos testes do planejamento experimental (Tabela 5.8) e os valores extrapolados a partir dos testes adicionais (Tabela 5.13) para o efeito da velocidade de soldagem sobre Ar e Ad. Para os testes adicionais, a extrapolação foi feita considerando um $\Delta(Ad/\phi_e^2) = 0,11$ e fazendo $Ar = 0$. Como pode ser verificado nesta figura, o aumento da velocidade de soldagem aumentou a área de reforço (Ar) e a reduziu a área total de depressão (Ad). Este efeito ocorre devido a uma redução na energia transferida à peça, reduzindo o volume da poça de fusão e, consequentemente, as forças gravitacionais ali atuantes (Martikainen & Moisio, 1993). Como visto anteriormente, o aumento da velocidade de soldagem também reduz a raiz da solda (itens 5.8.2c e 5.8.3c), de forma que a deficiência de material na parte superior é reduzida na mesma proporção, diminuindo as regiões de depressão.

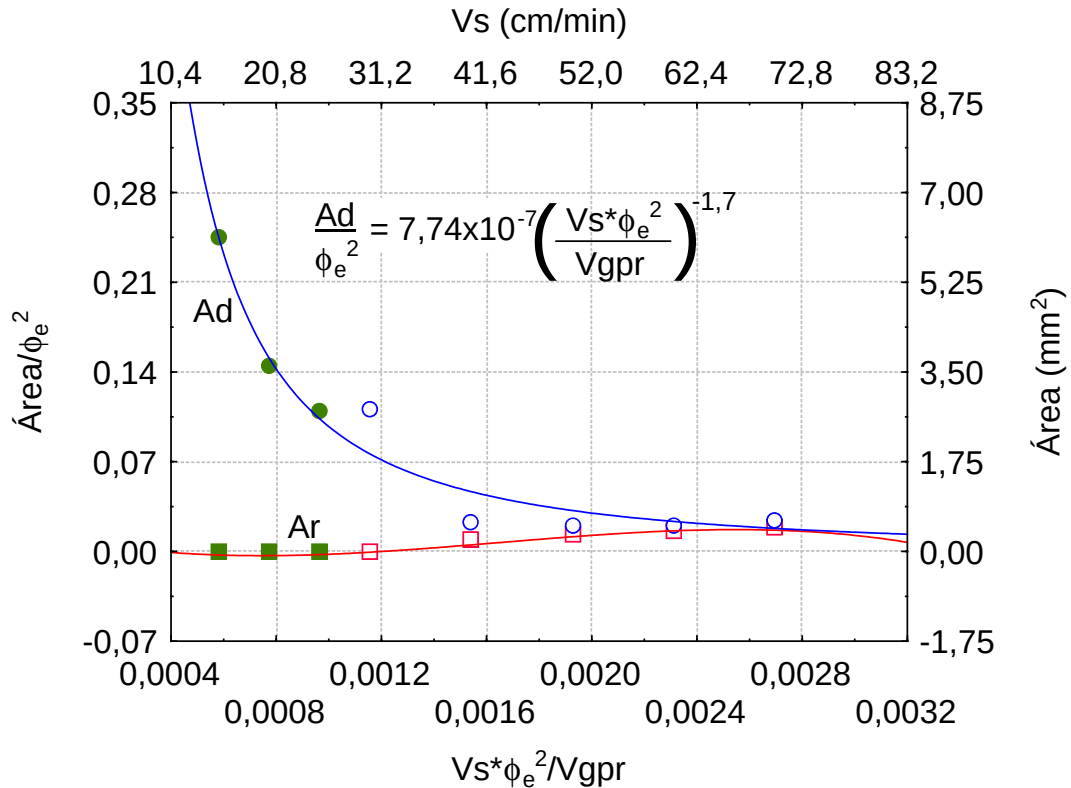


Figura 5.46- Efeito da velocidade de soldagem sobre A_r e A_d na face da solda.

A equação da curva de tendência apresentada na Figura 5.46 foi obtida sem o dado referente às velocidades de 30 e 40 cm/min para obter uma boa correlação, em torno de 0,95. Esta equação foi considerada válida dentro da faixa de trabalho de velocidade, entre 15 e 70 cm/min.

d) Efeito da distância tocha peça sobre o reforço da face

A Figura 5.47 mostra o efeito da variação da distância tocha peça (termo DTP/ϕ_e) sobre as respostas A_r e A_d . A curva de tendência apresentada para A_d apresentou um coeficiente de correlação de aproximadamente 0,92, porém foi obtida sem os pontos de DTP de 4 e 5 mm, os quais saíram fora da tendência observada. Conforme pode ser observado, os resultados obtidos apresentaram um comportamento variável, mas com uma tendência de A_d aumentar e de A_r diminuir com o aumento da distância tocha peça.

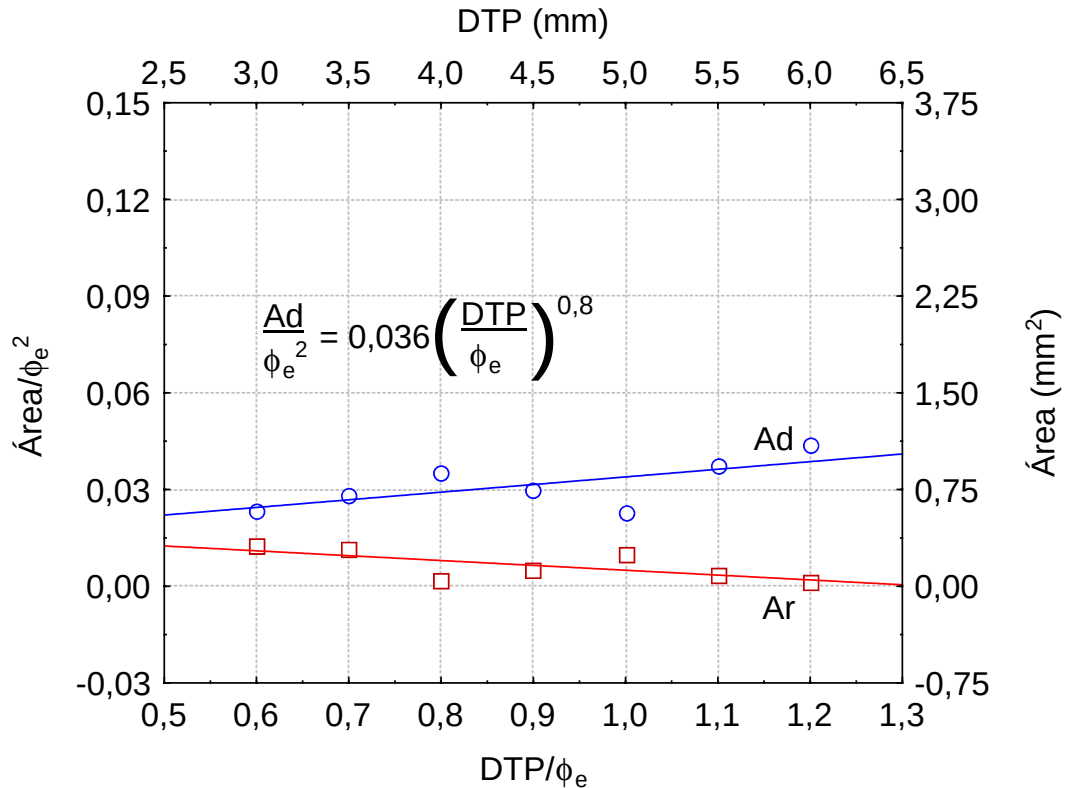


Figura 5.47- Efeito da distância tocha peça sobre Ar e Ad na face da solda.

A análise aqui se torna contraditória, pois o aumento da distância tocha peça tende a causar um maior espalhamento do arco, reduzindo a concentração de energia. Desta forma, devido à redução da capacidade de penetração do arco, esperava-se uma redução em Ad e um aumento em Ar. Com o aumento da distância tocha peça, espera-se uma redução nas dimensões da raiz da solda, sobrando mais material para a superfície da solda. Entretanto, conforme pode ser visto na Figura 5.47, as tendências observadas foram opostas ao esperado. Este efeito pode estar relacionado com a quantidade de material depositado na raiz da solda. De fato, observando-se as Figuras 5.18 e 5.26, verifica-se que, embora a largura da raiz tenha permanecido constante com o aumento da distância tocha peça (Figura 5.26), o reforço da raiz da solda aumentou ligeiramente (Figura 5.18). Portanto, esse material excedente depositado na raiz da solda sugere uma maior deficiência na superfície da solda, aumentando a área de depressão e reduzindo a área de reforço.

e) Efeito do diâmetro de bocal sobre o reforço da face

A Figura 5.48 ilustra graficamente o efeito do diâmetro de bocal sobre a área de reforço e a área de depressão, onde também é apresentada a curva de tendência para o efeito

observado em Ad. A equação da curva de tendência apresentada foi obtida com um coeficiente de correlação de 0,99 para a faixa de trabalho analisada (não usando os dados para ϕ_b 2,8 e 3 mm).

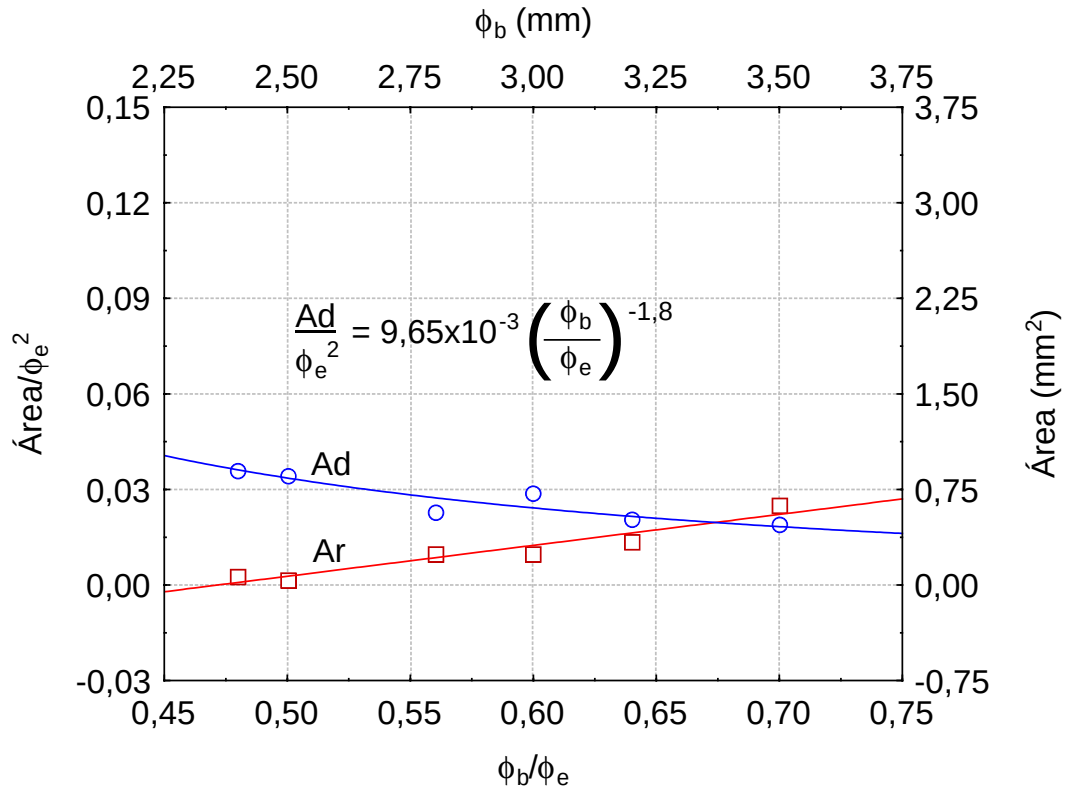


Figura 5.48- Efeito do diâmetro de bocal sobre Ar e Ad na face da solda.

Os resultados obtidos indicam que o aumento do diâmetro de bocal tendeu a aumentar a área de reforço e a reduzir a área de depressão. Estes efeitos são uma consequência da redução da pressão do arco sobre a poça de fusão (Stepanov & Nechaev, 1974, Bukarov, 1976 e Yoshioka et al., 1993) e também da redução da concentração de energia pela redução do efeito de constrição (Miyazaki et al., 1995). Estes dois efeitos atuam no sentido de reduzir a penetração e, portanto, tendem a reduzir Ad e aumentar Ar, como é mostrado na Figura 5.48.

f) Efeito da vazão de gás de plasma para $I = 170$ A (validação da combinação das equações componentes)

A Figura 5.49 mostra os resultados da Tabela 5.11, para o efeito da vazão de gás de plasma sobre as respostas de Ar e Ad para uma corrente de 170 A. Neste caso, o aumento da vazão de gás produziu uma redução na área de reforço e um aumento na área de depressão,

sendo estes resultados influenciados pelo aumento da pressão do arco sobre a poça de fusão. A curva de tendência apresentada na Figura 5.49, válida dentro da faixa de trabalho de 1,0 a 2,0 l/min, apresentou um coeficiente de correlação (R^2) de 0,99.

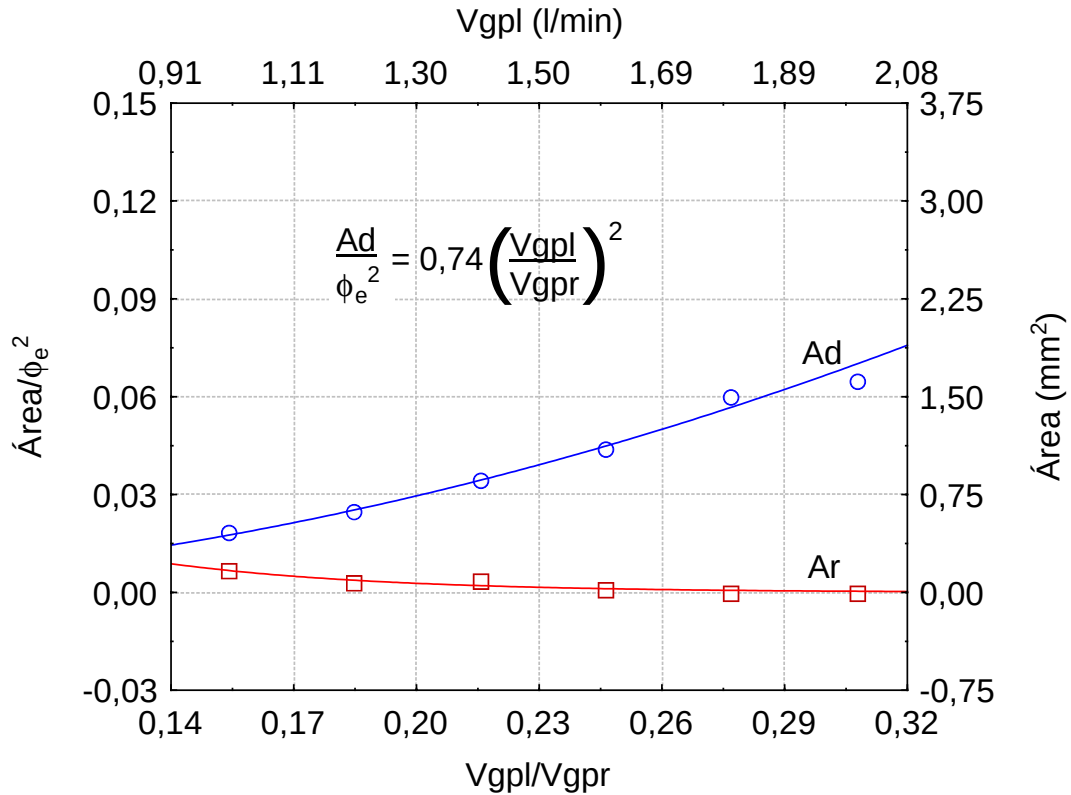


Figura 5.49- Efeito da vazão de gás de plasma sobre Ar e Ad na face da solda para $I = 170$ A.

g) Levantamento da equação geral e teste de validação

Para obter a equação final para a área de depressão na face da solda, as equações componentes obtidas para os efeitos da corrente, vazão de gás de plasma, velocidade de soldagem, distância tocha peça e diâmetro do orifício constritor foram combinadas por multiplicação (Murphy, 1950). Esta combinação é mostrada na Equação 5.18.

$$\frac{Ad}{\phi_e^2} = \frac{0,42 \left(\frac{I}{I_{ref}} \right)^{6,2} \times \left(\frac{V_{gpl}}{V_{gpr}} \right)^2 \times 7,74 \times 10^{-7} \left(\frac{V_s * \phi_e^2}{V_{gpr}} \right)^{-1,7} \times 0,036 \left(\frac{DTP}{\phi_e} \right)^{0,8} \times 9,65 \times 10^{-3} \left(\frac{\phi_b}{\phi_e} \right)^{-1,8}}{0,038^4}$$

$$= 5,42 \times 10^{-5} \left(\frac{I}{I_{ref}} \right)^{6,2} \times \left(\frac{V_{gpl}}{V_{gpr}} \right)^2 \times \left(\frac{V_s * \phi_e^2}{V_{gpr}} \right)^{-1,7} \times \left(\frac{DTP}{\phi_e} \right)^{0,8} \times \left(\frac{\phi_b}{\phi_e} \right)^{-1,8} \quad 5.18$$

Para validar essa combinação do ponto de vista da Teoria da Similitude, a igualdade da Equação 5.19 deve ser satisfeita para qualquer valor de V_{gpl}/V_{gpr} dentro da faixa de trabalho, ou seja, entre 0,15 e 0,31. Pode-se notar que, dentro da faixa de trabalho, a relação é sempre constante, sendo $21,74 = 21,76$. A diferença observada corresponde a cerca de 0,1%, validando a combinação feita na Equação 5.18.

$$\frac{\left[1 \left(\frac{V_{gpl}}{V_{gpr}} \right)^2 \right]}{0,046} = \frac{\left[0,74 \left(\frac{V_{gpl}}{V_{gpr}} \right)^2 \right]}{0,034} \rightarrow 21,74 = 21,76 \quad 5.19$$

Apesar da validação da Equação 5.18, notou-se uma relativa dificuldade em se obter, para os efeitos das variáveis de estudo, uma curva de tendência que apresentasse um bom ajuste considerando todos os dados experimentais. Na maioria dos casos, como visto anteriormente para esta resposta (Ad), o procedimento foi excluir alguns pontos da análise para obter um ajuste adequado. Isto sugere que as variáveis de soldagem atuam de uma forma bastante aleatória sobre o reforço da face, podendo ser significativamente afetado pelas condições dos testes, por exemplo, desalinhamentos na junta, ou desalinhamentos da tocha em relação ao eixo central da junta.

A Figura 5.50 mostra a faixa de variação total observada em Ad para cada uma das variáveis de estudo. Nesta figura, a zona de rejeição foi definida como sendo uma região que abrange variações de 100% acima e abaixo do valor da condição inicial. Esta variação foi proposta porque os valores obtidos para Ad foram pequenos em relação ao valor de área total do perfil da solda, sendo que a região de rejeição, entre 0 e 1,15 mm² foi considerada adequada para eliminar os termos com pouca influência sobre a resposta.

Pode-se notar, na Figura 5.50, que tanto a distância tocha peça, como o diâmetro do orifício constritor não apresentaram um efeito considerado significativo sobre a área de depressão. Desta forma, os termos destas variáveis podem ser substituídos na Equação 5.18 por seus respectivos valores usados na condição inicial ($DTP = 5$ mm, $\phi_b = 2,8$ mm e $\phi_e = 5$ mm). Refazendo-se todos os cálculos e substituindo também as variáveis mantidas constantes ($I_{ref} = 300$ A, $V_{gpr} = 6,5$ l/min e $\phi_e = 5$ mm), obtém-se a Equação 5.20, que é a expressão reduzida para a área de depressão na face da solda.

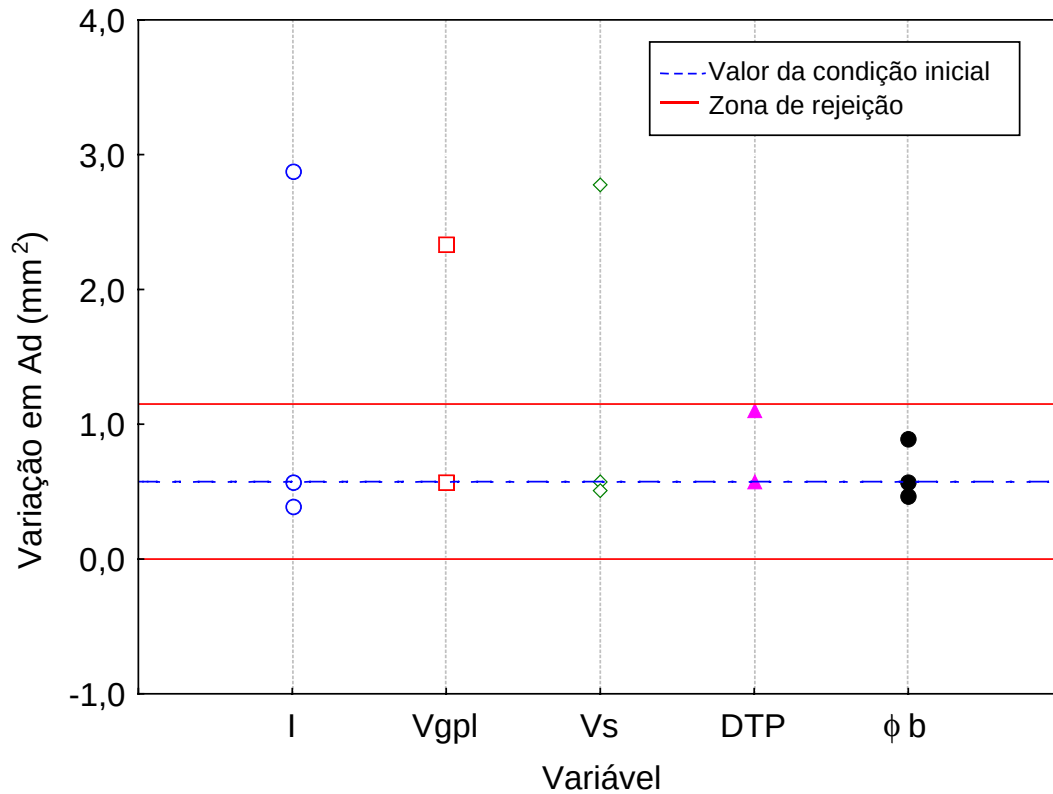


Figura 5.50- Avaliação da significância do efeito das variáveis de estudo sobre Ad.

$$Ad = 1,28 \times 10^{-12} \times (I)^{6,2} \times (Vgpl)^2 \times (Vs)^{-1,7} \quad 5.20$$

5.9 Resumo das equações

As Equações 5.21 a 5.25 são as expressões completas para o reforço da raiz, largura da raiz, largura da face, área fundida e área de depressão, respectivamente, considerando todas as variáveis de estudo.

$$RR = 2,31 \times 10^{-8} (I)^4 \times (Vgpl)^2 \times (e^{-0,076Vs}) \times (DTP)^{0,4} \times (-0,074\phi b + 0,29) \quad 5.21$$

$$LR = 1,65 \times 10^{-2} \times (I)^2 \times (Vgpl) \times (Vs)^{-1,4} \times [-0,36(\phi b)^2 + 1,74(\phi b) - 1,36] \quad 5.22$$

$$LF = 2,01 \times (I)^{0,4} \times (Vgpl)^{0,1} \times (Vs)^{-0,33} \times (DTP)^{0,15} \times (\phi b)^{0,1} \quad 5.23$$

$$AF = 1,2 \times (I)^{1,3} \times (Vgpl)^{0,4} \times (Vs)^{-1,06} \times [-0,058(\phi b)^2 + 0,28(\phi b) + 0,32] \quad 5.24$$

$$Ad = 2,25 \times 10^{-12} \times (I)^{6,2} \times (Vgpl)^2 \times (Vs)^{-1,7} \times (DTP)^{0,8} \times (\phi b)^{-1,8} \quad 5.25$$

As Equações 5.26 a 5.30 são as equações reduzidas, sem os termos considerados como pouco significativos segundo os critérios propostos.

$$RR = 4,4 \times 10^{-8} (I)^4 \times (V_{gpl})^2 \times (e^{-0,076V_s}) \times (-0,074\phi b + 0,29) \quad 5.26$$

$$LR = 1,65 \times 10^{-2} \times (I)^2 \times (V_{gpl}) \times (V_s)^{-1,4} \times [-0,36(\phi b)^2 + 1,74(\phi b) - 1,36] \quad 5.27$$

$$LF = 2,30 \times (I)^{0,4} \times (V_s)^{-0,33} \times (DTP)^{0,15} \quad 5.28$$

$$AF = 0,78 \times (I)^{1,3} \times (V_{gpl})^{0,4} \times (V_s)^{-1,06} \quad 5.29$$

$$Ad = 1,28 \times 10^{-12} \times (I)^{6,2} \times (V_{gpl})^2 \times (V_s)^{-1,7} \quad 5.30$$

Nestas equações, as unidades de entrada são: I (A), Vgpl (l/min), Vs (cm/min), DTP (mm) e ϕb (mm). As respostas por elas fornecidas são em mm para RR, LR e LF e em mm² para AF e Ad. As faixas de validade destas equações são: ($160 \leq I \leq 280$ A), ($1,0 \leq V_{gpl} \leq 2,0$ l/min), ($15 \leq V_s \leq 70$ cm/min), ($3,0 \leq DTP \leq 6,0$ mm), ($2,4 \leq \phi b \leq 3,5$ mm).

5.10 Validação experimental

Para verificar a consistência dos modelos apresentados nas Equações 5.21 a 5.30, três testes experimentais foram realizados utilizando condições obtidas aleatoriamente. As medidas experimentais da geometria de cordão foram comparadas com as medidas obtidas através dos modelos. A Tabela 5.15 mostra as condições de soldagem que foram testadas experimentalmente. As demais variáveis foram mantidas constantes nos valores apresentados no item 5.5.

Tabela 5.15- Condições de soldagem para verificação dos modelos obtidos.

Variável	Condição 1	Condição 2	Condição 3
Corrente (A)	170	210	230
Vazão de gás de plasma (l/min)	1,45	1,75	1,90
Velocidade de soldagem (cm/min)	45	55	65
Distância tocha peça (mm)	5	4	6
Diâmetro de bocal (mm)	2,8	2,8	2,8

A Tabela 5.16 mostra os resultados das medidas experimentais e das obtidas através dos modelos completos (Equações 5.21 a 5.25) e reduzidos (Equações 5.26 a 5.30). Nesta tabela, pode-se notar que os modelos apresentaram resultados próximos aos obtidos

experimentalmente, sendo satisfatórios para uma estimativa da geometria de cordão no âmbito das faixas operacionais. Deve-se salientar que, em alguns casos, as variações encontradas podem ser relativamente significativas considerando a variação percentual, mas que não o são do ponto de vista geral. Por exemplo, na condição 3 (Tabelas 5.15 e 5.16), o reforço da raiz medido foi de aproximadamente 0,34 mm, enquanto que os valores fornecidos pelas Equações 5.21 e 5.26 foram 0,28 e 0,26, respectivamente. Esta variação, em torno de 0,07 mm, é difícil de ser percebida visualmente, contudo, representa uma diferença de aproximadamente 26%.

Tabela 5.16- Comparação entre os resultados experimentais e preditos pelos modelos.

Medida	Condição 1			Condição 2			Condição 3		
	Medido	Pred _{Com}	Pred _{Red}	Medido	Pred _{Com}	Pred _{Red}	Medido	Pred _{Com}	Pred _{Red}
RR (mm)	0,19	0,21	0,21	0,37	0,30	0,33	0,34	0,28	0,26
LR (mm)	2,13	2,31	2,31	2,90	3,21	3,21	2,66	3,31	3,31
LF (mm)	6,37	6,54	6,50	6,71	6,56	6,41	7,37	6,90	6,68
AF (mm ²)	12,50	12,69	12,70	14,71	14,55	14,57	14,75	14,18	14,20
Ad (mm ²)	0,33	0,28	0,28	0,68	0,90	1,08	0,78	1,94	1,68

No caso da área de depressão, é possível observar que houve uma diferença significativa entre os valores medidos e preditos nos testes 2 e 3. Isto demonstra que, apesar de se ter uma tendência geral, as variações são bastante aleatórias, tornando difícil a obtenção de um modelo mais preciso. Este problema já havia sido detectado antes, onde as equações componentes só apresentaram bons ajustes (R^2) devido à exclusão de alguns dados da análise.

Os resultados indicam que os modelos permitem obter com relativa segurança uma estimativa da geometria do cordão de solda dentro da região analisada, levando-se em consideração a interpretação dos resultados por eles fornecidos. Neste caso, as suposições feitas no capítulo anterior, no item 4.6e, são aqui também válidas. Resumindo, condições com “keyhole” estável, para este tipo de aplicação, são obtidas para um reforço na raiz da solda acima de 0,1 mm até aproximadamente 1,5 mm. As condições extremas, contudo, devem ser evitadas, pois alguma instabilidade ainda pode ocorrer, gerando penetração incompleta ou excessiva. A largura da raiz da solda também é um bom indicador da estabilidade do “keyhole” e pode variar entre cerca de 1,5 mm até cerca de 5 mm. Estas faixas foram estabelecidas com base nos resultados obtidos em todos os testes já realizados neste trabalho. Outros fatores também podem ser considerados, por exemplo, a área fundida deve estar entre 12 e 21 mm² e a área de depressão na face (Ad) para condições adequadas deve ser menor do que 2,8 mm² (manutenção da estabilidade do “keyhole”).

5.11 Conclusões preliminares

A Teoria da Similitude aplicada na modelagem da soldagem a plasma com “*keyhole*” apresentou resultados satisfatórios, permitindo obter os modelos empíricos para o reforço e largura da raiz e da face da solda e para a área fundida. Além dos modelos, a metodologia utilizada permitiu um bom entendimento físico dos efeitos individuais de cada variável sobre a soldagem, o que não se observou de forma clara no capítulo anterior, com a metodologia de Superfície de Resposta. Portanto, os objetivos principais desta etapa foram concluídos com sucesso. Entretanto, como desvantagem, verificou-se que os grupos adimensionais apresentam uma limitação física devido ao fato de que os efeitos das variáveis agrupadas foram bastante diferentes entre si. Do ponto de vista da teoria, a combinação dos grupos adimensionais é possível, mas fisicamente pode haver limitações devido aos efeitos das variáveis. Desta forma, preferiu-se não utilizar os grupos adimensionais, mas sim as variáveis de estudo analisadas.

A estabilidade da soldagem com “*keyhole*” é principalmente verificada através das dimensões da raiz da solda. Valores intermediários entre os limites extremos pareceram apresentar uma robustez adequada, ou seja, uma pequena variação nas variáveis de soldagem não altera a estabilidade do “*keyhole*”, embora a geometria do cordão possa ser ligeiramente afetada. Os limites extremos previamente identificados devem ser evitados por estarem numa região sujeita a instabilidade, podendo gerar o corte da junta ou falta de penetração total.

As relações obtidas também permitem identificar rapidamente qual das variáveis analisadas é a que tem a maior influência sobre a resposta desejada, auxiliando na melhoria das condições de soldagem. Como exemplo, pode-se analisar a Equação 5.21, para o reforço da raiz da solda. O fabricante da tocha indica que para cada diâmetro de bocal comercial (2,4, 2,8 e 3,2 mm), a corrente de soldagem admissível é aumentada em 50 A. Desta forma, para obter uma condição com maior produtividade, o diâmetro de bocal recomendado seria o de 3,2 mm, o qual permitiria o uso de uma maior corrente de soldagem. Como o efeito da corrente se mostrou mais significativo do que o do diâmetro do orifício, neste caso, a velocidade de soldagem poderia ser aumentada e, portanto, a produtividade.

Conforme pode ser visto, o efeito qualitativo das variáveis pode ser obtido rapidamente. De uma maneira geral, a corrente de soldagem influenciou de forma significativa todas as respostas propostas (RR, LR, LF, AF e Ad). A vazão de gás de plasma influenciou significativamente as respostas RR, LR, AF e Ad. A velocidade de soldagem apresentou um efeito significativo sobre todas as respostas. A distância tocha peça apresentou uma influência considerada significativa somente sobre LF. Por último, o diâmetro do orifício constritor afetou de forma significativa apenas a raiz da solda (RR e LR).

Capítulo VI

Efeito das Variáveis Complementares – Parte 1

6.1 Comentários iniciais

Inicialmente, a Teoria da Similitude foi proposta para o estudo do processo porque, ao se agrupar um certo número de variáveis em um grupo adimensional, poderia se reduzir o número total de variáveis de estudo, simplificando a análise (Murphy, 1950). Entretanto, como foi verificado no capítulo anterior, as variáveis do processo que foram agrupadas em termos adimensionais afetaram a geometria de cordão de forma tão diferente uma das outras, que não foi possível a manutenção destes termos nas equações obtidas. Conforme a análise feita, variando-se o numerador, ou o denominador, mas mantendo uma mesma relação para o termo adimensional, os resultados obtidos foram significativamente diferentes.

Entretanto, toda a análise realizada continua válida, assim como todas as equações obtidas no capítulo anterior para a predição da geometria do cordão de solda. Evidentemente, outras variáveis do processo que foram mantidas constantes na análise anterior podem também apresentar um efeito considerável na soldagem, conforme citado no trabalho de Pinfold & Jubb (1974a). Por exemplo, a vazão do gás de proteção e o recuo do eletrodo podem também exercer um efeito significativo sobre as características das soldas, sugerindo a necessidade de um estudo mais abrangente do efeito destas variáveis.

O efeito de outras variáveis de estudo poderia ser facilmente adicionado às equações já obtidas, porém traria como consequência o aumento da complexidade destas expressões. Com isso, além de toda a dificuldade envolvida na combinação das equações componentes, a análise dos efeitos também se tornaria mais complicada. Portanto, foi proposto neste capítulo o desenvolvimento de fatores de correção para a geometria de cordão, considerando agora as variáveis da vazão de gás de proteção (V_{gpr}), recuo do eletrodo (Rec), ângulo de ponta do eletrodo (Ang) e abertura da junta (Abt). Estas variáveis podem afetar em certa escala a geometria de cordão, justificando a realização desta análise. Além disto, esta análise permitirá obter outras informações técnicas do processo e possivelmente aumentar a gama de aplicações para as quais os modelos já obtidos são válidos. Outras variáveis, tais como a espessura da chapa e a composição dos gases de plasma e de proteção e a taxa de adição de metal na solda serão estudadas no próximo capítulo em função da dificuldade e da necessidade de desenvolver novas metodologias para a análise.

Os chamados fatores de correção são relações obtidas através da comparação da geometria obtida na condição inicial (referência), especificada no item 5.5 do capítulo anterior, com a geometria obtida variando-se estas novas variáveis de estudo. As diferenças obtidas entre os resultados serão utilizadas para se determinar expressões que permitam a correção da geometria de cordão, quando necessário, por exemplo, com a utilização de outros valores de recuo do eletrodo. Para exemplificar este procedimento, suponha que em um novo teste feito tenha sido obtido um valor qualquer de RR. A este valor é então subtraído o valor de reforço da condição inicial (referência), chamado aqui de RRo. Assim, o fator de correção especificado a ser adicionado à resposta do modelo será: $F = RR - RRo$.

A Tabela 6.1 mostra todos os quatro fatores de correção propostos neste capítulo para a geometria de cordão, cada qual relacionado com uma única variável de soldagem. Esta separação foi proposta para facilitar a análise dos resultados e permitir, quando possível, a eliminação de um ou mais fatores cuja variável não apresentou influência significativa ou não foi alterada em relação aos modelos já obtidos.

Tabela 6.1- Fatores de correção para a geometria da solda e variáveis de soldagem.

Fator de correção	Variável
F1	Vgpr - vazão do gás de proteção
F2	Rec - recuo do eletrodo
F3	Ang - ângulo de ponta do eletrodo
F4	Abt - abertura da junta

Adicionando-se às respostas dos modelos do capítulo anterior todos os fatores de correção propostos neste capítulo, obtém-se a Equação 6.1. Esta expressão representa o valor fornecido pelos modelos apresentados no capítulo anterior (Equações 5.26 a 5.30), acrescidos das respectivas correções feitas considerando as variáveis apresentadas na Tabela 6.1. Este procedimento foi desenvolvido neste trabalho e visa especificamente a correção das respostas preditas sob determinadas condições de trabalho, diferentes das utilizadas no capítulo anterior.

$$Resposta\ final = (valor\ das\ Equações\ 5.26\ a\ 5.30) + \sum_{i=1}^4 Fi \quad 6.1$$

6.2 Valores de referência (condição inicial do item 5.5)

Conforme citado anteriormente, os valores geométricos obtidos com a condição inicial de soldagem, especificada no item 5.5 do capítulo anterior, são os valores que serão

subtraídos dos resultados obtidos nos testes com as novas variáveis de estudo, gerando, com isso, os fatores de correção. Assim, a condição inicial representa o ponto de referência, a partir da qual o efeito das novas variáveis de estudo será analisado. A Tabela 6.2 mostra os valores obtidos com o teste da condição inicial de soldagem, aqui designados com o índice (o) para facilitar a distinção.

Tabela 6.2- Valores obtidos com a condição inicial de soldagem (item 5.5).

Resposta	Valor da medida (experimental)
AFo – área fundida	16,22 mm ²
RRo – reforço da raiz	0,46 mm
LRo – largura da raiz	3,22 mm
LFo – largura da face	7,07 mm
Ado – área de depressão na face	0,58 mm ²

Para a apresentação dos resultados, inicialmente é feito um breve comentário a respeito do efeito das variáveis sobre o perfil do cordão e a tensão de soldagem. Tanto o perfil da solda como a tensão de soldagem dependem das interações e dos efeitos das variáveis de estudo no arco plasma. A tensão de soldagem pode ser particularmente importante na análise e interpretação dos resultados obtidos, uma vez que depende basicamente do comprimento e do efeito de constrição do arco, podendo influenciar em certa escala também a geometria da solda. Porém, os fatores de correção só serão obtidos para as variáveis que apresentarem efeitos significativos sobre as respostas, segundo os mesmos critérios do capítulo anterior, isto é, se extrapolar a faixa de rejeição de 0,39 a 0,53 mm para RR (Figura 5.22), 2,74 a 3,70 mm para LR (Figura 5.29), 6,72 a 7,42 mm para LF (Figura 5.36), 14,60 a 17,84 mm² para AF (Figura 5.43) e 0 a 1,15 mm² para Ad (Figura 5.50). Esta escolha foi feita de forma subjetiva, considerando a análise dos resultados obtidos. Finalmente, são apresentados os resultados experimentais obtidos e a análise para a obtenção das expressões dos fatores de correção propostos para a geometria de cordão.

6.3 Efeito da vazão do gás de proteção (Vgpr) – Fator F1

A Figura 6.1 mostra o efeito da vazão do gás de proteção sobre o perfil do cordão de solda e sobre a tensão de soldagem. A tensão de soldagem não pareceu ser afetada pela vazão do gás de proteção, permanecendo praticamente constante em todos os testes. Teoricamente, o aumento dessa vazão tenderia retirar mais calor das partes externas do arco, produzindo um efeito adicional de constrição e, como consequência, causando um aumento na

concentração de energia. Desta forma, um aumento da tensão de soldagem poderia ser esperado em função desta constrição do arco (Martinez et al., 1994). Contudo, nenhum efeito foi observado. Uma hipótese para explicar os resultados obtidos é que o aumento da vazão teria causado um aumento na turbulência do fluxo de gás de proteção, a qual pode ter prejudicado a troca de calor e, com isso, anulado o efeito de constrição térmica do arco. Entretanto, as variações foram mínimas, podendo estar relacionadas a quaisquer variações no ajuste da distância tocha peça, por exemplo, pelo uso de chapas levemente empenadas.

O perfil da solda também não foi alterado significativamente de um teste para o outro, embora a raiz da solda tenha sofrido uma redução considerável para uma vazão de 8 l/min, conforme mostrado na Figura 6.1. A Tabela 6.3 mostra o efeito da variação da vazão do gás de proteção sobre os resultados da geometria de cordão. Nesta tabela, o efeito da vazão do gás foi considerado significativo apenas para o reforço (RR) e a largura (LR) da raiz da solda, onde a variação total excedeu os 15% para cima e para baixo do valor da condição inicial (zona de rejeição).

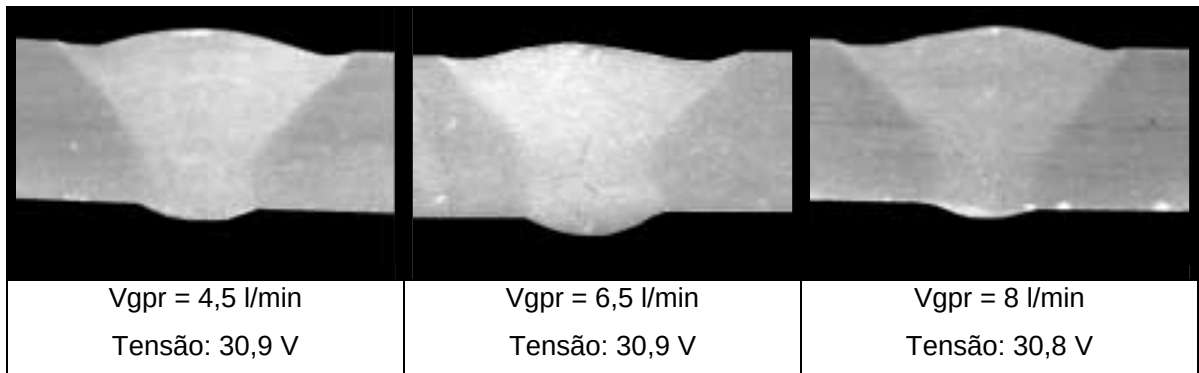


Figura 6.1- Efeito da vazão do gás de proteção sobre o perfil de cordão e a tensão de soldagem.

Tabela 6.3- Efeito da vazão de gás de proteção sobre a geometria de cordão.

Vgpr (l/min)	RR (mm)	LR (mm)	LF (mm)	AF (mm ²)	Ar (mm ²)	Ad (mm ²)
4,5	0,34	2,76	7,24	16,62	1,22	0,18
6,5	0,46	3,22	7,07	16,22	0,24	0,58
8,0	0,29	2,57	7,18	16,10	1,28	0,10
Zona de rejeição	0,39 – 0,53	2,74 – 3,70	6,72 – 7,42	14,6 – 17,84	-	0 – 1,15
Fator de correção	Sim	Sim	Não	Não	-	Não

De uma forma geral, o aumento inicial da vazão do gás de proteção de 4,5 para 6,5 l/min tendeu a aumentar a concentração do arco em função do aumento da troca de calor com as regiões periféricas. Este efeito teve como consequência o aumento da capacidade de penetração do arco, conforme pode ser verificado na Tabela 6.3 pelo aumento nas dimensões da raiz (RR e LR), na área de depressão na face da solda (Ad) e pela redução da área de reforço da face (Ar). Um aumento posterior na vazão de gás, para 8 l/min, causou uma redução nas dimensões da raiz e na área de depressão na face da solda e um aumento na área de reforço na face da solda (as demais respostas, a área fundida (AF) e a largura da face (LF), permaneceram praticamente constantes nestes testes). Isto sugere que pode ter ocorrido uma redução na concentração do arco, provavelmente pela geração de turbulência no fluxo de gás e uma consequente piora nas condições de troca de calor. Assim, as Figuras 6.2 e 6.3 mostram os resultados obtidos para o fator de correção F1 para o reforço e a largura da raiz, respectivamente. Estas relações foram obtidas subtraindo dos valores da Tabela 6.3 os valores referentes à condição inicial (Tabela 6.2). O valor de referência neste caso é $F1 = 0$, que corresponde à condição inicial, com V_{gpr} igual a 6,5 l/min.

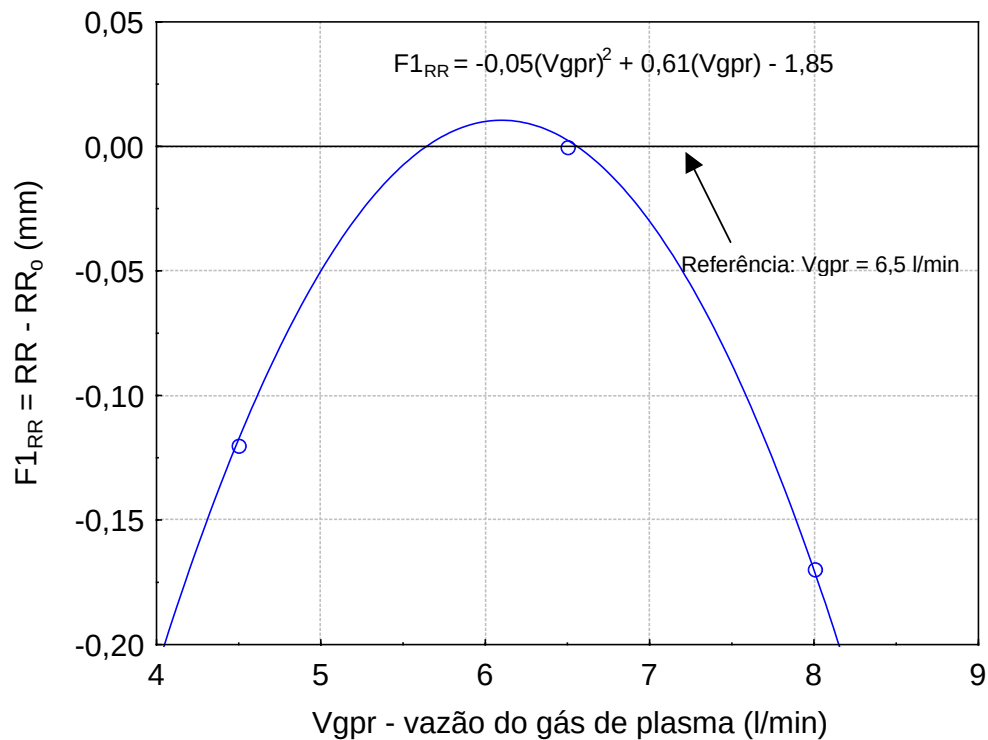


Figura 6.2- Efeito de V_{gpr} sobre o fator de correção F1 para o reforço da raiz.

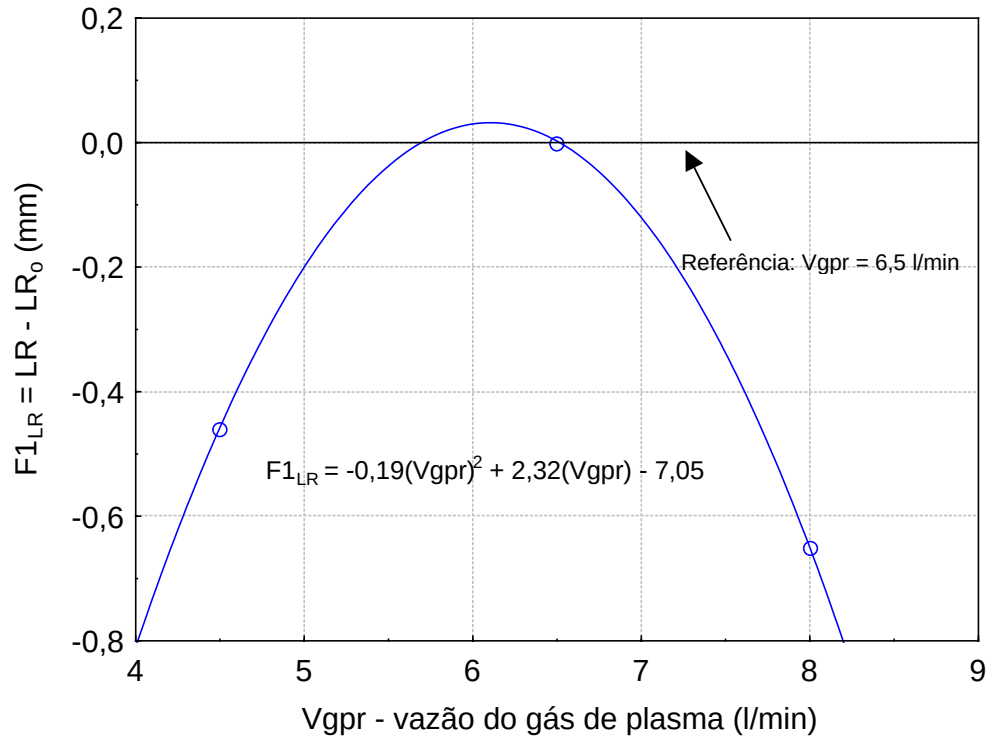


Figura 6.3- Efeito de V_{gpr} sobre o fator de correção $F1$ para a largura da raiz.

As Equações 6.2 a 6.4 são os fatores de correção $F1$ para cada uma das respostas apresentadas na Tabela 6.3, sendo V_{gpr} a vazão do gás de proteção em l/min.

$$F1_{RR} = -0,05(V_{gpr})^2 + 0,61(V_{gpr}) - 1,85 \quad 6.2$$

$$F1_{LR} = -0,19(V_{gpr})^2 + 2,32(V_{gpr}) - 7,05 \quad 6.3$$

$$F1_{AF} = F1_{LF} = F1_{Ad} = 0 \quad 6.4$$

Estes fatores de correção são utilizados para corrigir a geometria de cordão de solda predita pelas Equações 5.26 a 5.30 caso seja utilizado um outro valor de vazão de gás de proteção que não 6,5 l/min. Este valor foi especificado na condição inicial de soldagem e mantido constante em todos os testes feitos para o levantamento dos modelos matemáticos. Por exemplo, suponha o teste feito com vazão de 4,5 l/min na Tabela 6.3, o valor final predito para o reforço da raiz é o valor obtido pela Equação 5.26 para 6,5 l/min, acrescido do fator de correção para a vazão do gás de proteção de 4,5 l/min fornecido pela Equação 6.2, ou seja, $0,45 + (-0,12) = 0,33$ mm, que é próximo ao valor obtido experimentalmente no teste realizado. O mesmo procedimento vale para os outros fatores de correção propostos.

6.4 Efeito do recuo do eletrodo (Rec) – Fator F2

A Figura 6.4 mostra o efeito do recuo do eletrodo sobre a geometria de cordão e a tensão de soldagem. A tensão de soldagem aumentou cerca de 2 V com o aumento do recuo do eletrodo de 1,7 para 2,4 mm (máximo recomendado pelo fabricante), principalmente devido ao aumento resultante no comprimento do arco (Malakhovskii, 1974) e pelo aumento da concentração de energia (temperatura do arco) (AWS, 1991). Já o perfil da solda não sofreu uma alteração significativa, sendo possível verificar apenas um ligeiro aumento nas dimensões da raiz para maiores recuos do eletrodo. Este efeito ocorre, segundo a AWS (1991), devido ao fato do recuo do eletrodo ser diretamente relacionado com o efeito de constrição e concentração de energia do arco, os quais são diretamente relacionados com a penetração da solda.

A Tabela 6.4 mostra os resultados obtidos para a geometria de cordão variando-se o recuo do eletrodo. Conforme citado anteriormente, o aumento do recuo do eletrodo tende a aumentar o efeito de constrição mecânica (AWS, 1991), aumentando a concentração de energia e a temperatura do arco. Este efeito atua no sentido de aumentar a capacidade de penetração do arco, o que pode ser facilmente verificado através dos aumentos das dimensões do reforço e da largura da raiz (RR e LR), da área fundida (AF) e da área de depressão (Ad) e pela redução gradual da área do reforço da face da solda (Ar). Contudo, segundo os critérios propostos, o efeito do recuo do eletrodo só foi considerado significativo para o reforço da raiz e, portanto, somente esta resposta deve apresentar um fator de correção F2.

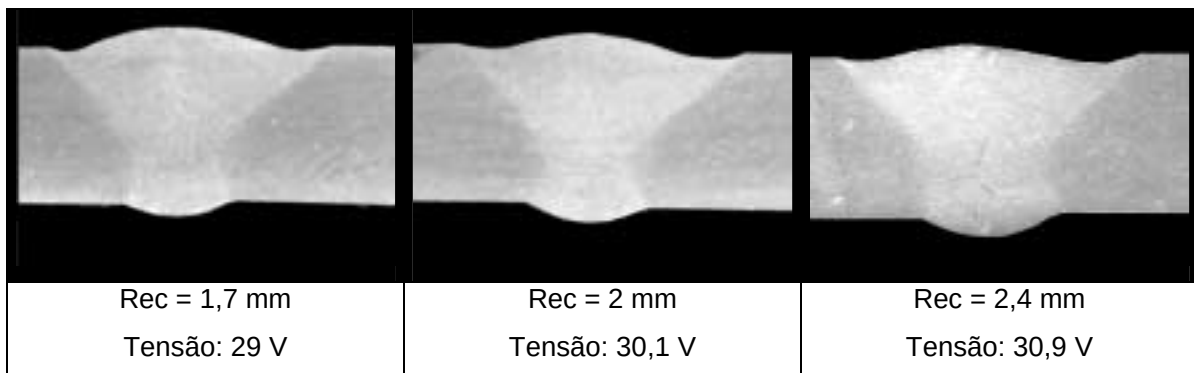


Figura 6.4- Efeito do recuo do eletrodo sobre a geometria de cordão e a tensão de soldagem.

Tabela 6.4- Efeito do recuo do eletrodo sobre a geometria de cordão.

Rec (mm)	RR (mm)	LR (mm)	LF (mm)	AF (mm ²)	Ar (mm ²)	Ad (mm ²)
1,7	0,33	2,80	7,06	15,47	1,12	0,23
2,0	0,35	2,89	7,12	15,80	0,97	0,23
2,4	0,46	3,22	7,07	16,22	0,24	0,58
Zona de rejeição	0,39 – 0,53	2,74 – 3,70	6,72 – 7,42	14,6 – 17,84	-	0 – 1,15
Fator de correção	Sim	Não	Não	Não	-	Não

A Figura 6.5 mostra o resultado para o fator de correção F2 para o reforço da raiz da solda e a sua respectiva curva de tendência. Os resultados foram obtidos subtraindo dos valores da Tabela 6.4, o valor da condição inicial (Tabela 6.2), no caso, $RR_0 = 0,46$ mm.

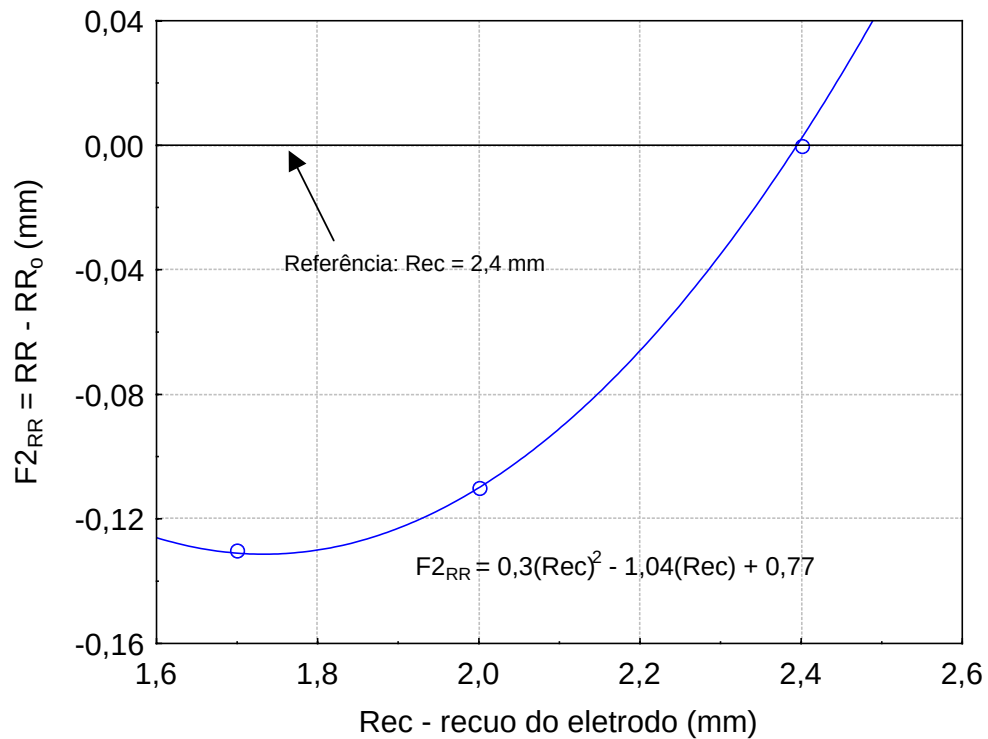


Figura 6.5- Efeito do recuo do eletrodo sobre o fator de correção F2 do reforço da raiz.

Desta forma, as Equações 6.5 e 6.6 mostram as expressões para o fator F2 para cada uma das respostas da Tabela 6.4, onde a variável Rec é dada em mm. A Equação 6.5 é utilizada para corrigir o valor do reforço da raiz da solda predito através da Equação 5.26 quando o ajuste do recuo do eletrodo for diferente de 2,4 mm (entre 1,7 e 2,4 mm).

$$F2_{RR} = 0,3(Rec)^2 - 1,04(Rec) + 0,77 \quad 6.5$$

$$F2_{AF} = F2_{LR} = F2_{LF} = F2_{Ad} = 0 \quad 6.6$$

6.5 Efeito do ângulo de ponta do eletrodo (Ang) – Fator F3

A Figura 6.6 mostra o efeito do ângulo de ponta do eletrodo sobre o perfil de cordão e sobre a tensão de soldagem. O ângulo de ponta tem um certo efeito no comprimento e na pressão do arco sobre a poça de fusão. Quando este é aumentado, há uma maior dificuldade do arco subir pela ponta do eletrodo, mantendo um comprimento de arco relativamente menor e uma melhor eficiência na transferência de energia para a peça, sugerindo um ligeiro aumento na penetração. De fato, Campbell & LaCoursiere (1995) citam que o aumento do ângulo de ponta do eletrodo na soldagem GTAW tende a aumentar a penetração e diminuir a largura das soldas, sugerindo a manutenção de um arco relativamente menor. O aumento do ângulo de ponta também produz uma maior obstrução à saída dos gases, gerando um ligeiro aumento na pressão do arco sobre a poça de fusão, também contribuindo para aumentar a penetração da solda. Entretanto, como pode ser visto na Figura 6.6, o perfil das soldas praticamente não se alterou com a variação do ângulo de ponta, indicando um efeito limitado.

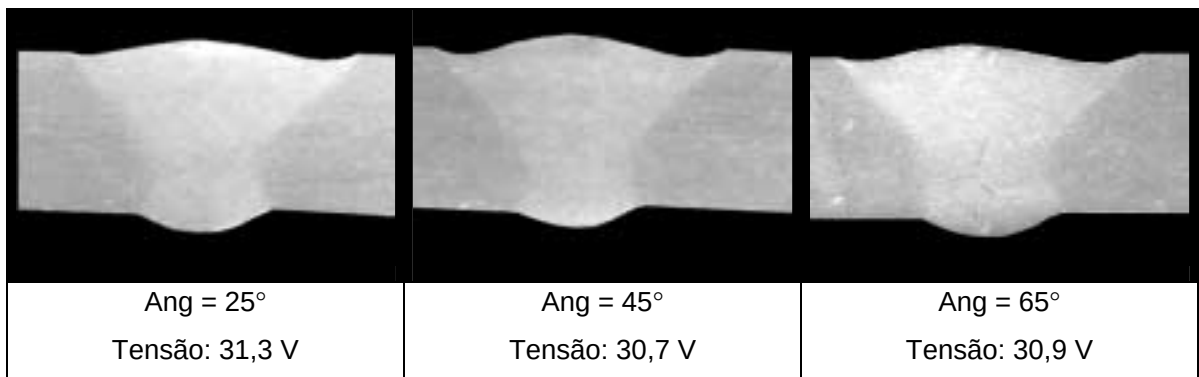


Figura 6.6- Efeito do ângulo de ponta do eletrodo no perfil de cordão e na tensão de soldagem.

A tensão de soldagem tende a ser maior para menores ângulos de ponta, influenciada pela subida do arco na ponta do eletrodo e, desta forma, pelo aumento no seu comprimento (AWS, 1991). Os resultados obtidos não sugerem nenhum efeito significativo sobre a tensão de soldagem, mas parecem estar de acordo com as informações descritas na literatura do processo, como por exemplo, no trabalho de Stepanov & Nechaev (1974).

A Tabela 6.5 mostra os resultados obtidos para a geometria de cordão em função do ângulo de ponta do eletrodo. As variações observadas em todas as respostas foram relativamente baixas, indicando que o ângulo de ponta realmente tem pouca influência sobre a

soldagem, concordando com as informações apresentadas por Pinfold & Jubb (1974a). Desta forma, os fatores de correção $F3$ das respostas propostas para a geometria de cordão são todos nulos, conforme a Equação 6.7.

Tabela 6.5- Efeito do ângulo de ponta do eletrodo sobre a geometria de cordão.

Ang (°)	RR (mm)	LR (mm)	LF (mm)	AF (mm ²)	Ar (mm ²)	Ad (mm ²)
25	0,46	3,22	7,20	17,11	0,94	0,19
45	0,42	3,06	7,27	16,16	0,19	0,26
65	0,46	3,22	7,07	16,22	0,24	0,58
Zona de rejeição	0,39 – 0,53	2,74 – 3,70	6,72 – 7,42	14,6 – 17,84	-	0 – 1,15
Fator de correção	Não	Não	Não	Não	-	Não

$$F3_{RR} = F3_{LR} = F3_{LF} = F3_{AF} = F3_{Ad} = 0 \quad 6.7$$

6.6 Efeito da abertura de junta (Abt) – Fator $F4$

Embora não seja usual na soldagem a plasma com “keyhole”, em alguns casos é possível utilizar uma preparação de junta com uma pequena abertura para obter maior penetração na solda. Este procedimento pode ser utilizado para a soldagem de chapas de maior espessura, ou para aumentar a produtividade do processo (velocidade de soldagem). Van Cleave & Grain (1981) utilizaram este tipo de junta para estudar a soldagem com “keyhole” em uma chapa de alumínio com 6,3 mm de espessura, sendo que a máxima abertura de junta permissível foi de 1 mm. Estes autores citam também a importância de se observar os limites de tolerância de abertura da junta para evitar a ocorrência de defeitos grosseiros na solda.

A Figura 6.7 mostra o efeito da abertura da junta na geometria da solda e na tensão de soldagem. Devido à dificuldade de ajuste e manutenção de uma abertura uniforme, foram realizados apenas dois testes, um sem abertura e outro com abertura de 1 mm. Conforme pode ser visto, a abertura da junta facilitou a penetração do arco, causando um aumento acentuado nas dimensões da raiz da solda. A depressão gerada na superfície do cordão se deve em parte à falta de material para compensar a abertura utilizada na junta e pelo aumento da dimensão da raiz da solda. Como resultado disso, houve também um aumento na tensão de soldagem de 30,9 para 31,4 V, causado provavelmente pelo aumento do comprimento do arco em decorrência do afundamento do cordão de solda. Entretanto, a condição do “keyhole” permaneceu estável durante toda a operação de soldagem, sendo possível, neste tipo de aplicação, utilizar uma pequena abertura de junta (até 1 mm) para obter maior produtividade.

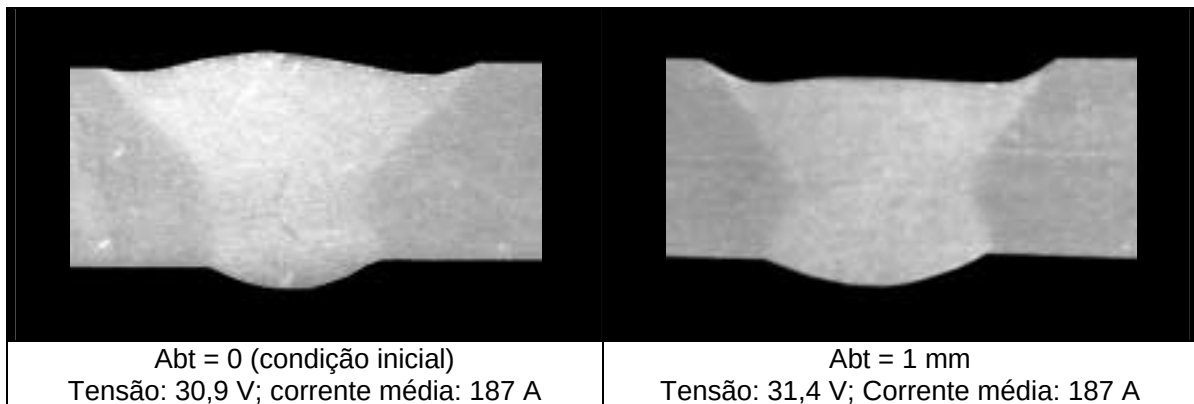


Figura 6.7- Efeito da abertura de junta sobre a geometria de cordão e a tensão de soldagem.

A Tabela 6.6 mostra uma comparação entre a geometria obtida com a condição inicial de soldagem (sem abertura na junta) e a geometria utilizando uma abertura de junta de 1 mm. Os resultados mostram que ocorreram alterações consideradas significativas, de acordo com os critérios propostos e indicados no item 6.2, nas dimensões da raiz da solda e na área de depressão da face da solda. As demais respostas, a área fundida e a largura da face, praticamente não foram influenciadas pela utilização de uma abertura na junta de 1 mm.

Tabela 6.6- Efeito da abertura de junta sobre a geometria de cordão.

Abt (mm)	RR (mm)	LR (mm)	LF (mm)	AF (mm ²)	Ar (mm ²)	Ad (mm ²)
0	0,46	3,22	7,07	16,22	0,24	0,58
1	0,59	4,61	7,24	17,18	0	2,27
Zona de rejeição	0,39 – 0,53	2,74 – 3,70	6,72 – 7,42	14,6 – 17,84	-	0 – 1,15
Fator de correção	Sim	Sim	Não	Não	-	Sim

As Figuras 6.8 a 6.10 mostram os resultados obtidos para o fator F4 para o reforço da raiz, largura da raiz e área de depressão na face da solda, respectivamente. Os resultados foram obtidos subtraindo dos valores da Tabela 6.6, os valores da condição inicial (Tabela 6.2). Nestas figuras, também são apresentadas as respectivas curvas de tendência sugeridas para os efeitos observados para uma variação na abertura de junta até 1 mm. Em todos os casos, o fator de correção utilizando uma abertura na junta foi positivo, indicando que as respostas preditas pelas Equações 5.26 (RR), 5.27 (LR) e 5.30 (Ad) são sempre menores do que os respectivos valores obtidos experimentalmente. Por exemplo, no caso do reforço da raiz, o valor obtido experimentalmente no teste com abertura na junta de 1 mm foi de 0,59 mm. Para obter este valor, toma-se o valor predito na Equação 5.26 (de RR) e acrescenta-se o fator de correção (Figura 6.8), ou seja, $0,45 + 0,13 = 0,58$ mm.

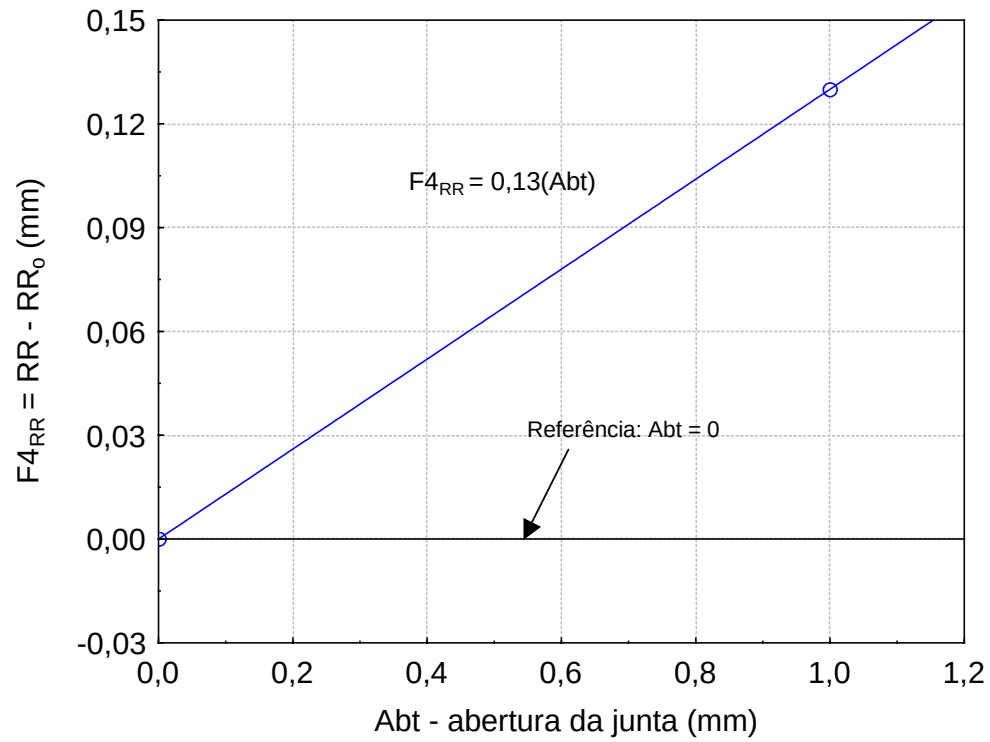


Figura 6.8- Efeito da abertura da junta sobre o fator F4 do reforço da raiz.

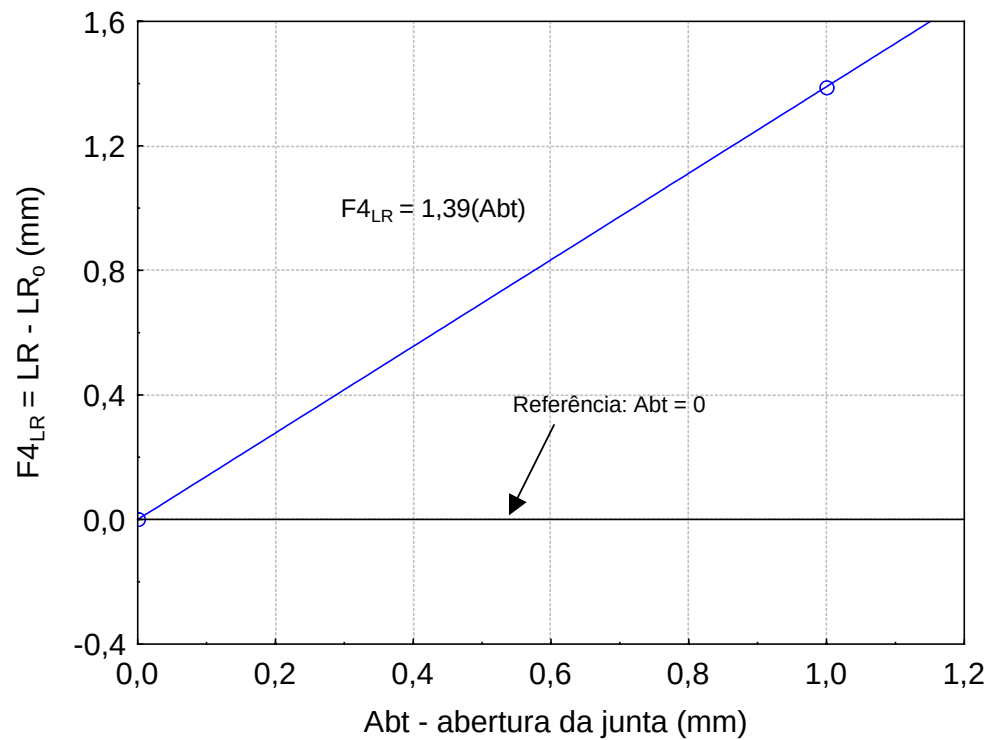


Figura 6.9- Efeito da abertura da junta sobre o fator F4 da largura da raiz.

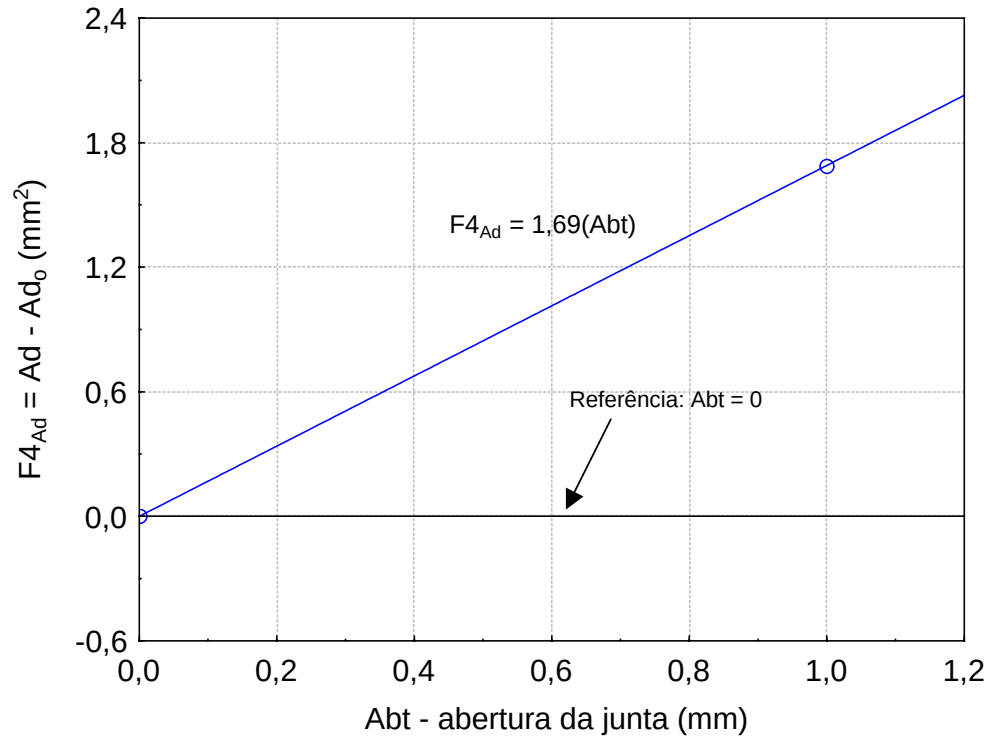


Figura 6.10- Efeito da abertura da junta sobre o fator F4 da área de depressão.

As Equações 6.8 a 6.11 são as expressões matemáticas obtidas para o fator de correção F4 para a geometria de cordão, sendo que Abt (abertura da junta) é dada em mm. Estas equações são válidas para uma abertura de junta de até 1 mm.

$$F4_{RR} = 0,13Abt \quad 6.8$$

$$F4_{LR} = 1,39Abt \quad 6.9$$

$$F4_{Ad} = 1,69Abt \quad 6.10$$

$$F4_{LF} = F4_{AF} = 0 \quad 6.11$$

6.7 Validação experimental

Para a validação experimental dos fatores de correção apresentados neste capítulo, foram feitos testes utilizando ajustes de recuo do eletrodo, vazão de gás de proteção e abertura de junta diferentes dos já testados. A Tabela 6.7 mostra as condições de soldagem testadas para a validação experimental das equações obtidas. As demais variáveis não apresentadas são as mesmas da condição inicial de soldagem, especificadas no item 5.5 do capítulo anterior. As respostas previstas pelas Equações 5.26 a 5.30 para os testes 1 e 2 devem ser corrigidas

pelos fatores da vazão do gás de proteção (F1) e do recuo do eletrodo (F2). Já para o teste 3, as respostas previstas devem ser corrigidas pelos fatores da vazão do gás de proteção (F1), do recuo do eletrodo (F2) e da abertura de junta (F4).

Tabela 6.7- Condições utilizadas para a validação dos fatores de correção para Vgpr (F1), Rec (F2) e Abt (F4).

Teste	I (A)	Vgpl (l/min)	Vs (cm/min)	Vgpr (l/min)*	ϕ_b (mm)	Abt (mm)**	Rec (mm)***
1	210	1,6	37	7,5	3,2	0	2,2
2	215	1,5	39	5,0	3,2	0	2,2
3	200	1,5	39	5,0	3,2	0,5	2,2

* referência: 6,5 l/min;

** referência: 0 mm;

*** referência: 2,4 mm.

A Tabela 6.8 mostra os valores medidos experimentalmente e os valores preditos através das Equações 5.26 a 5.30 para os testes de validação.

Tabela 6.8- Valores medidos e preditos para as condições apresentadas na Tabela 6.7.

Teste	Respostas preditas (Eqs. 5.26 a 5.30)					Respostas medidas (experimentais)				
	RR	LR	LF	AF	Ad	RR	LR	LF	AF	Ad
1	0,70	3,87	7,55	21,40	1,77	0,55	3,53	7,51	20,40	1,39
2	0,58	3,53	7,49	20,33	1,64	0,45	3,29	7,41	19,60	1,14
3	0,43	3,06	7,28	18,51	1,05	0,32	3,46	6,81	15,54	1,82

A Tabela 6.9 mostra novamente os valores medidos e os valores preditos finais, já com as devidas correções. Por exemplo, no teste 1, o valor final predito para o reforço da raiz da solda é a soma do valor predito pela Equação 5.26 com os respectivos fatores de correção da vazão do gás de proteção (Equação 6.2) e do recuo do eletrodo (Equação 6.5). Neste caso específico, tem-se:

$$RR_{pred} = 0,70 + (-0,09) + (-0,07) = 0,54 \text{ mm}$$

Tabela 6.9- Valores medidos e preditos finais para as condições da Tabela 6.7.

Teste	Respostas preditas finais					Respostas medidas (experimental)				
	RR	LR	LF	AF	Ad	RR	LR	LF	AF	Ad
1	0,54	3,53	7,55	21,40	1,77	0,55	3,53	7,51	20,40	1,39
2	0,46	3,33	7,49	20,33	1,64	0,45	3,29	7,41	19,60	1,14
3	0,38	3,56	7,28	18,51	1,90	0,32	3,46	6,91	17,54	1,82

Conforme pode ser verificado na Tabela 6.9, os valores preditos finais representam satisfatoriamente a geometria de cordão medida experimentalmente, validando os modelos obtidos até o presente momento. Os desvios observados foram baixos em todos os casos, com desvios máximos de 16% para RR, 3% para LR, 5% para LF, 5% para AF e 30% para Ad. No caso da resposta Ad, a variação de 30% em relação ao valor medido corresponde a cerca de $0,5 \text{ mm}^2$, o que visualmente é uma variação insignificante.

6.8 Conclusões parciais

Neste capítulo, foram propostos fatores de correção para a vazão do gás de proteção, recuo do eletrodo, ângulo de ponta do eletrodo e abertura na junta para compensar variações nas condições de soldagem em relação às utilizadas para o levantamento dos modelos apresentados no Capítulo 5. As equações obtidas para estes fatores de correção, utilizadas para compensar o efeito das variáveis Vgpr, Rec, Ang e Abt sobre as respostas preditas através das Equações 5.26 a 5.30, apresentaram resultados satisfatórios, permitindo uma estimativa inicial da geometria de cordão com relativa segurança.

Com relação aos efeitos observados, verificou-se que a vazão do gás de proteção apresentou um comportamento inicial crescente sobre as respostas, para então, a partir de um certo nível, começar a reduzir os valores das respostas. O aumento inicial das respostas foi sugerido ser causado pelo aumento do efeito de constrição térmica no arco, devido à troca de calor com o gás de proteção. Posteriormente, a partir de um certo nível de vazão de gás de proteção, há um aumento na turbulência gerada no fluxo, reduzindo a constrição térmica devido a uma piora nas condições de troca de calor do arco para o gás de proteção e causando uma redução nas respostas.

O recuo do eletrodo apresentou uma relação direta sobre as dimensões da raiz da solda, principalmente devido ao aumento do efeito de constrição do arco e, conseqüentemente, da concentração de energia. As demais respostas, LF, AF e Ad praticamente não foram afetadas pela variação do recuo do eletrodo entre 1,7 e 2,4 mm.

O ângulo de ponta do eletrodo praticamente não apresentou nenhum efeito sobre as respostas que pudesse ser considerado. Todos os fatores de correção para esta variável foram considerados nulos ($F_3 = 0$).

Uma abertura na junta de até 1 mm mostrou-se adequada para a soldagem com “*keyhole*” neste tipo de aplicação, permitindo aumentar a penetração da solda e, conseqüentemente, a produtividade do processo. Entretanto, neste caso, o uso de metal de adição é recomendável para compensar a falta de material devido a esta abertura e evitar a geração de um cordão convexo, ou com uma excessiva área de depressão na face da solda.

Capítulo VII

Efeito das Variáveis Complementares – Parte 2

7.1 Comentários iniciais

Neste capítulo, foi proposto o estudo do efeito da espessura de chapa e da composição dos gases de plasma e de proteção sobre a geometria do cordão de solda. Este estudo visa, além de gerar informações sobre o efeito destas variáveis em soldas com “*keyhole*”, expandir ainda mais as possibilidades de utilização dos modelos apresentados no Capítulo 5 (Equações 5.26 a 5.30). Contudo, devido à maior dificuldade envolvida no estudo destas variáveis, foram então propostas novas metodologias para o estudo e a modelagem. Como exemplo desta dificuldade, pode-se citar o efeito da espessura de chapa, ou seja, o aumento da espessura de chapa cria uma maior dificuldade para a obtenção da condição do “*keyhole*”, sendo necessária uma mudança nas condições de soldagem. Além do mais, condições de soldagem utilizadas em chapas mais finas, por exemplo, de 3,8 mm, não podem ser utilizadas em chapas mais espessas devido à possibilidade de não formar o “*keyhole*”. Já o oposto tende a causar o corte da junta.

Da mesma forma, a influência da composição dos gases de plasma e de proteção pode também ser afetada por efeitos interativos entre as variáveis do processo (condições de soldagem). Para exemplificar, Onsoien et al. (1995) citam que a adição de hidrogênio ao argônio tende a aumentar a tensão superficial da poça de fusão. Isto sugere que pode haver também um efeito interativo com a espessura da chapa em função da alteração na relação entre as forças gravitacionais (volume da poça de fusão) e as forças de tensão superficial, podendo influenciar a geometria final de cordão.

Os fatores de correção desenvolvidos aqui neste capítulo devem ser utilizados da mesma forma como os fatores apresentados no capítulo anterior, ou seja, para corrigir a resposta predita através das Equações 5.26 a 5.30 em função de alterações nas condições de soldagem. Desta forma, se a soldagem for feita em uma chapa de 6 mm de espessura ao invés de 3,8 mm, deve-se utilizar o fator de correção da espessura para recalcular o valor predito fornecido pelas Equações 5.26 a 5.30. Seguindo a mesma seqüência adotada no capítulo anterior, a Tabela 7.1 mostra os fatores de correção propostos neste capítulo.

Tabela 7.1- Fatores de correção propostos para a geometria da solda.

Fator de correção	Variável
F5	Esp – espessura da chapa (mm)
F6	% H ₂ _plasma - adições de hidrogênio no gás de plasma
F7	% H ₂ _proteção - adições de hidrogênio no gás de proteção
F8	Tx_ad - taxa de adição de arame na solda (cm ³ /min)

7.2 Efeito da espessura da chapa (Esp) – Fator F5

A espessura da chapa utilizada é um dos parâmetros mais importantes para se determinar as condições de soldagem, principalmente no que se refere à obtenção do “keyhole”. A literatura do processo a plasma cita que, dependendo da aplicação (material), pode-se obter soldas com “keyhole” em peças com até 10 mm de espessura (Norrish, 1992). Contudo, segundo a AWS (1991), normalmente estas soldas são realizadas em uma faixa que varia de cerca de 3 mm até aproximadamente 6,5 mm. As equações já obtidas são válidas somente para a soldagem em chapas de aço inoxidável 304L com 3,8 mm de espessura. Desta forma, propôs-se também obter um fator de correção que considere a espessura da chapa, tornando os modelos mais abrangentes em termos de aplicações de soldagem.

A Figura 7.1 mostra o efeito da variação da espessura de chapa sobre o perfil do cordão considerando as mesmas condições de soldagem (condição inicial do item 5.5). Pode-se notar que o perfil de cordão na raiz da solda vai se tornando cada vez mais estreito a medida que se aumenta a espessura da chapa, até o ponto em que não é mais possível a manutenção do “keyhole”, a partir de uma espessura de 4,3 mm. Para o teste realizado na chapa de 6,7 mm, o arco não apresentou energia suficiente para iniciar o “keyhole” e, como consequência, grandes vazios foram formados no interior da solda pelo aprisionamento dos gases sob a poça de fusão (ausência do orifício para escape dos gases). Considerando os resultados obtidos e o pressuposto básico da existência de “keyhole”, não se pode comparar soldas com “keyhole” e soldas sem penetração total, ou com o corte da junta, pois as condições de equilíbrio são totalmente diferentes.

Desta maneira, a análise do processo deve ser feita em separado para cada espessura de chapa utilizada. Este procedimento foi adotado porque, conforme citado anteriormente, a condição para a obtenção do “keyhole” é dependente da espessura de chapa. Evidentemente, cada condição de soldagem pode ser aplicada a uma determinada faixa de espessura, mas a variação admissível é relativamente pequena. Por exemplo, a condição de referência (Figura 7.1), não produz “keyhole” em espessuras de chapas acima de 4,3 mm, causando falta de

penetração na junta. Pode-se supor também que condições para obter “keyhole” em chapas acima de 4,3 mm causam o corte da junta quando aplicadas em chapas de menor espessura.

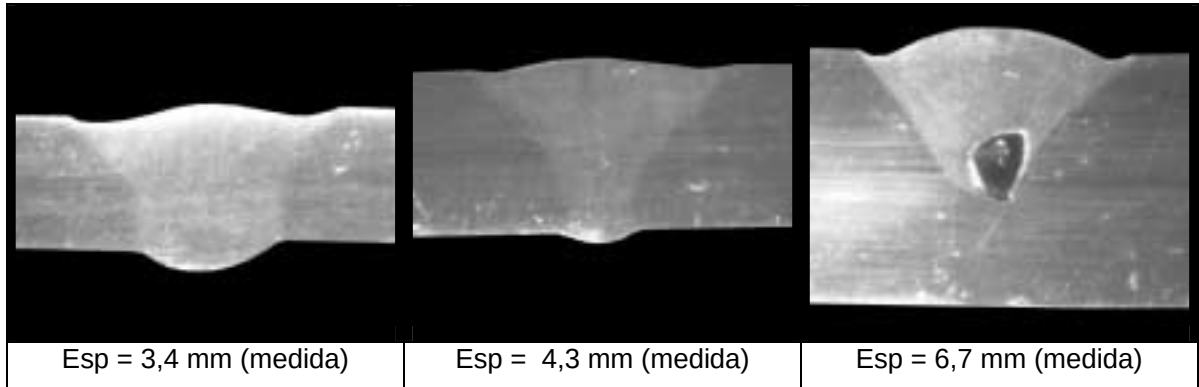


Figura 7.1- Efeito da espessura da chapa no perfil do cordão de solda.

Devido a este problema, a análise deve ser feita de uma forma um pouco diferente do que vinha sendo feita anteriormente e que considere variações nos parâmetros de soldagem para a manutenção do “keyhole” em diferentes espessuras de chapa, por exemplo, técnicas estatísticas. Entretanto, parece evidente que o uso de técnicas estatísticas pode ser prejudicada neste caso em função da falta de robustez do sistema. Desta forma, para resolver este problema, foi proposta uma nova metodologia para a análise do efeito da espessura de chapa. Nesta metodologia, testes com “keyhole” são feitos em diferentes espessuras de chapa e, para cada teste, serão obtidos os fatores de correção considerando as respostas medidas e previstas pelas Equações 5.26 a 5.30, conforme já feito anteriormente. Como será obtida uma curva para cada espessura de chapa testada, a idéia aqui é utilizar a analogia para obter uma expressão única que defina estas curvas em função da espessura da chapa.

Contudo, deve-se atentar ao fato de que as Equações 5.26 a 5.30 fornecem respostas considerando uma espessura de chapa de 3,8 mm, de modo que os valores fornecidos pelos modelos serão normalmente maiores do que os valores obtidos experimentalmente em uma solda feita, por exemplo, em chapa de 6 mm. Para tornar mais clara esta idéia, suponha que em um teste feito em chapa de 6 mm de espessura tenha sido obtido um reforço de raiz de 0,3 mm e que o mesmo valor predito através da Equação 5.26 seja 1,15 mm. Neste caso, o fator de correção para este teste é $0,3 - 1,15 = -0,85$ mm, ou seja, o fator de correção é um valor obtido através da relação $\text{Resp}_{\text{med}} - \text{Resp}_{\text{pred}}$.

As condições de soldagem testadas para analisar o efeito da espessura de chapa são apresentadas na Tabela 7.2 e foram ajustadas de forma a produzir soldas com “keyhole” nas diferentes espessuras de chapas testadas. Nestes testes, as demais variáveis não apresentadas são as mesmas da condição inicial, apresentada no item 5.5.

Tabela 7.2- Condições de soldagem utilizadas para analisar o efeito da espessura de chapa.

Teste Nº	I (A)	Vgpl (l/min)	Vs (cm/min)	ϕb (mm)	Esp (mm)
1	220	1,4	15	2,8	6,1
2	220	1,4	20	2,8	6,1
3	220	1,4	25	2,8	6,1
4	240	1,8	30	2,8	6,1
5	240	1,6	35	2,8	6,1
6	225	1,4	30	2,8	6,1
7	250	1,4	40	3,2	4,3
8	270	1,4	40	3,2	4,3
9	280	1,4	40	3,2	4,3
10	190	1,4	40	2,8	4,3
11	210	1,6	35	2,8	4,3
12	225	1,4	30	2,8	4,3
13	240	1,6	30	2,8	6,7
14	190	1,4	40	2,8	3,4

A Tabela 7.3 mostra os resultados experimentais e preditos através das Equações 5.26 a 5.30 para os testes da Tabela 7.2, os quais foram obtidos substituindo os valores das variáveis (I, Vgpl, Vs, DTP e ϕb) nas respectivas equações. Analisando os resultados preditos, pode-se inferir que a maioria das condições utilizadas em chapas de 4,3 a 6,7 mm de espessura tenderia a causar o corte da junta se aplicadas na chapa de 3,8 mm da condição inicial. Esta inferência está baseada no fato de que os limites extremos do reforço e da largura da raiz para a manutenção da poça de fusão na junta para a chapa de 3,8 mm, definidos como sendo aproximadamente 1,5 mm e 5 mm, respectivamente, foram ultrapassados nestes testes.

No outro extremo, os limites inferiores para o reforço e a largura da raiz previamente definidos para a manutenção da condição do “keyhole” foram de aproximadamente 0,1 mm e 1,5 mm, respectivamente, para uma chapa de 3,8 mm. Neste caso, se esta tendência for a mesma para as outras espessuras de chapa utilizadas, verifica-se que, para a condição inicial (I = 190 A, Vgpl = 1,4 l/min, Vs = 40 cm/min, DTP = 5 mm e ϕb = 2,8 mm), o limite de espessura para soldagem com “keyhole” foi de 4,3 mm (teste 10), cujos valores já se encontram próximos do limite verificado (RR = 0,28 e LR = 1,96). Para esta condição de soldagem, não é possível a sustentação do “keyhole” para chapas com espessuras acima de 4,3 mm.

Tabela 7.3- Resultados medidos e preditos para os testes da Tabela 7.2.

Teste	Respostas medidas (mm ou mm ²)					Respostas preditas (Eqs. 5.26 a 5.30)				
	RR	LR	LF	AF	Ad	RR	LR	LF	AF	Ad
1	2,17	5,21	10,85	55,28	3,40	5,35	17,40	10,36	56,11	8,38
2	1,41	2,95	10,15	40,25	0,88	3,66	11,63	9,42	41,36	5,14
3	0,21	0,75	8,56	28,26	0	2,50	8,51	8,75	32,65	3,52
4	1,17	3,04	8,95	32,72	0,56	4,01	10,09	8,54	33,32	7,31
5	0,74	2,37	8,57	26,25	0,62	2,16	7,23	8,11	27,00	4,44
6	0,64	2,25	8,34	26,13	0,47	1,87	6,90	8,32	27,71	2,96
7	0,65	3,33	8,56	23,36	0,44	0,86	4,30	7,89	23,43	3,49
8	1,21	4,70	8,75	25,80	1,18	1,17	5,02	8,14	25,89	5,63
9	1,30	4,90	8,97	26,39	1,60	1,35	5,40	8,26	27,14	7,05
10	0,28	1,96	7,03	15,68	0,16	0,45	3,29	7,07	16,40	0,64
11	0,83	3,90	8,01	22,16	0,36	1,27	5,53	7,69	22,69	1,94
12	1,57	5,67	8,42	27,39	3,59	1,87	6,90	8,32	27,71	2,96
13	0,70	2,43	8,91	30,08	0,45	3,17	8,97	8,54	31,79	5,78
14	0,55	3,64	7,11	16,21	0,80	0,45	3,29	7,07	16,40	0,64

Pode-se verificar na Tabela 7.3 que os valores medidos e preditos para a área fundida (AF) e a largura da face (LF) foram próximos, com desvios médios de aproximadamente 3% independentemente da espessura de chapa utilizada. Como a espessura de chapa não interfere nas características do arco, não houve uma alteração nestas respostas em relação aos valores preditos. Por outro lado, para as respostas de reforço (RR) e largura da raiz (LR) e da área de depressão (Ad), os valores preditos divergiram dos valores medidos, indicando a necessidade de se obter para estas respostas um fator de correção que considere a espessura de chapa utilizada. Evidentemente, o aumento da corrente, vazão de gás de plasma ou velocidade de soldagem, quando aplicadas nas Equações 5.26 (RR), 5.27 (LR) e 5.30 (Ad), fazem os valores preditos das respostas aumentarem significativamente. Contudo, o aumento da espessura de chapa faz com que os valores medidos sejam sempre menores do que os valores preditos nestes casos.

Desta forma, a Tabela 7.4 mostra, para cada um dos testes, as respostas preditas que necessitam de correção (RR, LR e Ad) e os respectivos fatores de correção. Nesta tabela, os fatores de correção foram obtidos subtraindo das respostas medidas, os respectivos valores preditos (ver Tabela 7.3). Por exemplo, no teste 1, o valor predito de RR foi 5,35 mm e o valor obtido experimentalmente foi de 2,17 mm. Neste teste, o fator de correção é $2,17 - 5,35 = -3,18$

mm. Um fato interessante a ser destacado é que nos testes 1 e 12, os valores da raiz da solda obtidos experimentalmente foram maiores do que os limites de manutenção da poça de fusão na junta para uma chapa de 3,8 mm (RR = 1,5 mm e LR = 5 mm). Pode-se supor que o aumento da espessura de chapa tenda a mudar a região de “keyhole” estável para valores maiores. Também é possível verificar na Tabela 7.4 que os fatores de correção obtidos para chapas acima de 3,8 mm foram sempre negativos, indicando que os valores medidos foram menores do que os valores preditos. Para chapas menores do que 3,8 mm, contudo, os fatores de correção tendem a ser positivos, conforme pode ser verificado no teste 14, feito com uma chapa de 3,4 mm de espessura.

Tabela 7.4- Fatores de correção para os testes da Tabela 7.3.

Teste	Esp (mm)	Respostas preditas (mm ou mm ²)			Fator de correção (Resp _{med} – Resp _{pred})		
		RR	LR	Ad	F5 RR	F5 LR	F5 Ad
1	6,1	5,35	17,40	8,38	-3,18	-12,19	-4,98
2	6,1	3,66	11,63	5,14	-2,25	-8,68	-4,26
3	6,1	2,50	8,51	3,52	-2,29	-7,76	-3,52
4	6,1	4,01	10,09	7,31	-2,84	-7,05	-6,75
5	6,1	2,16	7,23	4,44	-1,42	-4,86	-3,82
6	6,1	1,87	6,90	2,96	-1,23	-4,65	-2,49
7	4,3	0,86	4,30	3,49	-0,21	-0,97	-3,05
8	4,3	1,17	5,02	5,63	0,04	-0,32	-4,45
9	4,3	1,35	5,40	7,05	-0,05	-0,50	-5,45
10	4,3	0,45	3,29	0,64	-0,17	-1,33	-0,48
11	4,3	1,27	5,53	1,94	-0,44	-1,63	-1,58
12	4,3	1,87	6,90	2,96	-0,30	-1,23	0,63
13	6,7	3,17	8,97	5,78	-2,47	-6,54	-5,33
14	3,4	0,45	3,29	0,64	0,10	0,35	0,16

As Figuras 7.2 a 7.4 mostram os fatores de correção F5 considerando a espessura da chapa e as respostas preditas para RR, LR e Ad, respectivamente (dados da Tabela 7.4). Para melhor delinear as tendências observadas, os resultados obtidos nos testes do capítulo 5 também foram considerados nesta análise (espessura de 3,8 mm). Evidentemente, como sugerido anteriormente, as curvas de tendência para outras espessuras de chapa, que não 3,8 mm, foram obtidas através da analogia e da análise dos resultados experimentais.

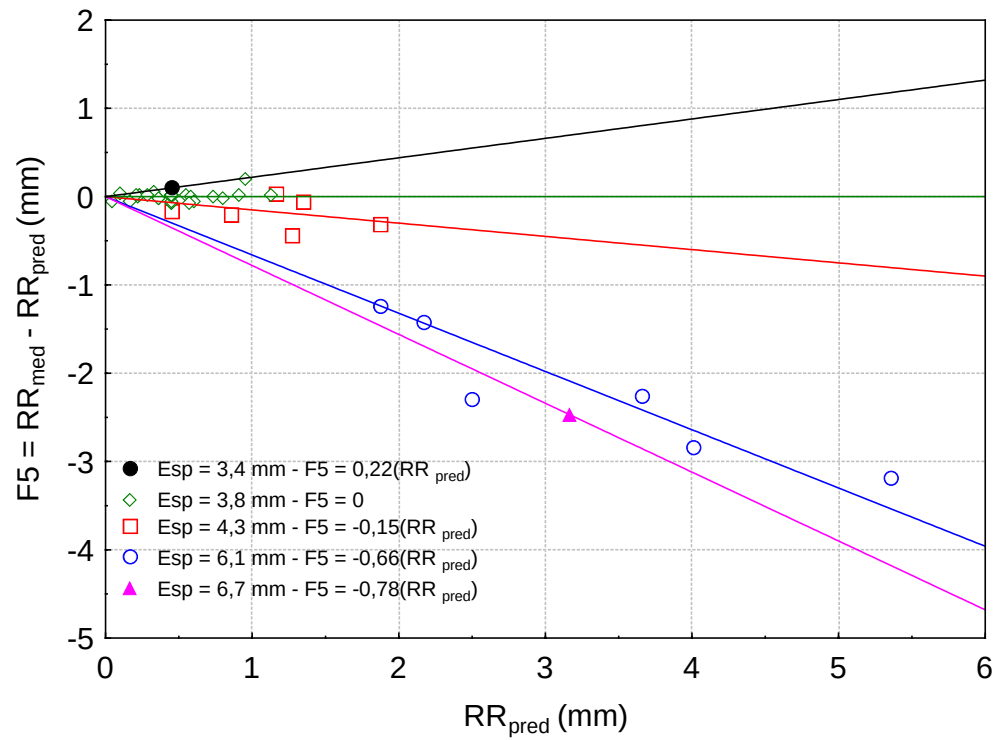


Figura 7.2- Efeito da espessura de chapa sobre o fator F5 do reforço da raiz (RR).

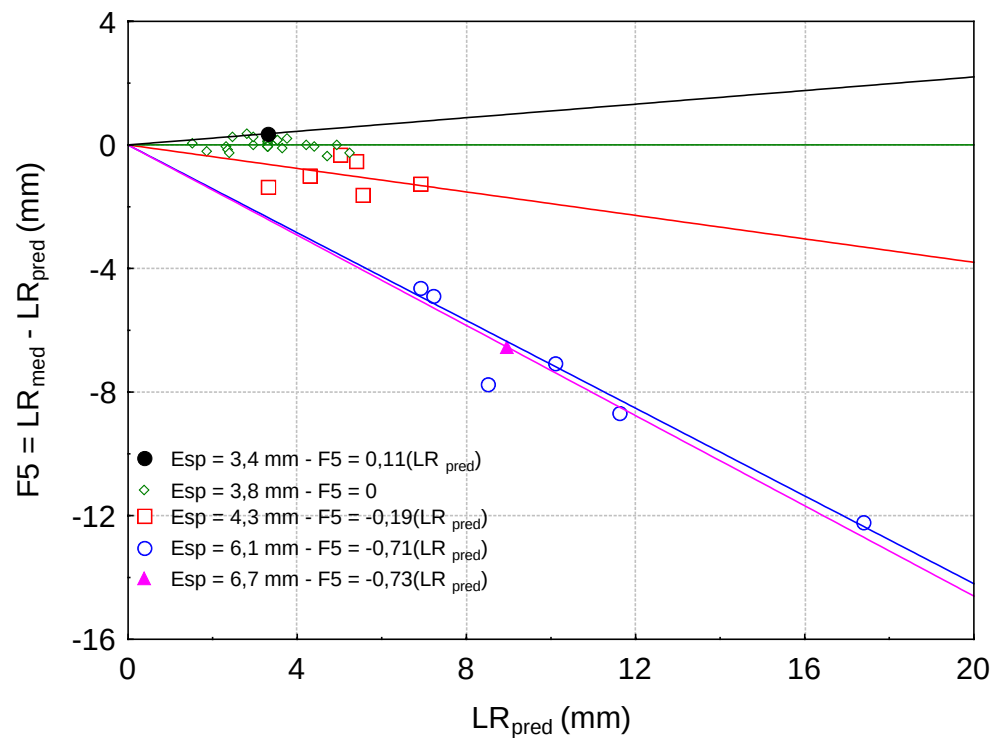


Figura 7.3- Efeito da espessura de chapa sobre o fator F5 da largura da raiz (LR).

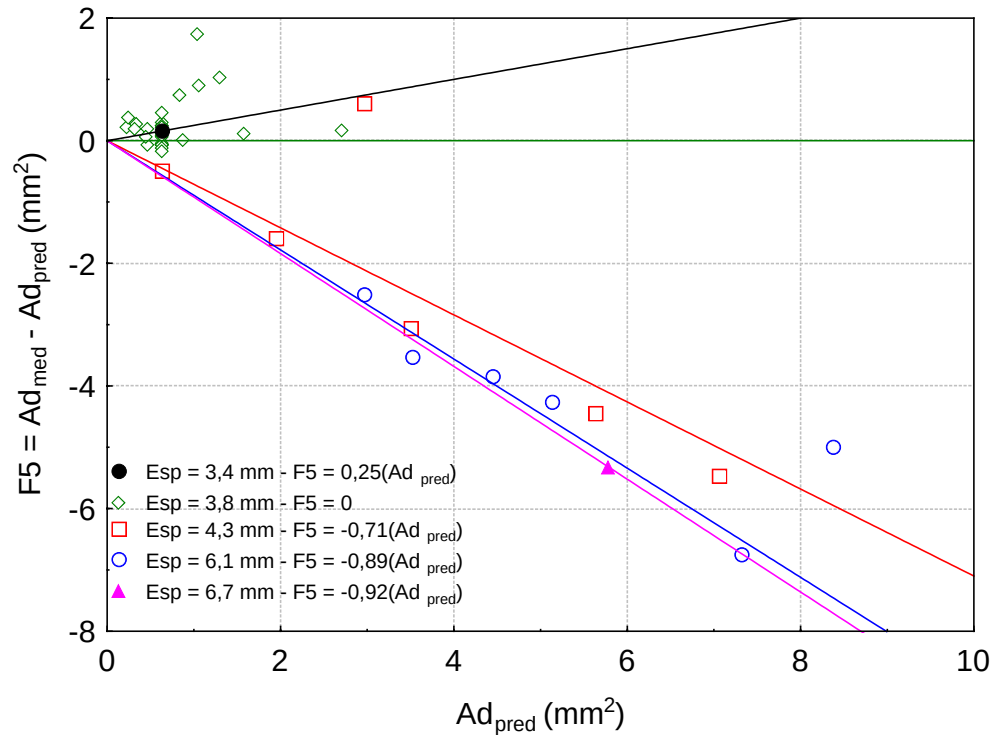


Figura 7.4- Efeito da espessura de chapa sobre o fator F5 da área de depressão (Ad).

Conforme pode ser verificado nas Figuras 7.2 a 7.4, as curvas de tendência sugeridas para o fator de correção da espessura de chapa são retas que passam pela origem, diferindo uma das outras apenas pela inclinação (coeficiente angular). Estas curvas fornecem o valor do fator de correção F5 ($Resp_{med} - Resp_{pred}$) em função do valor da resposta predita para as espessuras de chapas testadas. Para associar estes fatores de correção com a espessura do material, monta-se uma expressão para obter a inclinação das curvas como função da espessura da chapa. Desta forma, as Equações 7.1 a 7.3 representam os fatores de correção F5 para o reforço da raiz, largura da raiz e área de depressão, respectivamente, onde Esp é a espessura da chapa em mm e RR_{pred} , LR_{pred} e Ad_{pred} são as respostas preditas pelas Equações 5.26, 5.27 e 5.30, respectivamente.

$$F5_{RR} = (-1,45 \ln(Esp) + 1,96) * RR_{pred} \quad 7.1$$

$$F5_{LR} = (-1,32 \ln(Esp) + 1,74) * LR_{pred} \quad 7.2$$

$$F5_{Ad} = (-0,065(Esp)^3 + 1,2(Esp)^2 - 7,38(Esp) + 14,2) * Ad_{pred} \quad 7.3$$

Estas equações são utilizadas para corrigir os valores de RR, LR e Ad preditos quando a espessura de chapa utilizada na soldagem for diferente de 3,8 mm. Por exemplo, suponha o teste 4 da Tabela 7.2, feito utilizando $I = 240$, $V_{gpl} = 1,8$ l/min, $V_s = 30$ cm/min, $DTP = 5$ mm, $\phi_b = 2,8$ mm e $Esp = 6,1$ mm. Os valores finais preditos para a geometria de cordão são obtidos conforme mostrado abaixo:

$$RR = RR_{pred} \text{ (Equação 5.26)} + F5_{RR} \text{ (Equação 7.1)} = 4,01 + (-2,65) = 1,36 \text{ mm};$$

$$LR = LR_{pred} + F5_{LR} = 10,09 + (-6,53) = 3,56 \text{ mm};$$

$$LF = LF_{pred} = 8,54 \text{ mm};$$

$$AF = AF_{pred} = 33,32 \text{ mm}^2;$$

$$Ad = Ad_{pred} + F5_{Ad} = 7,31 + (-6,72) = 0,59 \text{ mm}^2.$$

Considerando que os dados experimentais obtidos neste teste foram $RR = 1,17$ mm, $LR = 3,04$ mm, $LF = 8,95$ mm, $AF = 32,72$ mm e $Ad = 0,56$ mm (ver Tabela 7.3), pode-se dizer que os modelos gerados e os fatores de correção para a espessura de chapa se mostraram satisfatórios para a predição da geometria de cordão. Desta forma, a metodologia proposta para os fatores de correção foi válida neste caso.

7.3 Efeito da composição do gás de plasma (%Gás1) – Fator F6

Um aspecto importante neste processo de soldagem é que a composição química do gás de plasma deve ser não reativa com o eletrodo de tungstênio, o qual sofre uma oxidação acentuada sob altas temperaturas e em atmosferas ativas. Desta forma, a literatura do processo indica como gases possíveis de serem utilizados o argônio, hélio, misturas de argônio com hélio e misturas de argônio com até 15% de hidrogênio. No caso específico dos aços inoxidáveis, a literatura recomenda com mais ênfase o uso de argônio puro ou misturas de argônio contendo até 15% de hidrogênio (AWS, 1988, AWS, 1991 e Young, 1995). O hélio, por sua vez, tem sua aplicação muito limitada em função do maior custo e pela excessiva carga de calor gerada sobre os componentes da tocha (Linnert, 1994 e Manufacturing Engineering, 1986).

Segundo Geipl & Stenke (1995), cada gás utilizado apresenta um comportamento diferente, o qual depende de suas propriedades físicas, térmicas e metalúrgicas. Adições de hélio ou hidrogênio ao argônio são citadas como produzindo um arco mais quente, permitindo

aumentar a produtividade. Este efeito também sugere que a composição do gás de plasma também afeta significativamente a geometria de cordão.

A Figura 7.5 mostra os perfis de cordão e a respectiva tensão de soldagem utilizando a condição inicial de soldagem (item 5.5) com argônio e uma mistura de argônio com 5% de hidrogênio como gás de plasma. A tensão de soldagem aumentou com a adição do hidrogênio, de 30,9 para 32,2 V, principalmente devido ao consumo de energia nas reações de dissociação e ionização do hidrogênio (Pinfold & Jubb, 1974a e Onsoien et al., 1995). Com relação ao perfil do cordão de solda, as maiores alterações observadas foram na raiz da solda, que foi substancialmente aumentada e mostrando haver mesmo um ganho de penetração com o uso de misturas contendo hidrogênio em relação ao argônio puro.

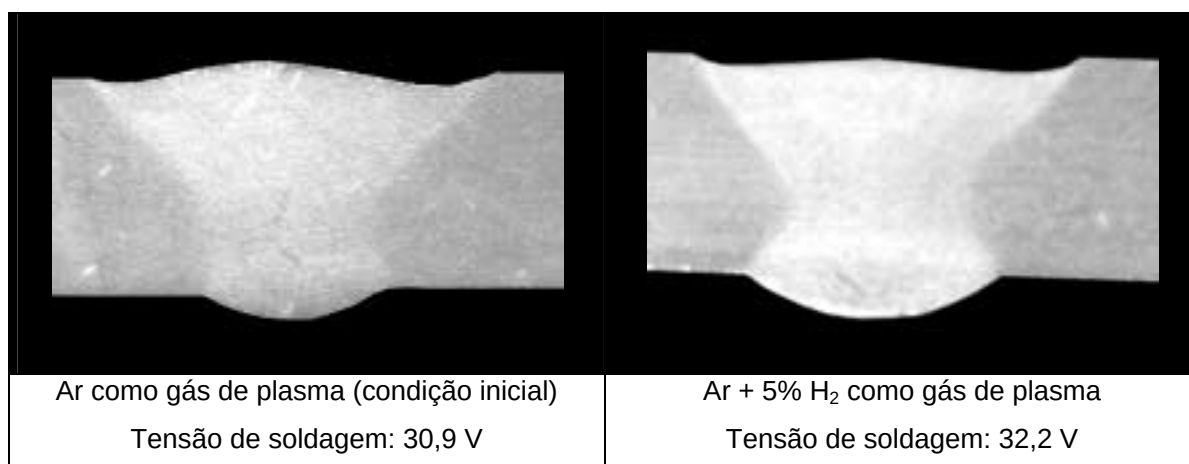


Figura 7.5- Efeito do gás de plasma sobre o perfil de cordão e a tensão de soldagem.

Segundo a AWS (1991), o efeito de constrição é aumentado em consequência da energia consumida na dissociação do hidrogênio (efeito “*pinch*” térmico), fazendo com que a porção do arco que conduz corrente fique confinada dentro de um revestimento de hidrogênio não ionizado. Este efeito produz um aumento significativo na temperatura do arco, além de que o hidrogênio apresenta também uma melhor condutividade térmica do que o argônio, melhorando a transferência de calor para a peça. Como resultado, é possível aumentar a velocidade de soldagem em até 40%, segundo dados da literatura (Martikainen & Moisio, 1993), porém, a vida do orifício constritor para uma dada corrente é menor em função da maior temperatura do arco.

Entretanto, para verificar se o efeito da adição do hidrogênio ao argônio seria influenciado também pela condição de soldagem (I, Vs, Vgpl, Esp e etc.), foram feitos os testes

apresentados na Tabela 7.5 (as condições de soldagem foram selecionadas aleatoriamente). A idéia aqui é obter novamente, como foi feito no item relativo ao da espessura de chapa, um fator de correção a partir das respostas preditas (condições de soldagem) e da adição de hidrogênio no gás de plasma. Os testes 6 a 8 foram feitos com uma espessura de chapa de 6,1 mm para verificar se a espessura de chapa e suas condições de soldagem influem também sobre as respostas de estudo. Desta forma, o fator de correção obtido através desta análise será uma função do tipo $F6 = f(\text{Resp}_{\text{pred}}, \text{Esp}, \%H_2)$, ou seja, $F6 = f(I, Vgpl, Vs, DTP, \phi b, \text{Esp}, \%H_2)$.

Tabela 7.5- Condições utilizadas para obter o efeito da adição de hidrogênio no gás de plasma.

Teste	I (A)	Vgpl (l/min)	Vs (cm/min)	ϕb (mm)	Gás de plasma	Gás de proteção	Esp (mm)
1	190	1,2	45	2,8	Ar + 5% H ₂	Ar + 5% O ₂	3,8
2	230	1,2	60	2,8	Ar + 5% H ₂	Ar + 5% O ₂	3,8
3	190	1,4	40	2,8	Ar + 5% H ₂	Ar + 5% O ₂	3,8
4	210	1,4	35	2,8	Ar + 5% H ₂	Ar + 5% O ₂	3,8
5	200	1,4	38	2,8	Ar + 5% H ₂	Ar + 5% O ₂	3,8
6	270	1,6	25	3,2	Ar + 5% H ₂	Ar + 5% O ₂	6,1
7	270	1,6	30	3,2	Ar + 5% H ₂	Ar + 5% O ₂	6,1
8	220	1,4	20	2,8	Ar + 5% H ₂	Ar + 5% O ₂	6,1

A Tabela 7.6 mostra os resultados medidos e preditos pelas Equações 5.26 a 5.30. Nos testes 4 e 5, cujos valores medidos estão destacados (em negrito e sublinhados), houve o corte da junta, sendo possível apenas a medição de LF e LR. Os valores de RR, AF e Ad nestes testes foram obtidos, então, através de uma estimativa considerando a tendência observada para os testes 1 a 3 desta tabela. Para tanto, foram plotados os gráficos de RR, AF e Ad, todos em função de LR, conforme mostrado na Figura 7.6. A resposta LR foi considerada como referência neste caso por permitir uma melhor correlação com as respostas que se deseja estimar os valores do que a resposta LF, ou seja, sabe-se que quanto maior for LR, maior tende a ser os valores de RR, AF e Ad. Este procedimento foi adotado para garantir que a análise do efeito do gás de plasma fosse feita com todos os testes da Tabela 7.6, mesmo considerando que houve penetração excessiva nos testes 4 e 5.

Tabela 7.6- Resultados medidos e preditos para os testes da Tabela 7.5.

Teste	Respostas preditas (Eqs 5.26 a 5.30)					Respostas medidas (experimental)				
	RR	LR	LF	AF	Ad	RR	LR	LF	AF	Ad
1	0,22	2,39	6,80	13,61	0,38	0,37	2,86	6,94	15,50	0,52
2	0,15	2,34	6,68	12,86	0,77	0,3	2,89	7,05	15,36	0,68
3	0,45	3,29	7,07	16,40	0,64	0,82	4,35	7,09	18,55	0,95
4	0,97	4,84	7,69	21,51	1,49	<u>1,54*</u>	6,5	7,72	<u>23,08*</u>	<u>1,47*</u>
5	0,64	3,91	7,34	18,51	0,96	<u>1,12*</u>	5,23	7,35	<u>20,40*</u>	<u>1,17*</u>
6	4,76	11,08	9,50	44,95	16,35	1,40	4,20	9,89	40,49	1,22
7	3,26	8,58	8,95	37,05	11,99	0,45	2,53	9,13	34,97	0
8	3,66	11,63	9,42	41,36	5,14	0,70	3,57	9,32	37,50	0

* Estimativas obtidas através da Figura 7.6.

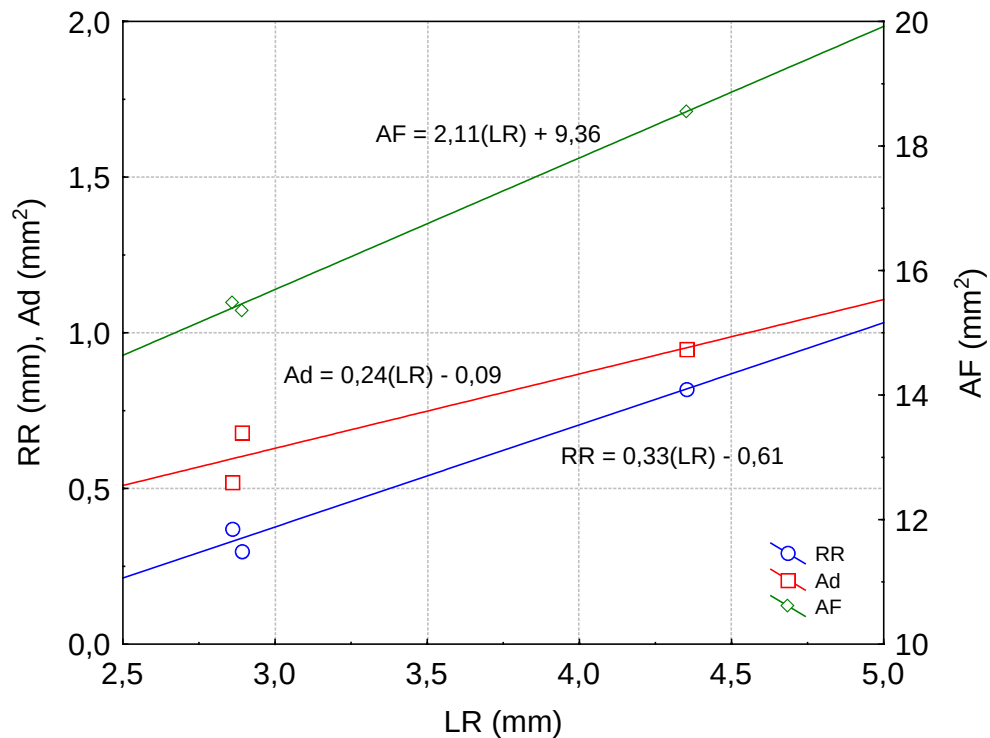


Figura 7.6- Relações obtidas para RR, AF e Ad em função de LR (testes 1 a 3 da Tabela 7.6).

Conforme pode ser verificado na Tabela 7.6, houve uma certa divergência entre os valores de RR, LR, AF e Ad experimentais e os respectivos valores preditos pelos modelos do capítulo 5. Nos testes 1 a 5, os aumentos observados em relação aos valores preditos se

devem exclusivamente à utilização de uma mistura de argônio com 5% de hidrogênio como gás de plasma ao invés do argônio puro. Curiosamente, a largura da face não foi afetada pela adição do hidrogênio no gás de plasma, permanecendo praticamente constante. Isto pode ter ocorrido pela compensação entre os efeitos de constrição e do aumento da temperatura do arco.

Nos testes 6 a 8 da Tabela 7.6, contudo, para obter o efeito da adição do hidrogênio ao gás de plasma, deve-se primeiro compensar o efeito do aumento da espessura de chapa de 3,8 mm para 6,1 mm utilizando as Equações 7.1 a 7.3 (fator de correção da espessura de chapa). Desta forma, a Tabela 7.7 mostra os fatores de correção da espessura de chapa (F5) calculados para cada um dos testes da Tabela 7.5.

Tabela 7.7- Fatores de correção F5 para os testes da Tabela 7.5.

Resposta	Fator F5 (espessura de chapa)							
	Teste1	Teste 2	Teste 3	Teste 4	Teste 5	Teste 6	Teste 7	Teste 8
RR	0	0	0	0	0	-3,15	-2,16	-2,42
LR	0	0	0	0	0	-7,17	-5,55	-7,34
LF	0	0	0	0	0	0	0	0
AF	0	0	0	0	0	0	0	0
Ad	0	0	0	0	0	-15,04	-11,03	-4,73

As Figuras 7.7 a 7.10 mostram as curvas para os fatores de correção F6 para RR, LR, AF e Ad, respectivamente, considerando a adição de hidrogênio ao argônio no gás de plasma, a espessura de chapa e as respectivas respostas preditas (I , V_{gpl} , V_s , DTP e ϕ_b). Os desvios observados entre os valores medidos e preditos da largura da face (LF) não foram considerados significativos, de modo que não há a necessidade de um fator de correção para esta resposta. Os fatores de correção F6 para RR, LR, AF e Ad foram obtidos subtraindo dos resultados experimentais, os respectivos valores preditos (ver Tabela 7.5), acrescidos dos fatores de correção da espessura de chapa (Tabela 7.6) para compensar o efeito da variação na espessura da chapa. Os fatores de correção para o argônio puro como gás de plasma foram todos considerados nulos (referência - especificado na condição inicial do item 5.5).

Para as respostas de LR (Figura 7.8) e Ad (Figura 7.10), os fatores obtidos para uma espessura de 6,1 mm apresentaram uma dispersão relativamente grande. Este efeito pode ter sido produzido pela variação aleatória dos dados experimentais, ou também pela compensação da espessura de chapa que foi feita para isolar o efeito da composição do gás de plasma.

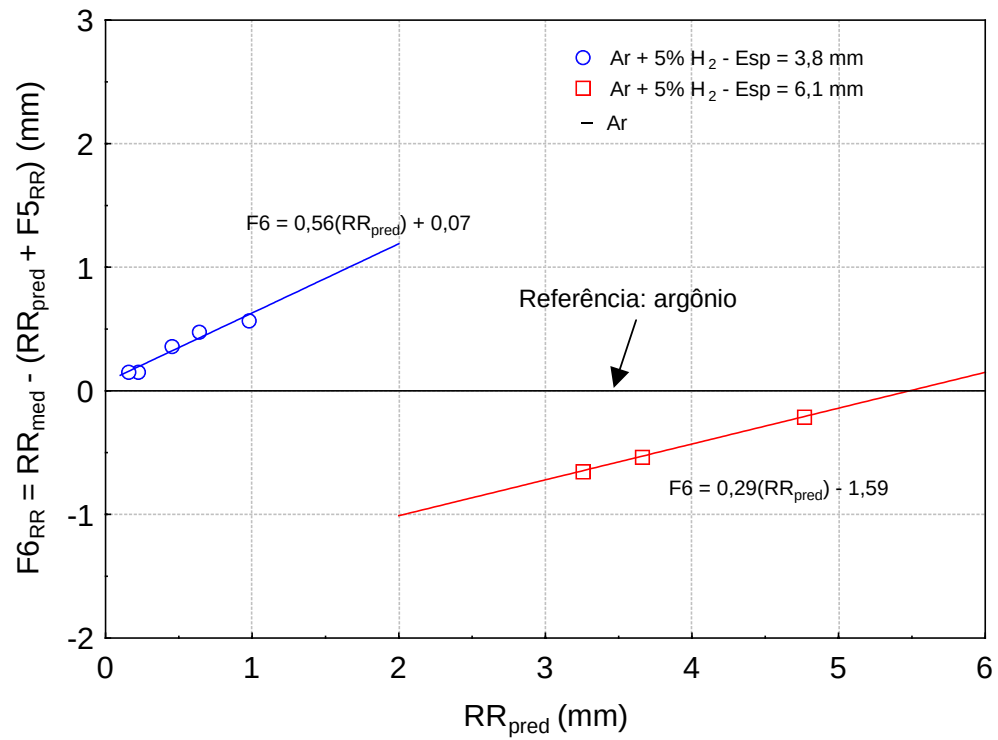


Figura 7.7- Fator F6 para o reforço da raiz usando 5% de hidrogênio no gás de plasma.

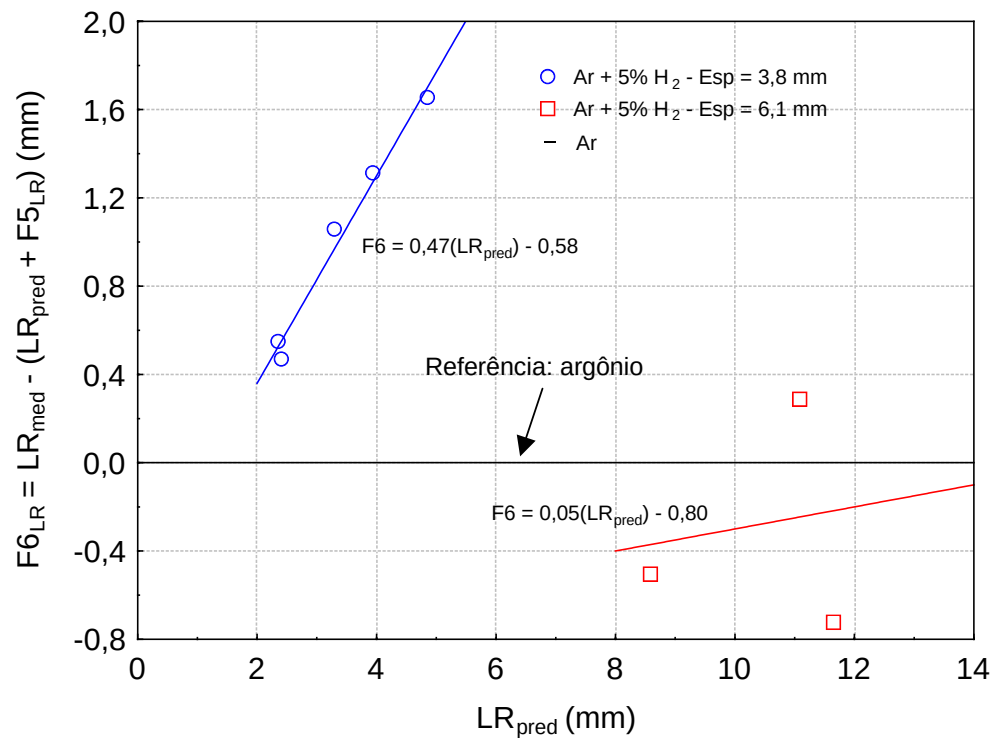


Figura 7.8- Fator F6 para a largura da raiz usando 5% de hidrogênio no gás de plasma.

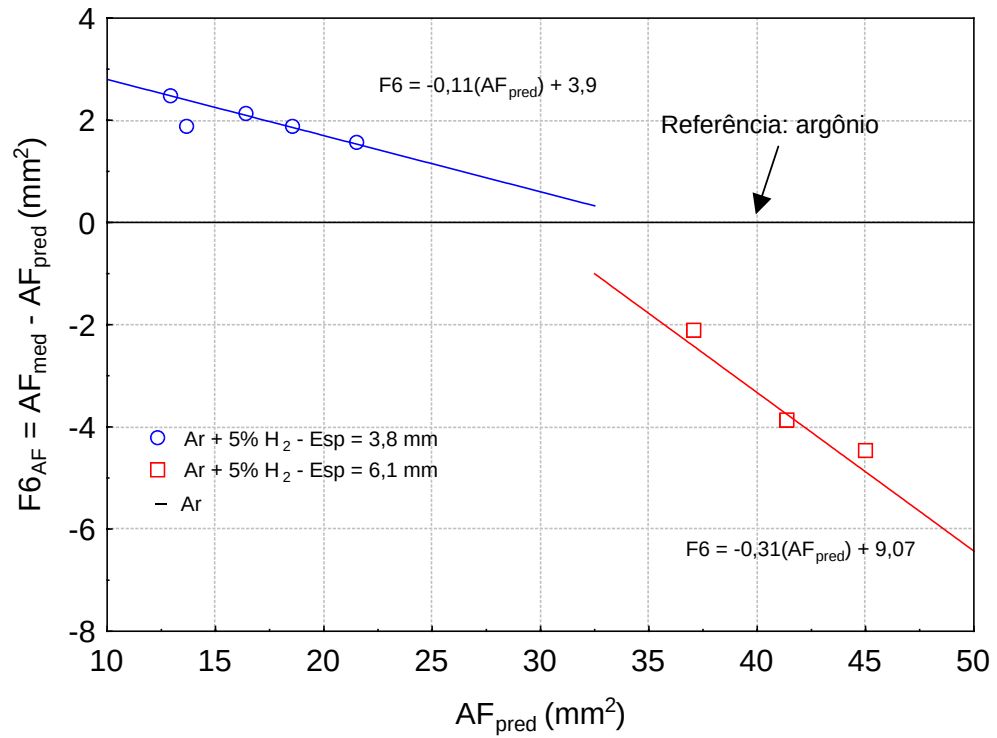


Figura 7.9- Fator F6 para a área fundida usando 5% de hidrogênio no gás de plasma.

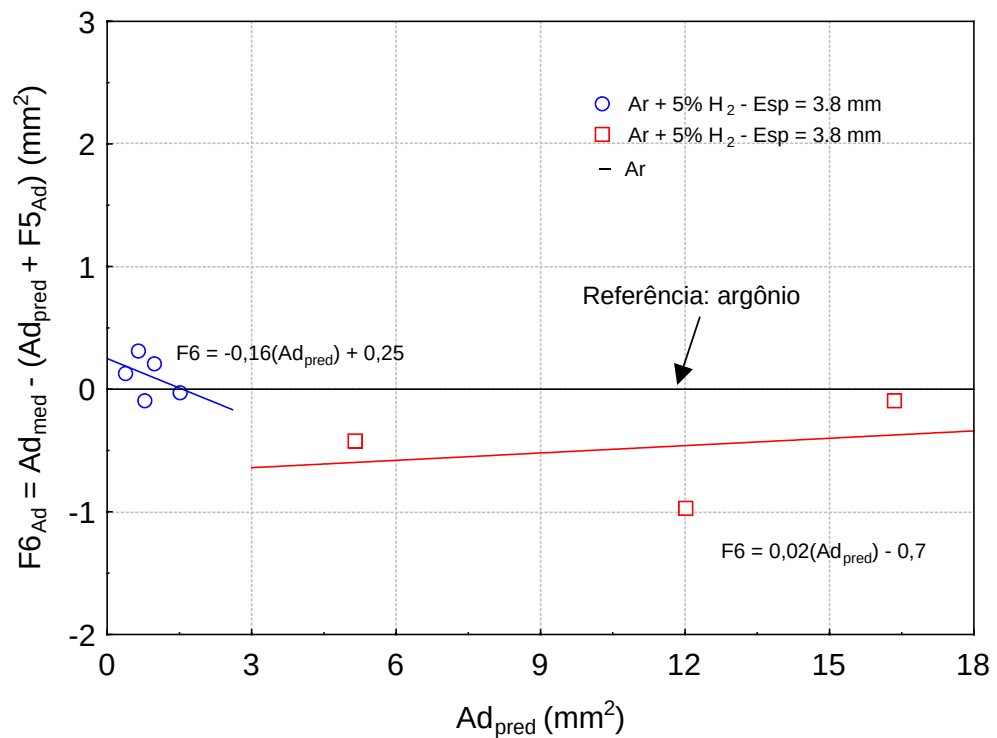


Figura 7.10- Fator F6 para a área de depressão da face da solda usando 5% de hidrogênio no gás de plasma.

Conforme pode ser verificado nestas figuras, os fatores de correção para a espessura com 3,8 mm foram normalmente positivos, indicando que há um aumento das respostas com o uso da mistura de argônio com hidrogênio no gás de plasma em relação ao argônio puro (curva de referência $F6 = 0$). Para os testes feitos em chapas de 6,1 mm, contudo, os fatores de correção tenderam ser negativos, indicando que os valores das respostas medidas são menores do que os valores das respostas obtidas usando o argônio puro, o que pode parecer estranho considerando a literatura a respeito dos gases de soldagem, por exemplo, nos trabalhos da AWS (1991) e de Martikainen & Moisio (1993).

Evidentemente, tudo indica que os efeitos da adição do hidrogênio neste tipo de aplicação são dependentes da espessura da chapa. Na verdade, pode-se supor a existência de dois efeitos que se alternam em significância, dependendo das condições de soldagem. Em primeiro lugar, adições de hidrogênio ao gás de plasma tendem gerar uma maior densidade de energia com um arco considerado mais quente do que o argônio puro, aumentando a penetração (Martikainen & Moisio, 1993). Por outro lado, Onsoien et al. (1995) citam que o hidrogênio tem a propriedade de aumentar a tensão superficial da poça de fusão em aços inoxidáveis por reduzir a concentração de oxigênio. No caso do processo GTAW, estes autores citam que se a ação redutora do hidrogênio for suficiente para remover o oxigênio superficial da poça, o fluxo de morangoni (movimentação do metal líquido em função do gradiente de tensão superficial) produzirá um cordão mais largo e com menor penetração. Outro autor, Liebisch (1978), cita o contrário, que adições de hidrogênio tendem a diminuir a tensão superficial da poça de fusão. Neste trabalho, tomar-se-á como referência a opinião de Onsoien et al. (1995), por se tratar de um trabalho mais recente.

Desta forma, pode-se inferir que para uma espessura de 3,8 mm, o efeito do aumento da concentração de energia e a geração de um arco mais quente utilizando a mistura com hidrogênio é o fator predominante em relação ao argônio puro. Já para espessuras de 6,1 mm, o efeito do aumento da tensão superficial da poça de fusão passa a ter uma maior importância em relação às outras forças atuantes, particularmente às forças gravitacionais. Esta alternância nos efeitos pode ter contribuído para a obtenção dos resultados apresentados nas Figuras 7.7 a 7.10.

Considerando-se a relação entre os coeficientes das equações obtidas para cada uma das espessuras, pode-se combina-las de tal forma a se obter as Equações 7.4 a 7.8, sendo estas válidas para espessuras variando entre 3,4 e 6,7 mm e para os dois gases de plasma utilizados (Ar e Ar + 5% H_2). Nestas equações, Esp é dada em mm e $Resp_{pred}$ é a resposta predita pelas Equações 5.26 a 5.30 em mm ou mm^2 .

$$F6_{RR} = [(-0,024 * Esp + 0,201)(RR_{pred}) + (-0,144 * Esp + 0,563)] * (\%H_2) \quad 7.4$$

$$F6_{LR} = [(-0,037 * Esp + 0,233)(LR_{pred}) + (-0,019 * Esp - 0,043)] * (\%H_2) \quad 7.5$$

$$F6_{LF} = 0 \quad 7.6$$

$$F6_{AF} = [(-0,017 * Esp + 0,044)(AF_{pred}) + (0,45 * Esp - 0,928)] * (\%H_2) \quad 7.7$$

$$F6_{Ad} = [(0,016 * Esp - 0,092)(Ad_{pred}) + (-0,083 * Esp + 0,364)] * (\%H_2) \quad 7.8$$

Estas equações foram apresentadas de uma forma bem generalizada, em função da espessura da chapa e da porcentagem de hidrogênio no gás de plasma, sendo o argônio o gás base. Entretanto, para outras porcentagens de hidrogênio no gás de plasma que não 0 e 5%, as equações devem ser testadas experimentalmente para verificação dos resultados.

7.4 Efeito da composição do gás de proteção (%Gás2) – Fator F7

O gás de proteção é usado para proteger a solda contra a contaminação pelo ar atmosférico, podendo ser inerte ou ativo. Este gás flui por um bocal externo e envolve a área da peça sobre a qual o arco incide, formando uma barreira entre a poça de fusão e o ambiente. Por entrar em contato com o arco, este gás pode exercer uma influência significativa sobre suas características, principalmente devido à transferência de calor e pelas reações de ionização e dissociação (no caso de gases moleculares).

A transferência de calor do arco para o gás de proteção pode gerar um efeito de constrição adicional no arco, porém vai depender de suas características físicas, como, por exemplo, a sua condutividade térmica. As reações de dissociação de certos gases moleculares tendem a absorver grandes quantidades de energia nas regiões periféricas, produzindo também uma constrição termodinâmica na coluna do arco. Entretanto, gases com baixos potenciais de ionização, a exemplo do argônio, podem sofrer uma ionização parcial, gerando um aumento no diâmetro da coluna do arco (Hays & Schultz, 1983 e Martinez et al., 1994).

Evidentemente, a seleção do gás de proteção é feita baseada nas características do material de base. No caso dos aços inoxidáveis, a literatura recomenda o uso do argônio e de misturas de argônio com até 15% de hidrogênio. Entretanto, gases ativos também podem ser utilizados na soldagem. De fato, muitas das considerações do processo a plasma foram obtidas do conhecimento prático de outros processos convencionais (Richardson, 1991). Desta forma, se na soldagem GMAW do aço inoxidável é recomendado o uso de adições de oxigênio no gás de proteção, possivelmente, esta mesma suposição pode ser feita considerando o processo a plasma.

A Figura 7.11 mostra os perfis de solda obtidos com a condição inicial de soldagem usando uma mistura de argônio com 5% de oxigênio e uma mistura de argônio com 5% de hidrogênio. Nesta figura, também é apresentada a tensão de soldagem para cada um dos testes realizados. Ambos os gases tendem a dissociar, retirando grandes quantidades de energia do arco e exercendo assim um certo efeito de constrição e um conseqüente aumento na tensão em relação ao argônio puro (AWS, 1991). Conforme pode ser verificado na Tabela 2.1, o potencial de dissociação do oxigênio é maior do que o do hidrogênio, o que poderia indicar um maior efeito de constrição e uma maior tensão de arco. Porém, segundo a AGA (1985), o hidrogênio apresenta uma condutividade térmica maior do que o oxigênio, acentuando mais o efeito de constrição do arco e gerando maiores tensões, conforme pode ser verificado na Figura 7.11.

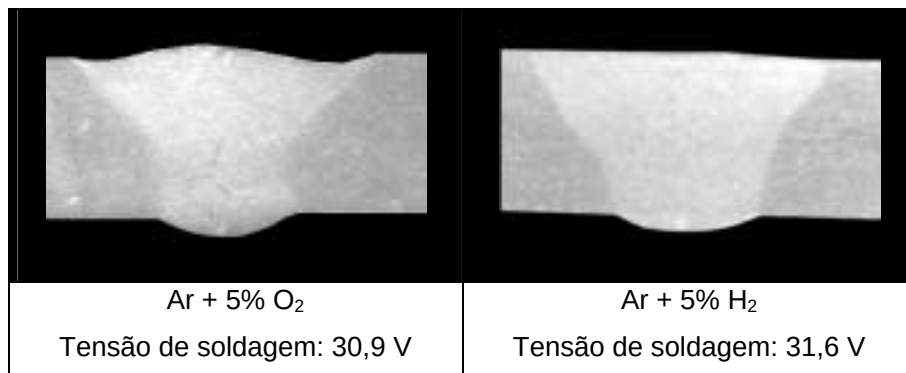


Figura 7.11- Efeito do gás de proteção sobre o perfil de cordão e a tensão de soldagem.

O perfil da solda, por outro lado, foi bastante influenciado pela composição do gás de proteção. Curiosamente, o perfil obtido com a mistura argônio/hidrogênio foi diferente do perfil obtido com a mistura argônio/oxigênio, que sempre apresentou uma certa “estricção” na região central da solda. Este efeito pode ter sido causado pelas reações de interação entre o oxigênio e o metal fundido (Martikainen & Moisio, 1993).

Alguns testes foram realizados com uma atmosfera protetora de hélio, mas os resultados não foram apresentados porque não foi possível obter uma condição com “keyhole” estável. Nestes testes, a condição do “keyhole”, ao ser estabelecida, permanecia instável até o ponto em que ocorria a expulsão da poça de fusão da junta, conforme mostrado na Figura 7.12. Este efeito pode estar relacionado com o aumento excessivo da temperatura pelo uso do hélio como gás de proteção, causando um aumento no volume e uma redução na viscosidade do material fundido e, conseqüentemente, uma piora na sustentação da poça na junta. Uma mudança nas condições de soldagem, por exemplo, uma redução na corrente, ou um aumento na velocidade de soldagem não foi suficiente para a estabilização da condição do “keyhole”.



Figura 7.12- Instabilidade do “keyhole” com o hélio como gás de proteção (raiz da solda).

Para o efeito do gás de proteção, pode-se inferir que este também seja influenciado pelas condições de soldagem, ou seja, o efeito da composição do gás pode variar de acordo com o ajuste dos parâmetros de soldagem, ou a espessura de chapa, a exemplo do que aconteceu com o gás de plasma no item anterior. Neste caso, assim como foi feito anteriormente, a análise deste efeito será em função da composição do gás, da espessura de chapa e das respostas previstas em cada teste, que são funções dos parâmetros de soldagem.

A Tabela 7.8 mostra as condições utilizadas para a análise do efeito da composição do gás de proteção sobre a geometria de cordão, as quais foram selecionadas aleatoriamente dentro das faixas de trabalho previamente definidas (Item 5.9). Nestes testes, as demais variáveis não apresentadas são as mesmas da condição inicial de soldagem especificada no item 5.5. O gás de proteção utilizado foi uma mistura de argônio com 5% de hidrogênio.

Tabela 7.8- Condições utilizadas para obter o efeito da composição do gás de proteção.

Teste	I (A)	Vgpl (l/min)	Vs (cm/min)	ϕ_b (mm)	DTP (mm)	Gás de Plasma	Gás de proteção	Esp (mm)
1	190	1,6	45	2,8	5	Ar	Ar + 5% H ₂	3,8
2	210	1,2	45	2,8	5	Ar	Ar + 5% H ₂	3,8
3	210	1,4	35	2,8	5	Ar	Ar + 5% H ₂	3,8
4	190	1,2	45	2,8	5	Ar	Ar + 5% H ₂	3,8
5	190	1,2	30	2,8	5	Ar	Ar + 5% H ₂	3,8
6	190	1,4	40	2,8	5	Ar	Ar + 5% H ₂	3,8
7	250	1,6	25	3,2	3	Ar	Ar + 5% H ₂	6,1
8	270	1,4	30	3,2	5	Ar	Ar + 5% H ₂	6,1
9	260	1,6	20	3,2	5	Ar	Ar + 5% H ₂	6,1
10	240	1,6	20	3,2	5	Ar	Ar + 5% H ₂	6,1
11	270	1,6	20	3,2	5	Ar	Ar + 5% H ₂	6,1
12	280	1,6	25	3,2	5	Ar	Ar + 5% H ₂	6,1

A Tabela 7.9 mostra os resultados experimentais e preditos através das Equações 5.26 a 5.30 considerando os testes da Tabela 7.8. Os testes de 1 a 6 foram feitos em chapas com 3,8 mm de espessura e os testes 7 a 12 em chapas de 6,1 mm de espessura. No teste 8 da Tabela 7.9, houve falta de penetração de modo que só foi possível medir o reforço negativo da raiz da solda. A largura da raiz neste teste (destacada em negrito e sublinhada) foi estimada através da tendência observada entre RR e LR nos testes 7 a 12 da Tabela 7.9, mostrada na Figura 7.13.

Tabela 7.9- Resultados medidos e preditos para os testes da Tabela 7.8.

Teste	Respostas preditas (Eqs. 5.26 a 5.30)					Respostas medidas (experimental)				
	RR	LR	LF	AF	Ad	RR	LR	LF	AF	Ad
1	0,40	3,19	6,80	15,27	0,68	0,30	3,30	7,23	20,38	0
2	0,33	2,92	7,08	15,50	0,71	0,20	3,09	7,73	21,43	0
3	0,97	4,84	7,69	21,51	1,49	1,23	5,51	8,97	30,94	1,62
4	0,22	2,39	6,80	13,61	0,38	0,10	2,29	7,28	17,48	0
5	0,70	4,22	7,77	20,91	0,76	0,89	4,98	8,74	29,54	0,54
6	0,45	3,29	7,07	16,40	0,64	0,38	3,52	7,53	22,89	0
7	3,50	9,50	8,53	40,67	10,14	0,18	2,19	10,26	37,41	0
8	2,49	7,51	8,95	35,12	9,18	-1,32	<u>-0,56</u>	10,12	29,20	0
9	5,99	14,04	10,07	54,21	18,90	1,62	5,50	13,34	52,08	3,52
10	4,35	11,97	9,76	48,86	11,51	0,84	4,61	12,17	46,58	0
11	6,97	15,14	10,23	56,94	23,89	1,65	5,70	13,44	54,94	4,35
12	5,51	11,92	9,64	47,12	20,48	1,45	4,48	12,34	44,42	2,25

As Figuras 7.14 a 7.18 mostram os fatores de correção F7 para RR, LR, LF, AF e Ad, respectivamente. Nestas figuras, a reta representada por $F7 = 0$ indica a condição de referência (argônio/oxigênio) e os fatores de correção foram considerados nulos em todas as condições da Tabela 7.8. Os fatores de correção dos testes 1 a 6 (Esp = 3,8 mm) foram obtidos através da comparação direta entre os valores preditos e medidos. Nos testes 7 a 12, foi primeiro feita a compensação do efeito da espessura de chapa (6,1 mm) (Equações 7.1 a 7.3), para depois obter os respectivos fatores de correção.

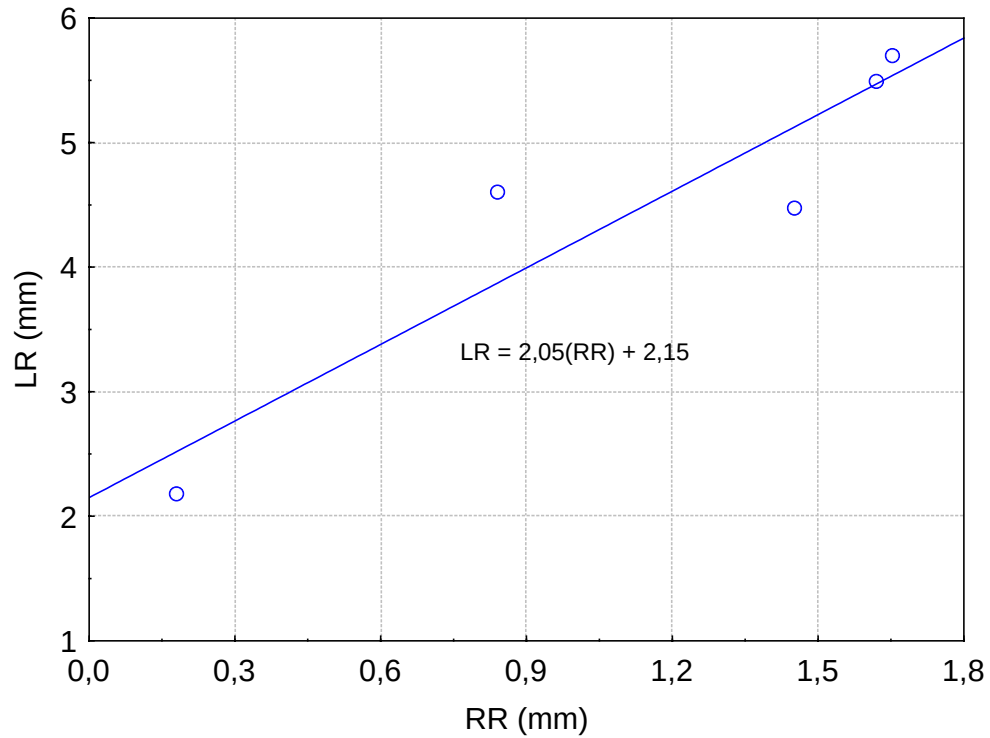


Figura 7.13- Tendência entre RR e LR para os testes 6 a 8 da Tabela 7.9.

Os resultados obtidos para a mistura argônio/hidrogênio em chapa de 3,8 mm sugerem que a medida que se aumenta a resposta predita (pelo aumento da corrente, por exemplo), maior tende a ser o fator F7. Isto indica que o efeito do hidrogênio nas respostas é relacionado ao aporte térmico. No caso da raiz da solda (Figuras 7.14 e 7.15), inicialmente os fatores de correção foram negativos, indicando que as respostas preditas (com argônio/oxigênio) são maiores do que as respostas medidas (com argônio/hidrogênio). A medida que se aumenta a resposta predita, o efeito do hidrogênio no gás de proteção tende a suplantar o efeito do oxigênio, gerando fatores F7 positivos. Já as respostas de largura da face e de área fundida (Figuras 7.16 e 7.17) apresentaram sempre valores maiores do que os preditos, mostrando um efeito mais significativo para a mistura contendo hidrogênio. Os fatores F7 para a área de depressão da face para a espessura de 3,8 mm (Figura 7.18) tenderam ser negativos, mostrando que misturas com hidrogênio tendem a gerar cordões mais planos, o que pode ser visto claramente na Figura 7.11.

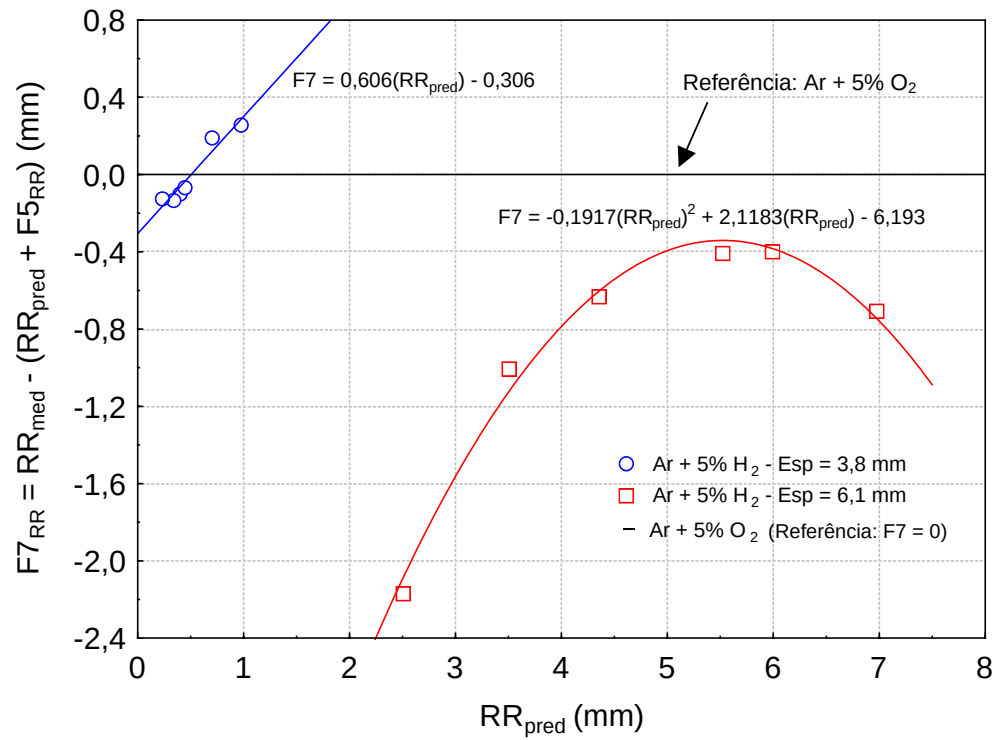


Figura 7.14- Efeito da composição do gás de proteção sobre o fator F7 para o reforço da raiz.

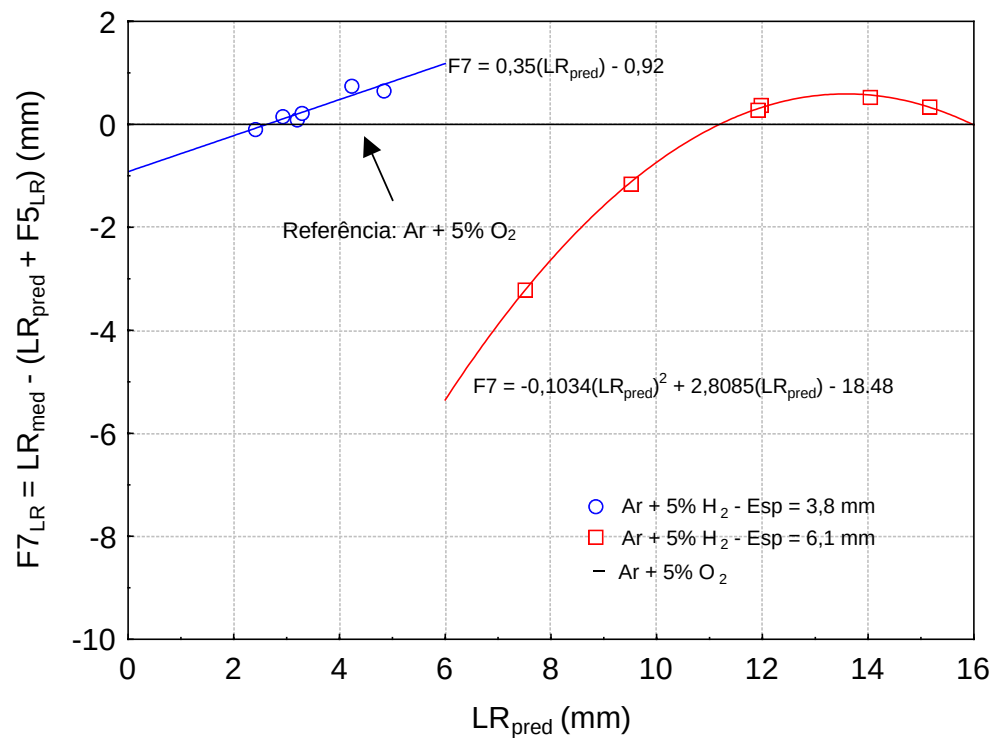
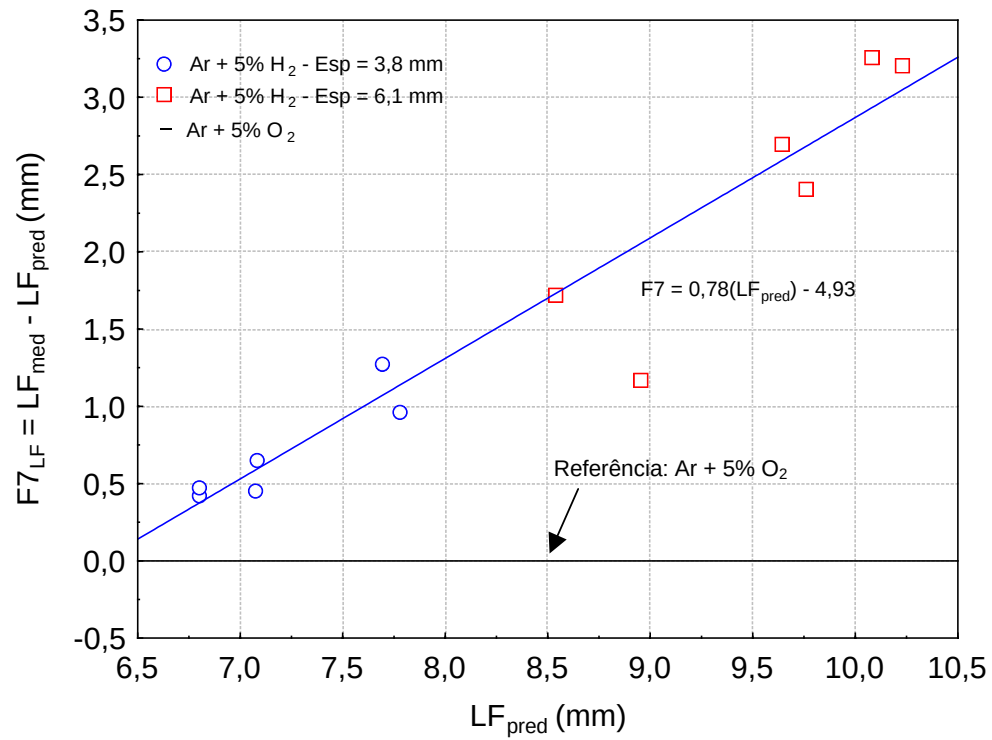
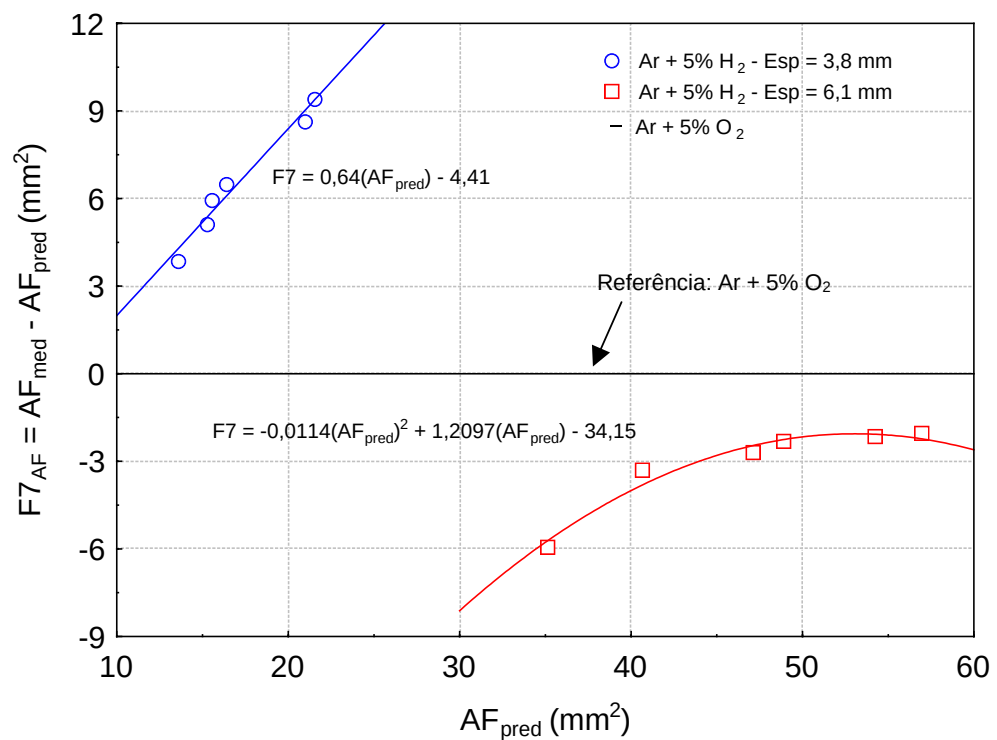


Figura 7.15- Efeito da composição do gás de proteção sobre o fator F7 para a largura da raiz.


 Figura 7.16- Efeito da composição do gás de proteção sobre o fator $F7$ para a largura da face.

 Figura 7.17- Efeito da composição do gás de proteção sobre o fator $F7$ para a área fundida.

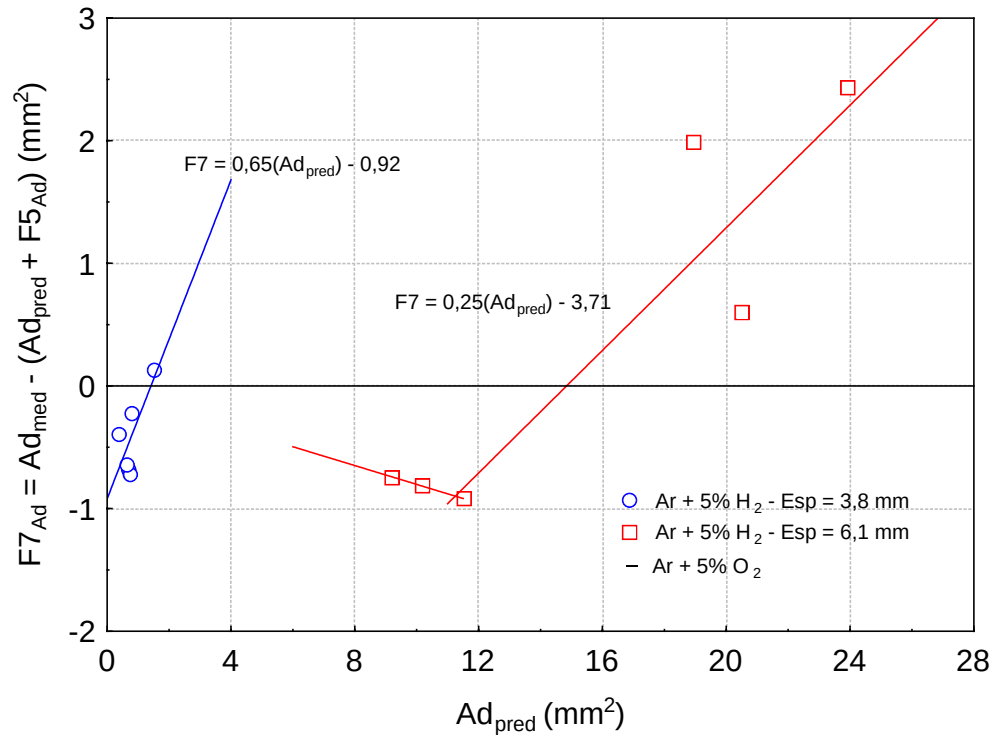


Figura 7.18- Efeito da composição do gás de proteção sobre o fator F7 para a área de depressão da face da solda.

Para a espessura de 6,1 mm, os fatores para o reforço da raiz em soldas com argônio/hidrogênio como gás de proteção foram sempre negativos (Figuras 7.14), indicando nestes casos que o oxigênio (referência) apresenta um efeito maior do que o hidrogênio, talvez pelo aumento da fluidez do metal fundido (Geipl & Stenke, 1995), o que tende a facilitar a formação da raiz. A largura da raiz apresentou fatores de correção inicialmente negativos e, a partir de um determinado valor da resposta predita, os fatores passaram a ser positivos (Figura 7.15). Isto sugere que a medida que se aumenta o aporte térmico (largura da raiz predita), o efeito do hidrogênio no gás de proteção tende a ultrapassar o efeito do oxigênio (referência). A largura da face (Figura 7.16) com argônio/hidrogênio apresentou fatores F7 sempre positivos, ou seja, a mistura com hidrogênio tende a gerar soldas mais largas do que a mistura com oxigênio. Este efeito está provavelmente relacionado com a maior condutividade térmica do hidrogênio em relação ao oxigênio (dados extraídos de AGA, 1985). A área fundida (Figura 7.17) apresentou fatores de correção sempre negativos e a área de depressão da solda (Figura 7.18) inicialmente apresentou fatores de correção F7 negativos, mas a medida que se aumentou a resposta predita, fatores positivos foram sendo gerados.

Deve-se ressaltar que nos testes 7, 8 e 10 da Tabela 7.9, a área da depressão na face foi nula (0), de modo que o fator de correção calculado é o próprio valor predito, mas com sinal

negativo (lembrar que $F7 = \text{Resp}_{\text{med}} - \text{Resp}_{\text{pred}}$). Desta forma, os pontos mostrados na Figura 7.18 relativos a estes testes estão alinhados em uma reta que vai em direção à origem do gráfico. Apesar da curva de tendência sugerida não passar nestes pontos, o sentido físico da resposta não é alterado, pois nestes casos a resposta predita final da área de depressão, após a correção, será negativa (fator de correção calculado na curva de tendência em módulo é maior do que o fator de correção medido – “ $\text{Resp}_{\text{med}} - \text{Resp}_{\text{pred}}$ ”), subentendendo-se que é zero (0).

Fazendo-se a combinação das expressões obtidas para o efeito nas chapas de 3,8 mm e 6,1 mm, as Equações 7.9 a 7.13 representam os fatores de correção F7 para RR, LR, LF, AF e Ad, respectivamente, usando a mistura argônio/hidrogênio como gás de proteção. Nestas equações, Esp é a espessura da junta em mm e $\text{Resp}_{\text{pred}}$ é a respectiva resposta predita através das Equações 5.26 a 5.30 em mm ou mm^2 . Estas equações são válidas para uma mistura de argônio com 5% de hidrogênio como gás de proteção.

$$F7_{RR} = [-0,083(\text{Esp}) + 0,317] * (RR_{\text{pred}})^2 + [0,658(\text{Esp}) - 1,893](RR_{\text{pred}}) + [-2,56(\text{Esp}) + 9,42] \quad 7.9$$

$$F7_{LR} = [-0,045(\text{Esp}) + 0,171](LR_{\text{pred}})^2 + [1,069(\text{Esp}) - 3,712](LR_{\text{pred}}) + [-7,635(\text{Esp}) + 28,092] \quad 7.10$$

$$F7_{LF} = 0,78(LF_{\text{pred}}) - 4,93 \quad 7.11$$

$$F7_{AF} = [-0,005(\text{Esp}) + 0,019](AF_{\text{pred}})^2 + [0,248(\text{Esp}) - 0,301](AF_{\text{pred}}) + [-12,93(\text{Esp}) + 44,74] \quad 7.12$$

$$F7_{Ad} = [-0,174(\text{Esp}) + 1,311](Ad_{\text{pred}}) + [-1,213(\text{Esp}) + 3,69] \quad 7.13$$

7.5 Efeito da taxa de adição de arame na solda (Tx_{ad}) – Fator F8

O metal de adição pode ser utilizado na soldagem com “keyhole” para melhorar a composição química da solda ou para produzir cordões com reforço, ou seja, gerar uma geometria da solda mais adequada. Entretanto, a análise considerando apenas a velocidade de alimentação de arame na solda (Va) é um tanto vaga, pois não fornece nenhuma indicação do diâmetro do arame, que em essência pode alterar significativamente os resultados. Além da velocidade de alimentação, a quantidade de metal depositado na solda e o tamanho da gota destacada em direção à poça de fusão também são influenciados pelo diâmetro do arame utilizado, em ambos os casos podendo causar perturbações na estabilidade do “keyhole” e na qualidade da solda (Manufacturing Engineering, 1986). Desta forma, a variável de velocidade

de alimentação de arame (V_a) foi apresentada em termos de taxa de adição de arame na solda (Tx_{ad}), a qual leva em consideração tanto a velocidade de alimentação como o diâmetro do arame. O valor de Tx_{ad} (cm^3/min) é obtido através da Equação 7.14, sendo que V_a (cm/min) é a velocidade de alimentação de arame e ϕ_a (cm) o diâmetro do arame utilizado.

$$Tx_{ad} = Va * \frac{\pi \phi_a^2}{4} = 0,785(Va * \phi_a^2) \quad 7.14$$

Conforme citado anteriormente, o metal de adição é normalmente utilizado não só para atender a uma especificação de composição química, mas também para obter uma geometria de cordão com reforço, o que justifica a análise em separado para esta resposta. Em todos os outros casos, o reforço da face foi sempre considerado igual a 0 (zero), sendo a geometria da face caracterizada pelas respostas Ad (área de depressão) e Ar (área de reforço). Desta forma, a equação aqui obtida para o fator de correção do reforço da face também será a própria equação principal, pois ele foi suposto só existir com adição de material.

A Figura 7.19 mostra a geometria dos cordões e a tensão de soldagem para três níveis diferentes de velocidade de alimentação de arame, 0 (condição inicial), 1 e 2 m/min. Os valores apresentados de Tx_{ad} foram obtidos em cm^3/min através da Equação 7.14, sendo que o diâmetro do arame (ϕ_a) utilizado foi de 1,2 mm. Estes testes foram feitos utilizando-se a mesma condição inicial de soldagem estabelecida no item 5.5, diferindo apenas pela variação na velocidade de alimentação de arame desde 0 a 2 m/min.

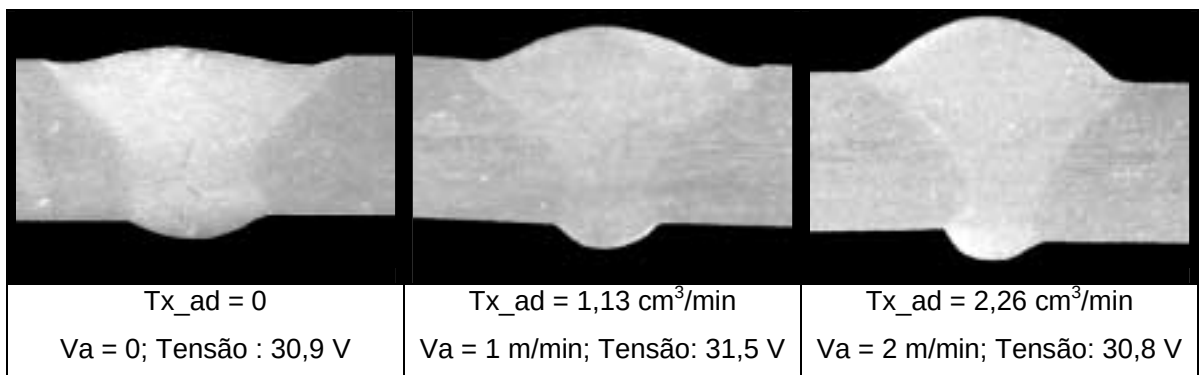


Figura 7.19- Efeito da adição de arame sobre a geometria de cordão e a tensão de soldagem.

Como pode ser verificado, o aumento da velocidade de alimentação de 0 até 2 m/min produziu um aumento no reforço do cordão e possibilitou o preenchimento de qualquer depressão existente na face da solda, o que não ocorreu com a condição inicial ($V_a = 0$). A formação do reforço se deve às gotas do metal de adição que são depositadas na superfície da

solda. Ao mesmo tempo, é possível verificar que a quantidade do material de base que se funde tende a diminuir, com o perfil da solda ficando cada vez mais estreito. Este efeito se deve à retirada de uma certa quantidade de energia do arco para a fusão do material de adição. A largura da raiz da solda sofreu uma pequena redução com o aumento da taxa de adição de arame, embora o reforço dessa raiz pareça ter se mantido devido ao aumento total das forças gravitacionais (aumento do volume total da poça de fusão).

Com relação à tensão de soldagem, não houve uma alteração que permitisse identificar alguma relação com Tx_{ad} . As gotas do metal de adição depositadas sobre a poça de fusão tendem a contornar o arco em direção à parte posterior, onde ocorre a solidificação e a formação do reforço (manufacturing Engineering, 1986). Por este motivo, pode-se inferir que não há uma alteração no comprimento do arco e, conseqüentemente, não tendo nenhum efeito sobre a tensão de soldagem.

Evidentemente, o efeito da velocidade de alimentação de arame sobre a geometria da solda tende a ser influenciado também pelos parâmetros de soldagem. Por exemplo, para uma determinada velocidade de alimentação de arame, um aumento na corrente, ou uma redução na velocidade de soldagem tende a aumentar as dimensões da raiz da solda, afetando diretamente a quantidade de material residual para a formação do reforço de cordão. Além deste efeito, alterações nestas variáveis (corrente e velocidade de soldagem) podem afetar a largura da solda, alterando as condições de espalhamento do metal depositado e, conseqüentemente, o reforço do cordão. Desta forma, a análise desta variável deve também levar em consideração as condições de soldagem utilizadas. Neste trabalho, optou-se por fazer esta análise em função da taxa de adição de arame na solda (Tx_{ad}) e das respostas preditas (Equações 5.26 a 5.30), que em essência são funções das condições de trabalho $f(I, V_{gpl}, V_s, DTP, \phi b)$.

A Tabela 7.10 mostra as condições de soldagem utilizadas para a análise proposta do efeito da adição de arame sobre a geometria de cordão. Nestes testes, as variáveis não apresentadas são as mesmas da condição inicial especificada no item 5.5. Os valores apresentados de Tx_{ad} foram obtidos através da Equação 7.14, considerando as velocidades de alimentação de arame (V_a) utilizadas e o diâmetro do eletrodo (1,2 mm). Nesta tabela, os testes de 1 a 9 correspondem a um planejamento experimental de Taguchi com 4 fatores (I, V_{gpl}, V_s e V_a ou Tx_{ad}), cada um com 3 níveis. Os testes 10 a 13 foram adicionados para complementar a análise, permitindo um melhor ajuste das curvas com os dados experimentais e para ampliar a faixa de trabalho de 0,8 - 2 m/min para 0 - 2 m/min. Deve-se salientar que, diferentemente das outras variáveis, foi utilizado um planejamento estatístico neste caso porque a análise envolve uma superfície de resposta, tendo como variáveis a resposta predita e a taxa de adição de arame.

Tabela 7.10- Testes para a análise do efeito do metal de adição sobre a geometria de cordão.

Teste	I (A)	Vgpl (l/min)	Vs (cm/min)	Va (m/min)	Tx_ad (cm ³ /min)
1	190	1,2	30	0,8	0,90
2	190	1,6	45	1,6	1,81
3	190	2	60	2,4	2,71
4	210	1,2	45	2,4	2,71
5	210	1,6	60	0,8	0,90
6	210	2	30	1,6	1,81
7	230	1,2	60	1,6	1,81
8	230	1,6	30	2,4	2,71
9	230	2	45	0,8	0,90
10	190	1,4	35	0,6	0,68
11	230	1,4	40	1,0	1,13
12	230	1,4	40	2,0	2,26
13	190	1,4	40	0	0

A Tabela 7.11 mostra os resultados medidos e preditos através das Equações 5.26 a 5.30 da geometria de cordão considerando os testes da Tabela 7.10.

Tabela 7.11- Resultados medidos e preditos para os testes da Tabela 7.10.

Teste	Respostas preditas (Eqs. 5.26 a 5.30)					Respostas medidas (experimental)					
	RR	LR	LF	AF	Ad	RR	LR	LF	AF	Ad	RF
1	0,70	4,22	7,77	20,91	0,76	0,35	2,92	8,45	21,18	0	0,71
2	0,40	3,19	6,80	15,27	0,68	0,18	1,97	7,26	15,99	0	0,9
3	0,20	2,66	6,18	12,30	0,65	-0,56	<u>0,12</u>	6,91	14,09	0	1,07
4	0,33	2,92	7,08	15,50	0,71	-0,84	<u>-0,64</u>	6,87	16,39	0	1,45
5	0,19	2,60	6,44	12,82	0,78	-0,24	<u>0,98</u>	7,36	13,77	0,38	0,61
6	2,90	8,58	8,09	29,22	3,94	<u>2,29</u>	7,84	8,9	<u>28,55</u>	-	-
7	0,15	2,34	6,68	12,86	0,77	-0,45	<u>0,42</u>	7,15	14,07	0,09	0,97
8	2,67	8,24	8,39	30,08	4,44	<u>2,14</u>	7,45	8,8	<u>27,82</u>	-	-
9	1,33	5,84	7,34	21,40	3,48	0,82	3,89	8,2	21,22	0,32	0,55
10	0,65	3,96	7,39	18,89	0,80	0,42	2,62	7,81	19,26	0	0,78
11	0,96	4,82	7,63	21,02	2,08	0,61	3,14	8,2	22,32	0,09	0,95
12	0,96	4,82	7,63	21,02	2,08	0,46	2,7	8,1	22,77	0	1,35
13	0,45	3,29	7,07	16,40	0,64	0,46	3,22	7,07	16,22	0,58	0

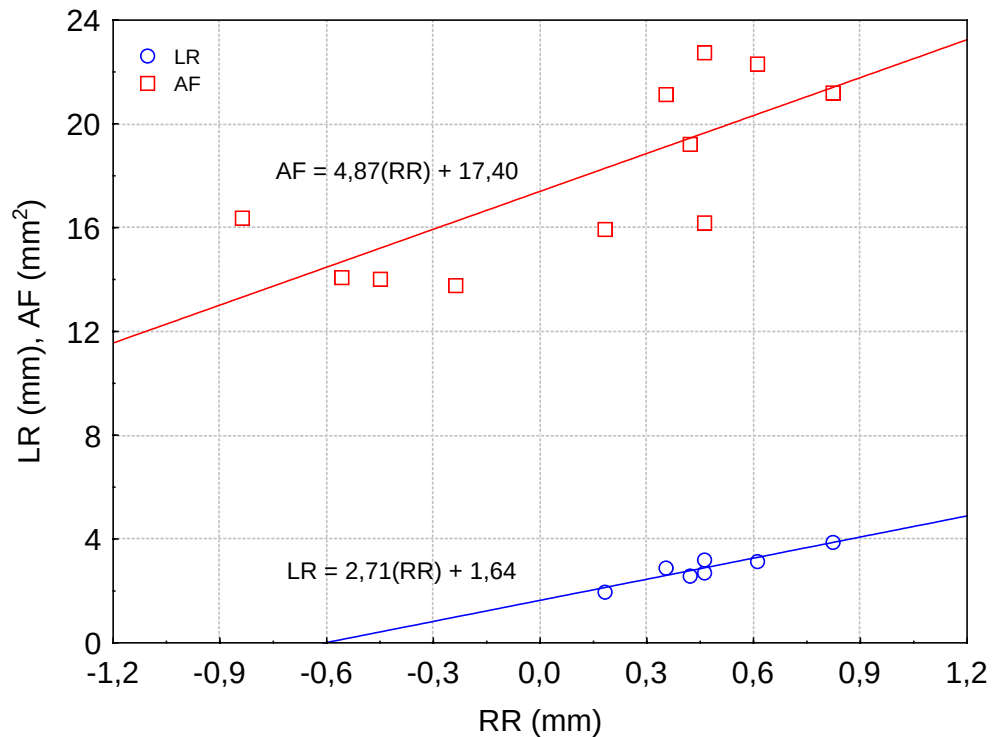


Figura 7.20- Tendência de LR e AF em função de RR para os testes da Tabela 7.11.

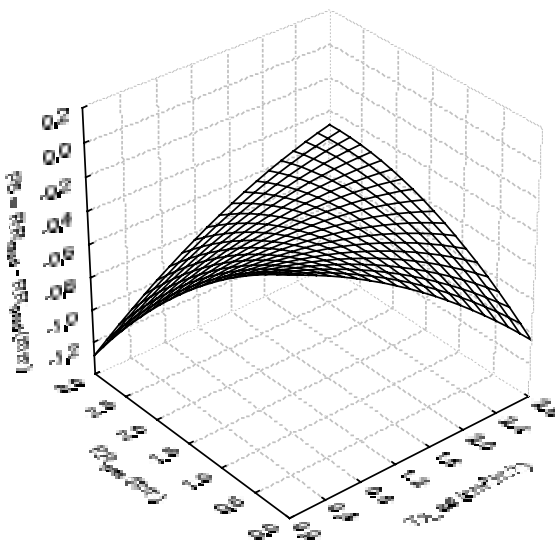
Na Tabela 7.11, houve falta de penetração total nos testes 3, 4, 5 e 7, conforme pode ser verificado pelos sinais negativos do reforço da raiz (RR). Nestes testes, não foi possível obter uma medida para a largura da raiz, de forma que os valores apresentados, destacados em negrito e sublinhados, foram obtidos através da tendência observada entre o reforço da raiz e a largura da raiz da solda, mostrada na Figura 7.20. Já os testes 6 e 8 geraram o corte da junta em função da utilização de condições extremas (altas correntes e/ou baixas velocidades de soldagem). Nestes testes só foi possível medir a largura da raiz e a largura da face da solda. As respostas RR e AF, destacadas em *itálico e sublinhadas*, foram então obtidas utilizando as relações apresentadas na Figura 7.20.

Observando a Tabela 7.11, pode-se notar que o uso do metal de adição produz uma alteração em todas as respostas em relação às soldas autógenas (valores preditos). As respostas RR e LR são substancialmente reduzidas através da adição de arame na solda, provavelmente em função do consumo de uma parte do calor do arco para a fusão do arame. Por outro lado, as respostas LF e AF tenderam ser maiores nas soldas com metal de adição do que os respectivos valores preditos. No caso da área fundida, pode-se supor que a deposição de material é mais significativa do que a diminuição na quantidade de material de base que é fundido pelo arco (ver Figura 7.19), gerando um aumento na quantidade total de metal fundido.

Já o aumento da largura da face com o uso de metal de adição pode estar relacionado com o maior espalhamento do arco em função da presença física do arame no interior do mesmo.

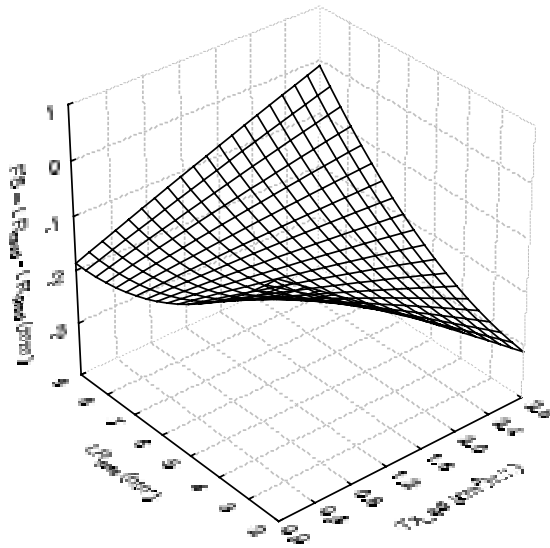
O uso do metal de adição também tendeu a eliminar, na maioria dos testes, a área de depressão na face da solda e, ao mesmo tempo, conferir um certo reforço ao cordão. Nos testes 5, 7 e 9 houve ainda uma depressão residual (resposta Ad na Tabela 7.11), provavelmente devido à utilização de uma taxa de adição insuficiente, ou pelo uso de uma condição de soldagem com elevado aporte térmico, produzindo um afundamento do cordão maior do que poderia ser preenchido pelo metal de adição.

As Figuras 7.21 a 7.26 mostram as curvas de ajustes obtidas para RR, LR, LF, AF, Ad e RF, respectivamente. Os valores do fator de correção F8 foram obtidos subtraindo-se dos valores medidos, os valores preditos da Tabela 7.11. Para as respostas RR, LR, LF, AF e Ad, a análise foi feita considerando a taxa de adição de arame na solda e as próprias respostas preditas (lembrar que as respostas preditas são funções das variáveis de estudo I, Vgpl, Vs, DTP e ϕb). Para o reforço da face (RF), a análise foi feita considerando a taxa de adição de arame e a dimensão da raiz da solda, neste caso representada pelo produto entre o reforço e a largura da raiz. Esta relação foi proposta devido ao fato de que quanto maiores forem as dimensões da raiz, menor tende a ser o reforço da solda para uma dada taxa de adição de arame.



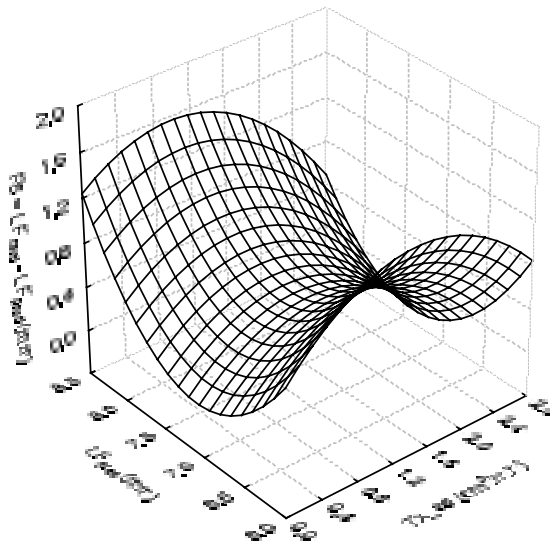
$$F8_{RR} = 0,014 - 0,225(Tx_ad) - 0,234(RR_pred) - 0,055(Tx_ad)^2 + 0,221(Tx_ad)(RR_pred) - 0,066(RR_pred)^2$$

Figura 7.21- Efeito da taxa de adição de arame (Tx_ad) sobre o fator de correção F8 para o reforço da raiz.



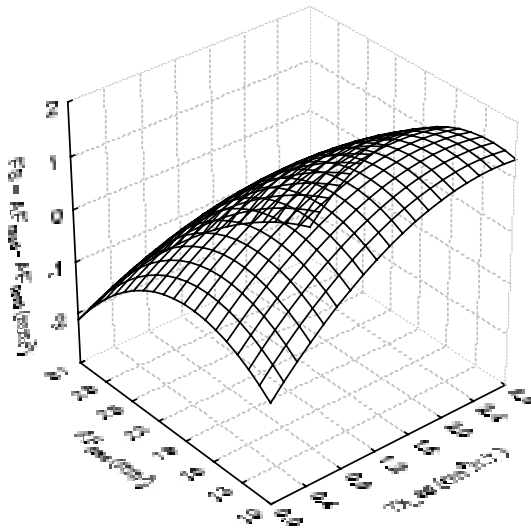
$$F8_{LR} = 1,84 - 1,727(Tx_ad) - 0,846(LR_{pred}) - 0,014(Tx_ad)^2 + 0,267(Tx_ad)(LR_{pred}) + 0,048(LR_{pred})^2$$

Figura 7.22- Efeito da taxa de adição de arame (Tx_ad) sobre o fator de correção F8 para a largura da raiz.



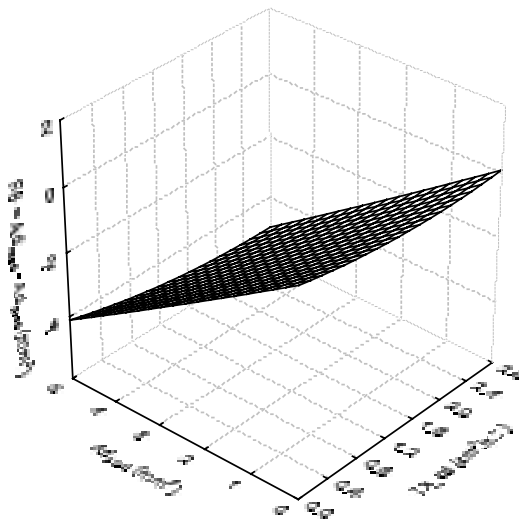
$$F8_{LF} = 29,891 + 1,671(Tx_ad) - 8,419(LF_{pred}) - 0,329(Tx_ad)^2 - 0,12(Tx_ad)(LF_{pred}) + 0,594(LF_{pred})^2$$

Figura 7.23- Efeito da taxa de adição de arame (Tx_ad) sobre o fator de correção F8 para a largura da face.



$$F8_{AF} = -3,942 + 2,338(Tx_ad) + 0,397(AF_{pred}) - 0,372(Tx_ad)^2 - 0,044(Tx_ad)(AF_{pred}) - 0,011(AF_{pred})^2$$

Figura 7.24- Efeito da taxa de adição de arame (Tx_ad) sobre o fator de correção F8 para a área fundida.



$$F8_{Ad} = 0,474 - 0,498(Tx_ad) - 0,948(Ad_{pred}) + 0,127(Tx_ad)^2 - 0,035(Tx_ad)(Ad_{pred}) + 0,006(Ad_{pred})^2$$

Figura 7.25- Efeito da taxa de adição de arame (Tx_ad) sobre o fator de correção F8 para a área de depressão da face.

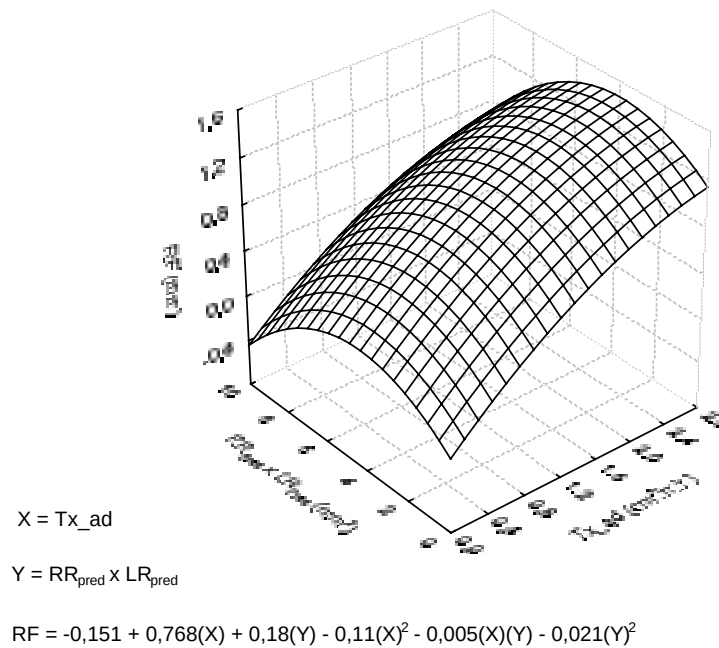


Figura 7.26- Efeito da taxa de adição de arame (Tx_ad) sobre o reforço da face.

Na Figura 7.21, pode-se verificar que a utilização do metal de adição tendeu a reduzir o reforço da raiz em relação às soldas autógenas, gerando fatores de correção negativos ($F8 = Resp_{med} - Resp_{pred}$, sendo que a $Resp_{pred}$ é o equivalente ao que seria obtido na soldagem autógena, sem metal de adição). Também é possível verificar que, nas condições em que $RR_{pred} < 1,5$ mm, o aumento da taxa de adição de arame tendeu a reduzir o reforço da raiz, o que provavelmente está relacionado com o aumento da taxa de retirada de calor para a fusão do metal de adição. Por outro lado, para condições em que $RR_{pred} > 1,5$ mm, o aumento da taxa de adição de arame apresentou um efeito contrário, ou seja, tendeu a aumentar o reforço da raiz, provavelmente pelo aumento mais significativo dos efeitos gravitacionais (aumento no volume total da poça de fusão).

Na Figura 7.22, nota-se que o uso do metal de adição também tendeu a diminuir a largura da raiz da solda, produzindo fatores de correção negativos. Neste caso, o comportamento obtido foi parecido com o obtido para o reforço da raiz, evidenciando a correlação existente entre estas duas respostas. Para condições em que $LR_{pred} < 5$ mm, o aumento da taxa de adição de arame tendeu a reduzir a largura da raiz devido à retirada de calor do arco para a fusão do metal adicionado. Para condições com $LR_{pred} > 5$ mm, o aumento da taxa de adição de arame tendeu a aumentar a largura da raiz, sugerindo um aumento relativo dos efeitos gravitacionais sobre a poça de fusão.

No caso da largura da face, na Figura 7.23, obteve-se resultados bastante variáveis, mas que, de uma forma geral, os fatores de correção tenderam a ser mais positivos. A largura da face é primeiramente influenciada pela constrição e temperatura do arco, assim como pelo tempo de incidência sobre determinadas regiões da peça (velocidade de soldagem). O efeito variável observado nesta resposta pode estar relacionado com dois fatores: inicialmente, aumentos na largura da face podem ser o resultado da deposição de gotas aquecidas do metal de adição sobre a superfície da solda, ou pelo deslocamento do plasma para as laterais da solda em função da presença física do arame e das gotas fundidas no interior do arco. Por outro lado, reduções na largura da face podem ter sido causadas pelo consumo excessivo de energia do arco para a fusão do excesso de material adicionado a medida que se aumenta a taxa de adição de arame. Entretanto, de uma forma geral, a largura da face tendeu a ser aumentada com o uso do metal de adição em relação às soldas autógenas (fatores positivos).

Na Figura 7.24, pode-se notar que a área fundida tendeu a aumentar com o uso de metal de adição em relação às soldas autógenas para $AF_{pred} < 22 \text{ mm}^2$ e a diminuir para $AF_{pred} > 22 \text{ mm}^2$. O uso de metal de adição retira calor do arco para a sua fusão, uma vez que está constantemente sendo adicionado. Isto faz com que a quantidade do material de base que é fundida diminua, conforme pode ser verificado na Figura 7.19 (há um estreitamento no perfil da solda devido à redução da energia transferida). Entretanto, o metal de adição é depositado na solda e contribui para o aumento do volume total de material fundido. Então, se por um lado há uma diminuição da quantidade do metal de base fundido, há, por outro lado, um aumento do reforço da solda, que resultou num aumento geral da área fundida. Pode-se verificar que para uma dada condição de soldagem (AF_{pred}), o aumento da taxa da adição de arame na solda tende a aumentar a área fundida.

A utilização do metal de adição nas taxas utilizadas gerou fatores de correção negativos para a área de depressão da face (Figura 7.25). Este efeito se deve ao preenchimento completo ou parcial das depressões laterais do cordão com o material adicionado. Como resultado, a área de depressão (Ad) tendeu a ser reduzida ou completamente eliminada com o uso do metal de adição. Em alguns casos, em que se utilizou uma condição de soldagem mais extrema, ou uma menor taxa de adição de arame, ocorreram ainda algumas depressões residuais na face da solda (ver Tabela 7.11). Na Figura 7.25, é possível verificar que não há um efeito que possa ser atribuído à taxa de adição de metal, que praticamente não influenciou no fator de correção (linhas retas). Este efeito ocorreu devido à limitação da resposta Ad a zero (0), o que faz o fator de correção praticamente igual à resposta predita, porém com sinal negativo ($F8_{Ad} = Ad_{med} - Ad_{pred}$).

O reforço da face, que é considerado como sendo uma quantidade de material excedente na superfície do cordão, é formado devido à deposição do metal de adição na solda.

O uso do metal de adição, em alguns casos, é feito justamente por este motivo, gerar uma geometria de cordão mais adequada com relação à concentração de tensões e eliminar alguns tipos de defeitos, tais como mordeduras, que são comuns na soldagem autógena com “keyhole”. Como o reforço da solda é uma consequência do uso de metal de adição, seria conveniente considerá-lo apenas como uma função desta variável. Como pode ser verificado na Figura 7.26, o aumento de Tx_ad para uma dada condição de soldagem ($RR_{pred} \times LR_{pred}$) tende a aumentar o reforço da face. Este efeito pode ser visto também na Figura 7.19. Entretanto, deve-se salientar que em todas as outras condições em que não foi feito uso de metal de adição, o reforço da face foi sempre considerado igual a zero (0), mesmo nos casos em que se observou algum afundamento do cordão de solda.

As Equações 7.15 a 7.20 são os fatores de correção F8 considerando o uso de metal de adição para cada uma das respostas propostas para a geometria de cordão. Estas equações foram obtidas substituindo nas expressões das Figuras 7.21 a 7.26 a variável Tx_ad por $0,785(Va * \phi a^2)$ (Equação 7.14), sendo Va (cm/min) a velocidade de alimentação e ϕa (cm) o diâmetro do arame. As respostas preditas são sempre em mm (RR, LR e LF) ou em mm² (AF e Ad). Para o caso específico desta variável (Tx_ad), as respostas preditas a serem utilizadas, RR_{pred} , LR_{pred} , LF_{pred} , AF_{pred} e Ad_{pred} , são as respostas preditas pelas Equações 5.26 a 5.30, já acrescidas dos fatores de correção F1 até F7 (aqui denominadas $Resp_{pred_final}$). Este procedimento não foi utilizado nas equações dos fatores de correção anteriores (F5 a F7), onde somente as respostas preditas pelas Equações 5.26 a 5.30 foram introduzidas nas equações.

$$F8_{RR} = 0,014 - 0,177(Va * \phi a^2) - 0,234(RR_{pred_final}) - 0,034(Va * \phi a^2)^2 + 0,173(Va * \phi a^2)(RR_{pred_final}) - 0,066(RR_{pred_final})^2 \quad 7.15$$

$$F8_{LR} = 1,84 - 1,356(Va * \phi a^2) - 0,846(LR_{pred_final}) - 0,009(Va * \phi a^2)^2 + 0,21(Va * \phi a^2)(LR_{pred_final}) + 0,048(LR_{pred_final})^2 \quad 7.16$$

$$F8_{LF} = 29,891 + 1,312(Va * \phi a^2) - 8,419(LF_{pred_final}) - 0,203(Va * \phi a^2)^2 - 0,094(Va * \phi a^2)(LF_{pred_final}) + 0,594(LF_{pred_final})^2 \quad 7.17$$

$$F8_{AF} = -3,942 + 1,835(Va * \phi a^2) + 0,397(AF_{pred_final}) - 0,229(Va * \phi a^2)^2 - 0,035(Va * \phi a^2)(AF_{pred_final}) - 0,011(AF_{pred_final})^2 \quad 7.18$$

$$F8_{Ad} = 0,474 - 0,391(Va * \phi a^2) - 0,948(Ad_{pred_final}) + 0,078(Va * \phi a^2)^2 - 0,027(Va * \phi a^2)(Ad_{pred_final}) + 0,006(Ad_{pred_final})^2 \quad 7.19$$

$$RF = -0,151 + 0,603(Va * \phi a^2) + 0,18(RR_{pred_final} \times LR_{pred_final}) - 0,068(Va * \phi a^2)^2 - 0,004(Va * \phi a^2)(RR_{pred_final} \times LR_{pred_final}) - 0,021(RR_{pred_final} \times LR_{pred_final})^2 \quad 7.20$$

Para exemplificar, considere um teste sendo realizado em uma chapa de 6,1 mm de espessura, por exemplo, o teste 4 da Tabela 7.2. A condição de soldagem utilizada neste teste ($I = 240$ A, $V_{gpl} = 1,8$ l/min, $V_s = 30$ cm/min, $\phi b = 2,8$ mm, $DTP = 5$ mm e $Esp = 6,1$ mm) gera elevados valores de RR e LR preditos, neste caso, calculados em 4,01 mm e 10,09 mm, respectivamente. Se estes valores forem utilizados na Equação 7.20, considerando uma velocidade de alimentação de arame de 2 m/min e diâmetro de arame 1,2 mm, isto geraria como resposta um reforço de cordão de -26,53 mm, o que seria impossível neste caso. Os valores medidos de reforço e largura de raiz foram 1,17 e 3,04 mm, respectivamente e os respectivos valores preditos já com a correção da espessura de chapa são 1,36 (obtido somando-se a resposta predita e o fator de correção da espessura da chapa: $4,01 + F5_{RR}$) e 3,56 mm ($10,09 + F5_{LR}$). Utilizando-se estes valores preditos na Equação 7.20, um valor de reforço na solda da ordem de 1,46 mm seria obtido, considerando a mesma velocidade de alimentação de 2 m/min e ϕa de 1,2 mm (possível).

7.6 Validação experimental

A Tabela 7.12 mostra os testes realizados para a verificação experimental dos modelos obtidos no Capítulo 5, assim como dos fatores de correção propostos neste capítulo (F5 a F8). Os testes desta tabela, a exceção dos testes 6 a 8, apresentaram alguma variação em relação às condições abrangidas pelos modelos do Capítulo 5 (Equações 5.26 a 5.30), sendo necessário o uso de alguns dos fatores de correção F5 a F8. Nos testes 1 a 3, deve-se corrigir as respostas segundo o fator F8 devido ao uso do metal de adição. As respostas preditas no teste 4 devem ser corrigidas pelo fator F6, em função da utilização de uma mistura de argônio com 5% de hidrogênio como gás de plasma. Os demais testes (5 e 9 a 14) devem ser corrigidos pelo fator F5, devido à utilização de outras espessuras de chapa ao invés de 3,8 mm.

Tabela 7.12- Condições de soldagem testadas para a validação experimental dos modelos obtidos.

Teste	I (A)	Vgpl (l/min)	Vs (cm/min)	ϕ_b (mm)	Gás de plasma	Gás de proteção	Va (m/min)*	Esp (mm)
1	230	1,4	40	2,8	Ar	Ar + 5% O ₂	0,6	3,8
2	190	1,4	35	2,8	Ar	Ar + 5% O ₂	1,0	3,8
3	190	1,4	35	2,8	Ar	Ar + 5% O ₂	2,0	3,8
4	210	1,6	60	2,8	Ar + 5% H ₂	Ar + 5% O ₂	0	3,8
5	260	1,6	25	3,2	Ar	Ar + 5% O ₂	0	6,1
6	170	1,45	45	2,8	Ar	Ar + 5% O ₂	0	3,8
7	210	1,75	55	2,8	Ar	Ar + 5% O ₂	0	3,8
8	230	1,9	65	2,8	Ar	Ar + 5% O ₂	0	3,8
9	200	1,4	40	2,8	Ar	Ar + 5% O ₂	0	4,3
10	220	1,2	45	2,8	Ar	Ar + 5% O ₂	0	4,3
11	240	1,6	30	2,8	Ar	Ar + 5% O ₂	0	6,1
12	240	2	35	2,8	Ar	Ar + 5% O ₂	0	6,1
13	235	1,6	30	2,8	Ar	Ar + 5% O ₂	0	6,1
14	230	2	30	2,8	Ar	Ar + 5% O ₂	0	6,7

* Diâmetro do arame: 1,2 mm.

A Tabela 7.13 mostra então os valores medidos (experimentais) e os respectivos valores preditos das respostas RR (Equação 5.26), LR (Equação 5.27), LF (Equação 5.28), AF (Equação 5.29), Ad (Equação 5.30) e RF (Equação 7.20). No teste 3 desta tabela, houve falta de penetração total na junta, indicada pelo valor negativo da resposta RR. Neste teste, o valor da resposta LR não foi possível de ser obtido, sendo desconsiderado da análise.

Conforme pode ser verificado, os valores preditos das respostas para os testes 6 a 8, os quais não necessitam da utilização dos chamados fatores de correção, foram relativamente próximos dos valores medidos experimentalmente. Para os demais testes, deve-se corrigir os valores preditos através dos fatores de correção apresentados na Tabela 7.14. A correção é feita somando-se os valores preditos apresentados na Tabela 7.13 com os valores calculados dos fatores de correção apresentados na Tabela 7.14.

Tabela 7.13- Valores medidos e preditos (Eqs. 5.26 a 5.30 e 7.20) para os testes da Tabela 7.12.

Teste	Respostas preditas						Respostas medidas (experimental)					
	RR	LR	LF	AF	Ad	RF	RR	LR	LF	AF	Ad	RF
1	0,96	4,82	7,63	21,02	2,08	0,64	0,52	3,44	7,98	20,84	0,85	0,66
2	0,65	3,96	7,39	18,89	0,80	0,82	0,48	2,51	7,70	19,32	0	0,95
3	0,65	3,96	7,39	18,89	0,80	1,24	-0,99	-	7,34	17,69	0	1,44
4	0,19	2,60	6,44	12,82	0,78	0	0,35	3,20	6,74	14,93	0,80	0
5	4,10	10,27	9,36	42,79	12,94	0	0,64	2,76	11,53	40,02	0	0
6	0,21	2,31	6,50	12,70	0,28	0	0,19	2,13	6,37	12,50	0,33	0
7	0,33	3,21	6,62	14,57	1,08	0	0,37	3,04	6,71	14,71	0,68	0
8	0,26	3,31	6,50	14,20	1,68	0	0,34	2,66	7,37	14,75	0,78	0
9	0,55	3,64	7,22	17,53	0,88	0	0,42	2,50	7,56	18,35	0,14	0
10	0,40	3,20	7,21	16,46	0,95	0	0,36	1,94	7,31	16,20	0,1	0
11	3,17	8,97	8,54	31,79	5,78	0	1,00	2,57	8,78	28,69	0,49	0
12	3,38	9,03	8,11	29,52	6,94	0	0,83	2,76	8,75	28,30	0,7	0
13	2,91	8,60	8,46	30,93	5,07	0	1,16	2,70	9,02	28,47	0,6	0
14	4,17	10,29	8,39	32,89	6,93	0	0,86	2,72	8,83	30,26	0,92	0

Tabela 7.14- Fatores de correção para os testes da Tabela 7.12.

Teste	Fatores de correção					
	RR	LR	LF	AF	Ad	RF
1	F8 = -0,3	F8 = -1,39	F8 = 0,57	F8 = 0,26	F8 = -1,77	-
2	F8 = -0,3	F8 = -1,44	F8 = 0,57	F8 = 0,77	F8 = -0,68	-
3	F8 = -0,55	F8 = -2,15	F8 = 0,37	F8 = 1,16	F8 = -0,82	-
4	F6 = 0,18	F6 = 0,63	F6 = 0	F6 = 2,91	F6 = 0,12	-
5	F5 = -2,71	F5 = -6,64	F5 = 0	F5 = 0	F5 = -11,90	-
6	-	-	-	-	-	-
7	-	-	-	-	-	-
8	-	-	-	-	-	-
9	F5 = -0,09	F5 = -0,67	F5 = 0	F5 = 0	F5 = -0,45	-
10	F5 = -0,06	F5 = -0,59	F5 = 0	F5 = 0	F5 = -0,49	-
11	F5 = -2,10	F5 = -5,80	F5 = 0	F5 = 0	F5 = -5,32	-
12	F5 = -2,24	F5 = -5,84	F5 = 0	F5 = 0	F5 = -6,38	-
13	F5 = -1,93	F5 = -5,56	F5 = 0	F5 = 0	F5 = -4,66	-
14	F5 = -3,33	F5 = -7,93	F5 = 0	F5 = 0	F5 = -6,43	-

Desta forma, a Tabela 7.15 mostra os resultados finais para os valores preditos e medidos para os testes da Tabela 7.12. Conforme pode ser visto nesta tabela, os resultados obtidos através dos modelos desenvolvidos, juntamente com os fatores de correção apresentados, foram adequados quando comparados com os valores obtidos experimentalmente. O resultado de penetração incompleta no teste 3 poderia ter sido previsto com antecedência em função dos valores de RR e LR, os quais se encontram bem próximo dos limites extremos pré estabelecidos para a sustentação do “*keyhole*” em chapas de 3,8 mm, ou seja, $0,1 < RR < 1,5$ mm e $1,5 < LR < 5$ mm. A maior exceção, contudo, foi o teste 5, onde as divergências encontradas para as dimensões da raiz da solda foram significativas. Entretanto, de uma maneira geral, pode-se considerar que os modelos apresentados podem ser utilizados para obter uma estimativa inicial da geometria de cordão considerando as faixas operacionais para as quais as equações são válidas. Os resultados da Tabela 7.15 são apresentados de forma gráfica nas Figuras 7.27 a 7.31

Tabela 7.15- Resultados finais preditos e valores medidos para os testes Tabela 7.12.

Teste	Respostas preditas						Respostas medidas (experimental)					
	RR	LR	LF	AF	Ad	RF	RR	LR	LF	AF	Ad	RF
1	0,66	3,43	8,20	21,28	0,31	0,64	0,52	3,44	7,98	20,84	0,85	0,66
2	0,35	2,52	7,96	19,66	0,12	0,82	0,48	2,51	7,70	19,32	0	0,95
3	0,10	1,81	7,76	20,05	-0,02	1,24	-0,99	-	7,34	17,69	0	1,44
4	0,37	3,23	6,44	15,73	0,90	0	0,35	3,20	6,74	14,93	0,80	0
5	1,39	3,63	9,36	42,79	1,04	0	0,64	2,76	11,53	40,02	0	0
6	0,21	2,31	6,50	12,70	0,28	0	0,19	2,13	6,37	12,50	0,33	0
7	0,33	3,21	6,62	14,57	1,08	0	0,37	2,90	6,71	14,71	0,68	0
8	0,26	3,31	6,50	14,20	1,68	0	0,34	2,66	7,37	14,75	0,78	0
9	0,46	2,97	7,22	17,53	0,43	0	0,42	2,50	7,56	18,35	0,14	0
10	0,34	2,61	7,21	16,46	0,46	0	0,36	1,94	7,31	16,20	0,1	0
11	1,07	3,17	8,54	31,79	0,46	0	1,00	2,57	8,78	28,69	0,49	0
12	1,14	3,19	8,11	29,52	0,56	0	0,83	2,76	8,75	28,30	0,7	0
13	0,98	3,04	8,46	30,93	0,41	0	1,16	2,70	9,02	28,47	0,6	0
14	0,84	2,36	8,39	32,89	0,50	0	0,86	2,72	8,83	30,26	0,92	0

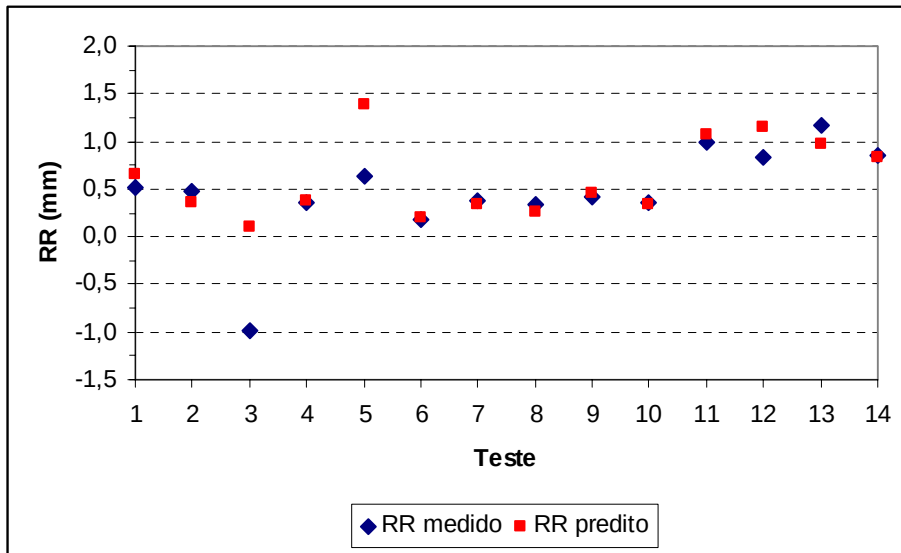


Figura 7.27- Comparação entre os valores de RR medidos e preditos nos testes de validação.

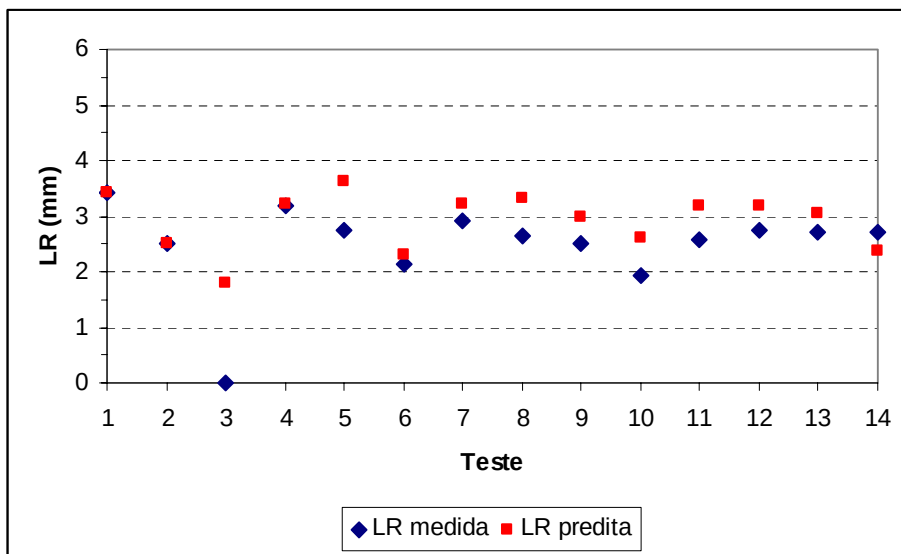


Figura 7.28- Comparação entre os valores de LR medidos e preditos nos testes de validação.

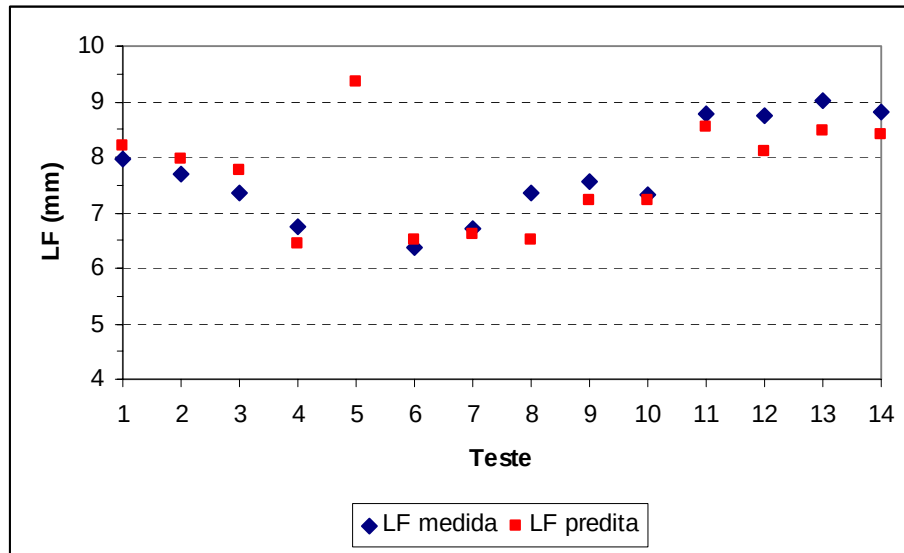


Figura 7.29- Comparação entre os valores de LF medidos e preditos nos testes de validação.

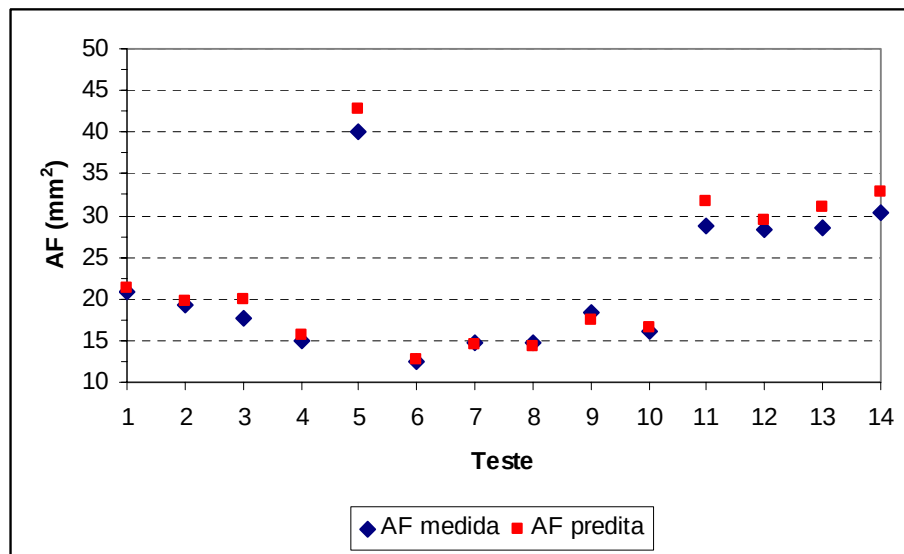


Figura 7.30- Comparação entre os valores de AF medidos e preditos nos testes de validação.

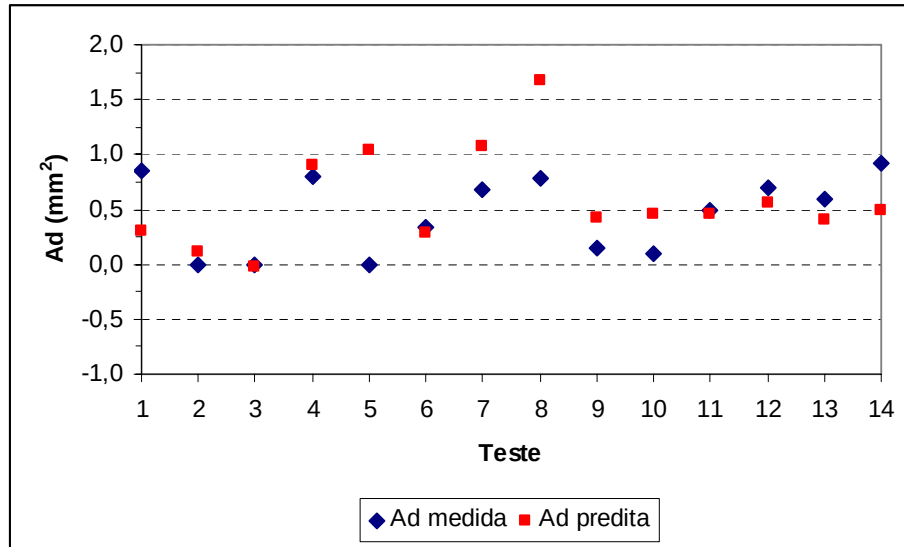


Figura 7.31- Comparação entre os valores de Ad medidos e preditos nos testes de validação.

7.7 Conclusões parciais

Neste capítulo, foram propostos fatores de correção para a geometria predita pelas Equações 5.26 a 5.30 considerando variações na espessura de chapa (F5), composição do gás de plasma (F6) e composição do gás de proteção (F7) em relação às condições do Capítulo 5. Foi também proposto um fator de correção para soldas com metal de adição (F8), porém tendo como fatores de entrada as respostas preditas já corrigidas com os fatores F1 a F7, conforme indicado na Figura 7.32. De uma forma geral, os resultados finais foram satisfatórios e os modelos e seus fatores de correção podem, a princípio, serem utilizados para uma estimativa inicial da geometria de cordão na soldagem a plasma com “keyhole” do aço inoxidável ABNT 304L. Entretanto, deve-se atentar para a correta interpretação dos valores obtidos. De uma forma geral, soldas com “keyhole” são obtidas nas faixas de $0,1 < RR < 1,5$ mm e $1,5 < LR < 5$ mm para uma espessura de chapa de 3,8 mm. Para chapas de maior espessura, estas faixas são deslocadas para valores maiores ($0,2 < RR < 2$ e $1,7 < LR < 5,6$, no caso da chapa de 6,1 mm).

$$\boxed{\text{Equações 5.26 a 5.30}} = \boxed{\text{Valor predito inicial}} + \boxed{\text{Fatores F1 a F7}} = \boxed{\text{Valor predito corrigido}} + \boxed{\text{Fator F8}} = \boxed{\text{Valor predito final}}$$

Figura 7.32- Procedimento para uso dos fatores de correção.

Foi proposta também uma nova metodologia para estudar o efeito da espessura da chapa em soldas com “*keyhole*” e que pode ser estendida para outros processos que também empregam esta técnica, por exemplo, a soldagem a laser e por feixe de elétrons. Nesta metodologia, a correção das respostas é feita considerando a própria variação da espessura e as condições de soldagem empregadas, representadas aqui pelas respostas preditas (Equações 5.26 a 5.30). Uma vantagem desta metodologia é a possibilidade de considerar o efeito da espessura de chapa em soldas com “*keyhole*”, que em essência é a variável que define a condição de soldagem. Na maioria dos casos, os modelos matemáticos desenvolvidos na literatura dos processos de soldagem são válidos para uma única espessura de chapa, o que representa uma limitação significativa para a utilização em aplicações industriais.

O aumento da espessura da chapa aumenta a dificuldade do arco obter o “*keyhole*” de tal forma que os fatores de correção obtidos para espessuras acima de 3,8 mm foram sempre negativos e vice versa. A adição de hidrogênio ao gás de plasma tendeu a aumentar a penetração para chapas de menor espessura em relação ao argônio puro, gerando fatores positivos. Para chapas de 6,1 mm, esta tendência se inverteu, provavelmente devido ao aumento relativo do efeito do aumento da tensão superficial devido à presença do hidrogênio, conforme indicado na literatura.

A adição de hidrogênio ao gás de proteção também apresentou efeitos benéficos para a penetração da solda em chapas de 3,8 mm, com fatores de correção positivos. Por outro lado, para espessuras maiores, houve a tendência de obter penetrações menores em relação à mistura com oxigênio (referência), gerando fatores normalmente negativos para as dimensões da raiz da solda. Estes resultados podem estar também relacionados com o aumento da tensão superficial do metal fundido para misturas com hidrogênio. Finalmente, foi possível também a obtenção de um fator de correção considerando a adição de arame na solda. A utilização do metal de adição é feita como forma de melhorar a geometria da solda, ou para adicionar elementos de liga e pode alterar significativamente o perfil de cordão em relação às soldas autógenas.

De uma forma geral, os resultados obtidos com os modelos gerados foram satisfatórios para as condições analisadas neste trabalho. Entretanto, como sugestão para trabalhos futuros, propõe-se a ampliação das faixas de trabalho, testando os modelos para outras espessuras de chapa e outras composições de gases de plasma e de proteção. Neste caso, seria interessante utilizar um planejamento fatorial completo para sistematizar a coleta de dados e obter um melhor detalhamento dos efeitos das variáveis de estudo. O procedimento adotado de ajuste das condições de soldagem de forma aleatória dentro das faixas de trabalho não é a forma mais adequada de análise, porém, apresentou resultados satisfatórios neste caso.

Capítulo VIII

Influência do Ponto de Medição da Vazão dos Gases de Plasma e de Proteção

8.1 Introdução

De uma maneira geral, o estudo do processo de soldagem a plasma é feito em bancadas experimentais semelhantes à apresentada na Figura 2.5 do capítulo de revisão bibliográfica. Evidentemente, os equipamentos devem permitir um adequado ajuste e controle das variáveis de processo de tal forma a permitir que os experimentos possam ser repetidos em outras bancadas experimentais, ou em linhas de produção. Desta forma, torna-se necessário indicar com precisão o procedimento utilizado para a medição das variáveis do processo.

Devido ao avanço da eletrônica nos últimos anos, os equipamentos utilizados em soldagem têm se tornado cada vez mais precisos, permitindo uma melhor repetibilidade dos resultados. Entretanto, deve-se considerar que determinados equipamentos de medição podem ser influenciados pelas condições de trabalho, ou pela sua disposição dentro da bancada experimental, ou seja, o ponto de medição pode eventualmente ser uma variável a se levar em consideração dentro do processo. Este problema é particularmente importante, por exemplo, na medição da vazão dos gases de plasma e de proteção, uma vez que determinados dispositivos de medição são influenciados pela pressão de carga à jusante (perda de carga imposta pelo trajeto do gás a partir do medidor até a sua saída na tocha).

Este é o caso, por exemplo, dos medidores de vazão utilizados neste trabalho (fluxímetro tipo turbina). Desta forma, qualquer alteração que existe na região entre o medidor e a tocha de soldagem de uma bancada para outra pode afetar a perda de carga e, conseqüentemente, a leitura do aparelho de medição. Neste caso, a variação na leitura no aparelho de medição, para um mesmo ajuste de vazão, pode flutuar para mais ou para menos dependendo das condições para as quais o equipamento foi calibrado (Maurici & Dutra, 1999).

Conforme pode ser visto na bancada experimental mostrada na Figura 3.1, a medição de ambas as vazões, de gás de plasma e de gás de proteção foi feita no meio da linha e com medidores de vazão baseados na frequência de rotação de uma turbina (fluxímetros). Conforme citado anteriormente, a leitura fornecida pelos aparelhos de medição é, de acordo com Maurici & Dutra (1999), influenciada pelo trajeto do gás a partir deste aparelho. Desta forma, há a necessidade de se fazer uma calibração dos medidores de vazão com relação a

uma vazão de referência, que seja de fácil medição e garanta precisão na medida. Estas características podem ser encontradas na medida de vazão na saída da tocha.

Deve-se, contudo, mencionar que, apesar do fato das equações dos capítulos anteriores terem sido obtidas com leituras de vazão no meio da linha, estes modelos ainda serão mantidos como referência para o efeito das variáveis e devido ao fato de que muitas outras bancadas experimentais ainda seguem o mesmo princípio (medição de vazão no meio da linha). Entretanto, para garantir que os testes e os resultados sejam reproduzidos de forma adequada, propôs-se fazer uma recalibração dos medidores de vazão considerando como referência a vazão de gás na saída da tocha. Para tanto, foram feitas medições na vazão dos gases de plasma e de proteção na saída da tocha (vazão real) e, posteriormente, os valores obtidos foram comparados com os respectivos valores de vazão provenientes da leitura dos medidores de vazão no meio da linha. A calibração dos equipamentos de medição de vazão visa também ajustar os modelos às condições reais de soldagem e assim permitir que os resultados preditos através destes modelos sejam válidos em outras bancadas experimentais.

8.2 Fluxímetro tipo turbina

Os medidores de vazão do tipo turbina são dispositivos simples, utilizados para a medição da vazão de fluidos em dutos fechados. A Figura 8.1 ilustra a concepção básica de turbinas utilizadas em dispositivos para a medição de vazão. O escoamento do fluxo através das pás da turbina faz com que o rotor gire a uma certa frequência angular, proporcional à velocidade do fluxo passante, ou à frequência das pás do rotor passando por um sensor óptico-eletrônico. Esta frequência de rotação é captada e convertida em um sinal elétrico, sendo possível a medição da vazão do fluido passando pela turbina (Maurici & Dutra, 1999).

Caso a medição seja feita na saída da tocha de soldagem, a resposta em frequência é linear e permite uma medição direta da vazão após a devida calibração do sistema. Entretanto, se a turbina for instalada antes da tocha, no meio da linha, como na montagem experimental mostrada na Figura 3.1, ou como é mostrado esquematicamente na Figura 2.5, haverá um forte efeito da perda de carga à jusante, sendo necessário uma nova calibração dependendo das condições de trabalho (Maurici & Dutra, 1999). Este problema ocorre devido ao caráter compressivo dos gases, ou seja, o gás se comprime ao ser submetido a uma determinada pressão, no caso, a uma perda de carga à jusante. Desta forma, a vazão medida na linha tende a ser sempre menor do que a vazão na saída da tocha (vazão real).

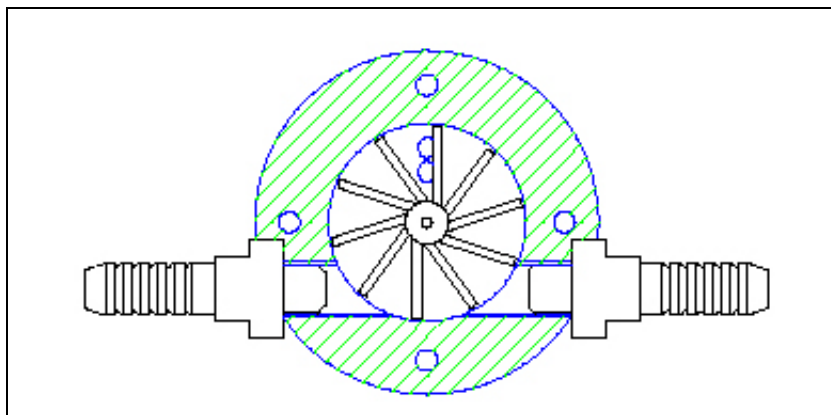


Figura 8.1- Concepção básica de um fluxímetro tipo turbina (Maurici & Dutra, 1999).

8.3 Procedimento experimental

Para a calibração do controlador e medidor da vazão do gás de plasma, foi utilizado um calibrador de leitura digital da marca SKC na saída da tocha, conforme mostrado na Figura 8.2. Este equipamento registra vazões da ordem de até 3 l/min e o seu princípio de operação é baseado em um bolhímetro. Quando o fluxo de gás passa através do tubo do bolhímetro, este arrasta consigo bolhas que se formam a partir de uma mistura de água e sabão contida em um reservatório no fundo do tubo. Um sensor óptico detecta a passagem destas bolhas em duas posições distintas, medindo o tempo despendido para percorrer o trajeto entre estas duas marcas. Desta forma, a vazão do gás pode ser diretamente calculada usando-se o tempo medido e o volume do tubo entre as marcas.



Figura 8.2- Sistema para a calibração do medidor de vazão do gás de plasma sendo: bolhímetro digital (1), tocha de soldagem (2) e medidor de vazão de gás de plasma (3).

A vazão do gás de proteção normalmente é ajustada em valores acima da faixa de trabalho do bolhímetro digital utilizado para calibrar o medidor de vazão do gás de plasma. Por esta razão, a calibração do medidor da vazão do gás de proteção foi feita através de um bolhímetro maior, desenvolvido especialmente para registrar vazões acima de 3 l/min. Este bolhímetro é composto por um tubo de vidro com diâmetro interno de 30,6 mm e com duas marcações distantes 85 cm uma da outra. Para uma determinada leitura no medidor digital, mede-se o tempo que uma bolha de sabão gasta para percorrer o espaço entre estas duas marcas, de forma que a vazão calibrada na saída da tocha possa ser calculada através da Equação 8.1. A Figura 8.3 mostra a seqüência da passagem do fluxo do gás de proteção, desde a sua saída do cilindro de gás (a), passando pelo medidor digital no meio da linha (b), entrando na parte inferior do bolhímetro na saída da tocha (c), onde as bolhas passam pela primeira marcação e, finalmente, passando pela segunda marcação na saída do bolhímetro (d).

$$Vazão = \frac{\text{volume}}{\text{tempo}}$$

$$Vazão(l/min) = \frac{L_{tubo}(dm) * A_{seção}(dm^2)}{Tempo(min)}$$

$$Vazão(l/min) = \frac{8,5dm * \frac{\pi 0,306^2}{4}(dm^2)}{Tempo(min)}$$

$$Vazão(l/min) = \frac{0,625}{Tempo(min)}$$

8.1

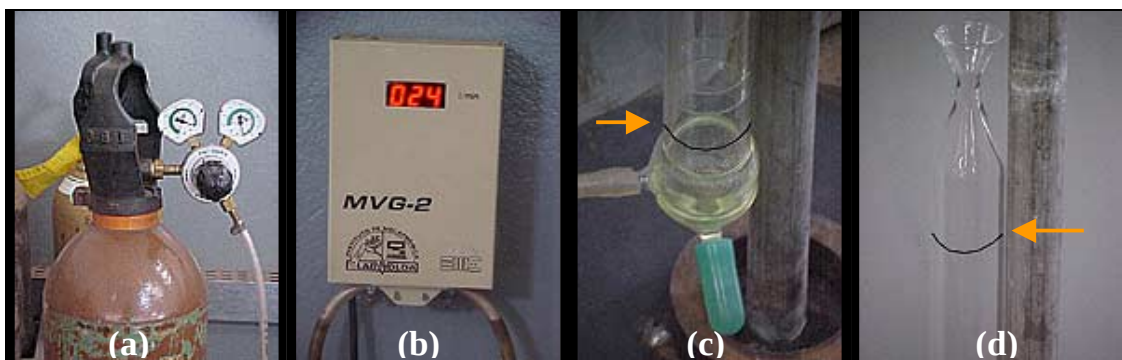


Figura 8.3- Montagem para calibração do medidor de vazão do gás de proteção, sendo: (a) cilindro de gás, (b) medidor digital, (c) marcação inferior do bolhímetro e (d) marcação superior do bolhímetro.

8.4 Calibração da vazão de gás

A Tabela 8.1 mostra as leituras fornecidas pelos medidores de vazão na linha e as respectivas vazões obtidas na saída da tocha (real). Conforme pode ser verificado, os valores de vazão na saída da tocha tenderam ser sempre maiores do que os valores medidos na linha, evidenciando o efeito da perda de carga à jusante, principalmente para maiores vazões de gás. Essa diferença, evidentemente, não significa que a vazão está aumentando da linha até a saída da tocha, mas sim que há uma influência do trajeto do gás até a saída da tocha sobre a forma de medição, ou sobre os equipamentos de medição. A vazão mássica é a mesma, seja na linha, seja na saída da tocha (conservação da massa).

Tabela 8.1- Resultados obtidos para a calibração dos medidores de vazão.

Vazão de gás de plasma – Ar (l/min)		Vazão de gás de proteção – Ar + 5% O ₂ (l/min)		
Vgpl na linha	Vgpl na tocha	Vgpl na linha	Tempo (s)	Vgpl na tocha*
1,0	1,00	3,8	8,58	4.37
1,2	1,27	5,0	5,34	7.02
1,4	1,60	5,4	4,65	8,07
1,6	1,81	5,8	4,17	8.99
1,8	2,10	6,0	4,03	9.31
2,0	2,31	6,6	3,51	10.68
* Vazão calculada através da Equação 8.1		7,0	3,08	12,16
		8,0	2,64	14,21

As Figuras 8.4 e 8.5 mostram de forma gráfica os resultados apresentados na Tabela 8.1. Conforme pode ser verificado, em ambos os casos obteve-se um ajuste linear entre a vazão medida na linha e a vazão medida na saída da tocha. Nestas figuras, também pode ser observado que a diferença entre os valores da linha e na saída da tocha aumenta com o aumento da vazão, mostrando a necessidade da realização deste tipo de calibração.

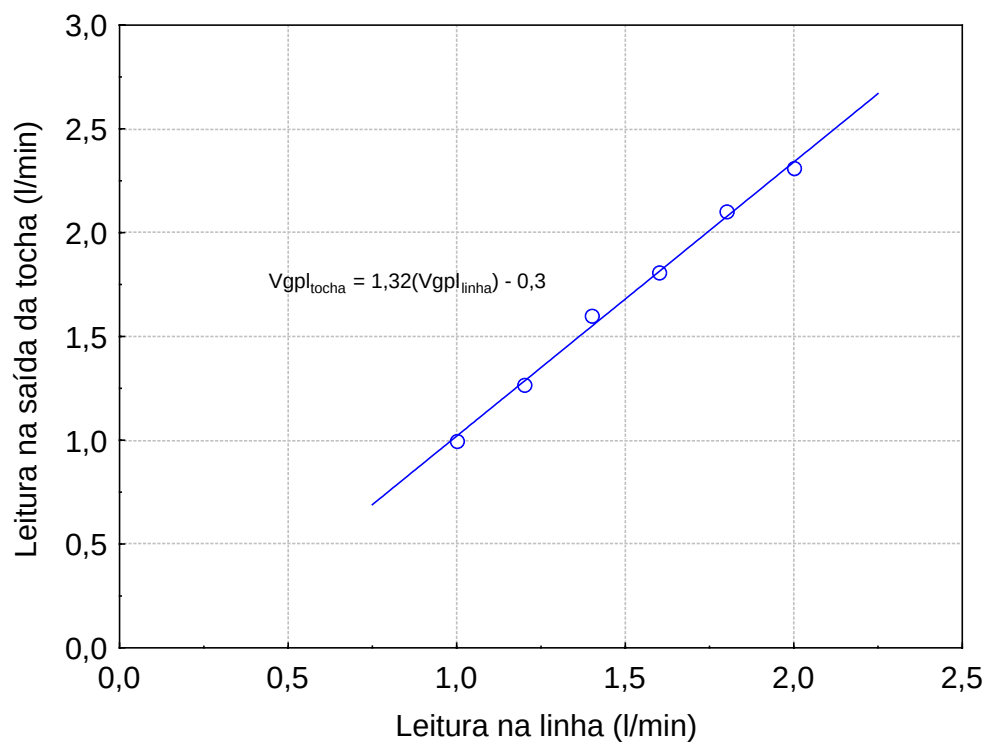


Figura 8.4- Curva de calibração da vazão do gás de plasma.

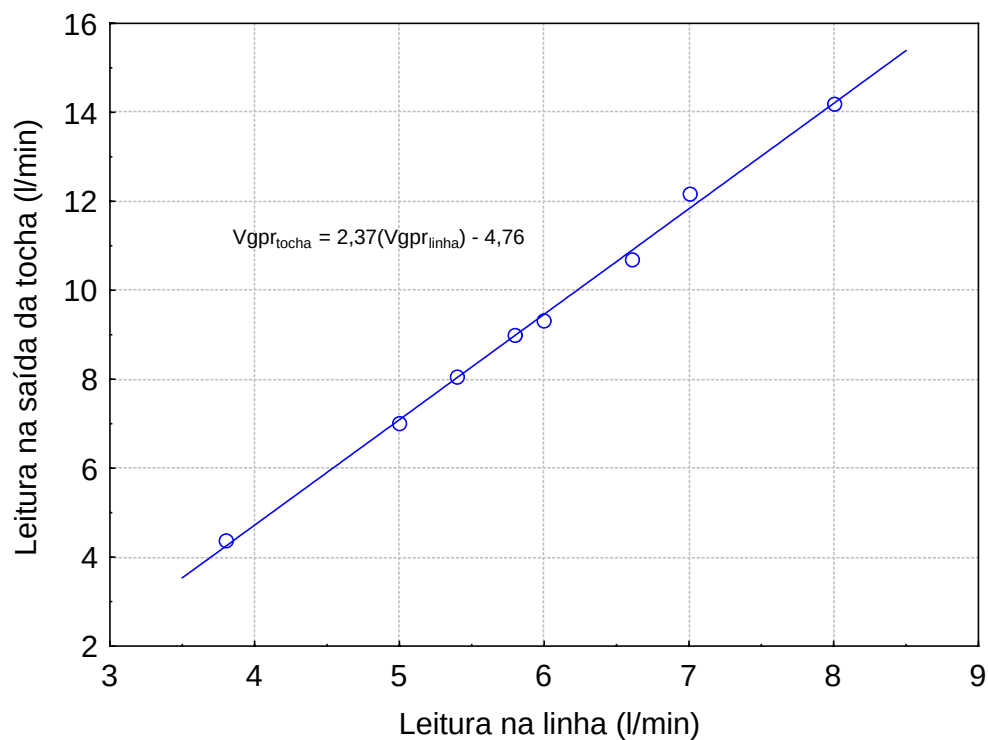


Figura 8.5- Curva de calibração da vazão do gás de proteção.

8.5 Correção dos modelos matemáticos

Os modelos matemáticos apresentados no Capítulo 5 foram obtidos através da Teoria da Similitude, onde os grupos adimensionais determinados foram combinados entre si para gerar uma expressão para cada uma das respostas propostas. Através da calibração da vazão dos gases de plasma e de proteção, dois grupos adimensionais foram influenciados, o da vazão de gás de plasma (V_{gpl}/V_{gpr}) e o da velocidade de soldagem ($V_s \cdot \phi_e^2/V_{gpr}$). Substituindo os valores das vazões de linha pelas respectivas vazões utilizadas para o gás de plasma e de proteção na saída da tocha e refazendo-se todos os cálculos, obtém-se as Equações 8.2 a 8.6. A faixa de validade destas equações, em termos de vazão de gás de plasma, é de 1,0 a 2,31 l/min, sendo a vazão agora medida na saída da tocha.

$$RR = 4,41 \times 10^{-8} (I)^4 \times (V_{gpl})^{1,56} \times e^{-0,076 V_s} \times [-0,74 \phi_b + 0,29] \quad 8.2$$

$$LR = 1,446 \times 10^{-2} (I)^2 \times (V_{gpl})^{0,8} \times (V_s)^{-1,37} \times [-0,36(\phi_b)^2 + 1,74(\phi_b) - 1,36] \quad 8.3$$

$$LF = 2,79 \times (I)^{0,4} \times (V_s)^{-0,38} \times (DTP)^{0,15} \quad 8.4$$

$$AF = 0,758 \times (I)^{1,3} \times (V_{gpl})^{0,36} \times (V_s)^{-1,06} \quad 8.5$$

$$Ad = 1,25 \times 10^{-12} \times (I)^{6,2} \times (V_{gpl})^{1,79} \times (V_s)^{-1,69} \quad 8.6$$

8.6 Correção dos fatores F1

Assim como os modelos matemáticos, os fatores de correção obtidos para o efeito da vazão do gás de proteção também foram influenciados pela calibração realizada. Utilizando-se os valores de vazão na saída da tocha apresentados na Tabela 8.1, os novos fatores de correção para a vazão do gás de proteção são representados pelas Equações 8.7 e 8.8.

$$F1_{RR} = -8,8 \times 10^{-3} (V_{gpr})^2 + 0,172 (V_{gpr}) - 0,825 \quad 8.7$$

$$F1_{LR} = -3,38 \times 10^{-2} (V_{gpr})^2 + 0,657 (V_{gpr}) - 3,161 \quad 8.8$$

8.7 Correção das curvas de Superfície de Resposta

As curvas de superfície de resposta desenvolvidas no capítulo 4 (Equações 4.15 a 4.18), não foram afetadas pela calibração da vazão do gás de plasma. Este efeito ocorreu devido à utilização de níveis normalizados, no caso, -2, -1, 0, 1 e 2. Desta forma, a única alteração que precisa ser feita é o novo ajuste dos níveis da variável vazão de gás de plasma, conforme indicado na Tabela 8.2. Isto significa dizer que a faixa de vazão utilizada foi deslocada para valores maiores de vazão.

Tabela 8.2- Ajuste dos níveis normalizados da vazão do gás de plasma para as curvas de Superfície de Resposta.

Níveis	-2	-1	0	1	2
Valor inicial (l/min)	1,20	1,35	1,50	1,65	1,80
Valor corrigido (l/min)*	1,30	1,50	1,70	1,90	2,10

* Figura 8.4.

8.8 Conclusões parciais

Conforme pôde ser verificado, as leituras de vazão obtidas através de medidores de vazão do tipo turbina podem ser significativamente influenciadas pela disposição do equipamento na bancada experimental e pelo ajuste no regulador de pressão do cilindro de gás (vazão). Este problema se deve à compressão do gás em função da perda de carga à jusante do equipamento, ou seja, a partir do medidor até a saída da tocha. Desta forma, a vazão real do gás deve ser obtida na saída da tocha, por exemplo, através do uso de bolhímetros, a qual pode ser utilizada como referência para a calibração de medidores de vazão situados ao longo da linha. Evidentemente, qualquer variação na bancada experimental tende a induzir um aumento ou uma redução na perda de carga à jusante do equipamento medidor, sendo necessária uma nova calibração do sistema.

Devido ao caráter compressivo dos gases, a vazão na saída da tocha tende a ser sempre maior do que a leitura feita no medidor ao longo da linha, embora a vazão mássica seja a mesma. O aumento da pressão na saída do cilindro de gás, utilizado para aumentar a vazão de gás em soldagem, tende amplificar o efeito de compressão dos gases de tal forma que a diferença entre a vazão na saída da tocha e a leitura no medidor aumenta significativamente (ver Tabela 8.1). Desta forma, a qualidade e a geometria da solda e os custos com gases de soldagem podem ser consideravelmente afetados por uma adequada calibração dos equipamentos de medição de vazão de gás.

Outra vantagem de se utilizar a vazão na saída da tocha como referência é que as condições de soldagem podem ser facilmente reproduzidas em outras bancadas experimentais. Os modelos matemáticos apresentados neste capítulo, com as devidas correções em função da vazão na saída da tocha, devem ser utilizados preferencialmente em relação aos apresentados no capítulo 5. As equações para o fator de correção F1 da vazão do gás de proteção (Equações 8.7 e 8.8) também devem ser utilizadas em relação às equações apresentadas no capítulo 6 (Equações 6.2 e 6.3). As demais expressões de fatores de correção não são dependentes da vazão dos gases de plasma e de proteção, de forma que continuam sendo válidas para qualquer caso. Para as curvas de superfície de resposta obtidas no capítulo 4, nenhuma correção precisa ser feita, bastando apenas fazer uma alteração nos valores dos níveis normalizados, conforme mostrado anteriormente.

CAPÍTULO IX

SOLDAGEM COM FLUXO ATIVO

9.1 Introdução

Nos capítulos anteriores, foi feito um amplo estudo a respeito do efeito das variáveis do processo a plasma sobre a geometria de cordão. A partir do conhecimento do efeito destas variáveis, é possível estabelecer uma condição, por exemplo, que vise obter uma maior produtividade nas operações de soldagem com “*keyhole*”, ou ainda que produza uma geometria de solda próxima da geometria desejada. Também é possível, através da interpretação dos resultados dos modelos, identificar condições extremas, possivelmente com falta de penetração ou corte da junta. Dentro deste aspecto, este trabalho pode ser utilizado como suporte para um melhor entendimento dos fenômenos envolvidos no processo e a sua relação com o perfil final do cordão de solda.

Entretanto, existe ainda uma outra técnica que pode ser utilizada para aumentar a produtividade do processo. Segundo Lucas & Howse (1996), a produtividade da soldagem a plasma pode ser aumentada utilizando-se a técnica da camada de fluxo ativo. Esta técnica foi introduzida pelo *Paton Welding Institute* na primeira metade dos anos 60 para aumentar a produtividade do processo GTAW e consiste em se depositar uma fina camada de um fluxo na forma de pó sobre a superfície da peça antes da soldagem. Os fluxos são normalmente feitos misturando-se os ingredientes em uma solução líquida tal como a acetona ou o álcool. Uma vez depositado através de um pincel, ou por spray, uma fina camada de fluxo se forma e rapidamente seca antes da soldagem propriamente dita. Resultados experimentais da época demonstraram que a produtividade do processo A-GTAW, também conhecido como A-TIG (soldagem TIG sobre um fluxo ativo), poderia ser aumentada em até 3 vezes em relação ao processo convencional (Marya, 2002 e Paskell, et al., 1997).

A baixa produtividade do processo GTAW convencional resulta da necessidade de se utilizar baixas velocidades de soldagem e, em materiais mais espessos, de um alto número de passes para o preenchimento total da junta. Desta forma, o processo GTAW com fluxo ativo tem recebido uma atenção especial nos últimos anos em função de usar um equipamento convencional, porém com a possibilidade de obter penetração total em passe único em juntas com até 10 mm de espessura e sem preparação, equivalendo-se em penetração ao processo a plasma com “*keyhole*”. Isto representa um ganho considerável na profundidade de penetração

em relação ao processo convencional, cuja penetração é normalmente limitada a cerca de 3 a 4 mm. Além disto, mesmo considerando a faixa de espessura coberta pelo GTAW, o processo com fluxo ativo leva a vantagem por permitir utilizar maiores velocidades de soldagem (Lucas & Howse, 1996 e Perry et al., 1998).

Na soldagem com fluxo ativo, recomenda-se que a camada apresente uma espessura uniforme para assegurar repetibilidade de resultados, além de uma boa aderência ao material de base para suportar a força do arco durante a soldagem (Marya, 2002). A principal desvantagem desta técnica reside principalmente na propensão à formação de escória sobre a superfície da solda, podendo também acarretar uma piora no seu acabamento superficial. No caso da soldagem em vários passes, a escória formada deve ser adequadamente retirada para evitar a possibilidade da ocorrência de inclusões em passes subseqüentes. Não se pode também desconsiderar a possibilidade de contaminação ou fragilização do metal de solda em função das interações entre o fluxo e o metal fundido (Paskell et al., 1997 e Modenesi et al., 2000).

O processo de soldagem a plasma tem sua origem no processo GTAW, motivo pelo qual estes apresentam características similares e, desta forma, pode-se supor que a técnica da camada de fluxo ativo também possa ser utilizada para aumentar a sua produtividade. Lucas & Howse (1996) indicam que o uso desta técnica na soldagem a plasma com “*keyhole*” ajuda a melhorar o perfil da solda (produz uma raiz mais larga, permitindo uma maior robustez em relação a desalinhamentos na junta), ao mesmo tempo em que permite aumentar a velocidade de soldagem. Por outro lado, Perry et al. (1998) citam que, considerando a soldagem a laser com “*keyhole*”, não foi possível observar um efeito significativo que permitisse o aumento da produtividade, sugerindo que o efeito verificado no trabalho de Lucas & Howse (1996) tenha sua origem nas reações entre o fluxo e o arco elétrico (o arco elétrico não existe na soldagem a laser).

Desta forma, o objetivo deste capítulo é o de verificar e analisar a influência do uso da técnica da camada de fluxo ativo na soldagem a plasma e a possibilidade de utilizá-la como ferramenta para o aumento da produtividade do processo. Inicialmente, o efeito do fluxo no arco e na poça de fusão será estudado no processo GTAW, para identificar e quantificar os principais fenômenos envolvidos. Posteriormente, a técnica da camada de fluxo ativo será expandida para as operações de soldagem a plasma, visando verificar a viabilidade da utilização desta técnica (A-Plasma) em operações com “*keyhole*”.

9.2 Princípios ativos do fluxo

Dois mecanismos para o aumento da penetração nas soldas A-GTAW em relação ao processo convencional são geralmente reportados na literatura. A constrição do arco a partir de reações entre o arco e o fluxo, causando um aumento na densidade de corrente e/ou a inversão no sentido do fluxo de convecção em função de reações químicas com a poça de fusão (Marya, 2002, Perry et al., 1998, Fan et al., 2001 e Walsh et al., 1998).

a) Constrição do arco

Muitos mecanismos foram propostos para explicar o aumento da penetração na soldagem GTAW com fluxo ativo. A maioria dos pesquisadores acredita que isto ocorre devido ao fato de que as moléculas do fluxo dissociadas pelo intenso calor gerado são capazes de capturar elétrons nas regiões periféricas do arco (mais frias), formando ali íons negativos. A captura de elétrons por parte destes elementos reduz a densidade periférica de elétrons livres no arco e, desta forma, o principal canal condutor de eletricidade é reduzido, resultando em um efeito de constrição (redução do diâmetro da coluna do arco). Este efeito é mostrado esquematicamente na Figura 9.1 (Middel & den Ouden, 1998 e Perry et al., 1998).

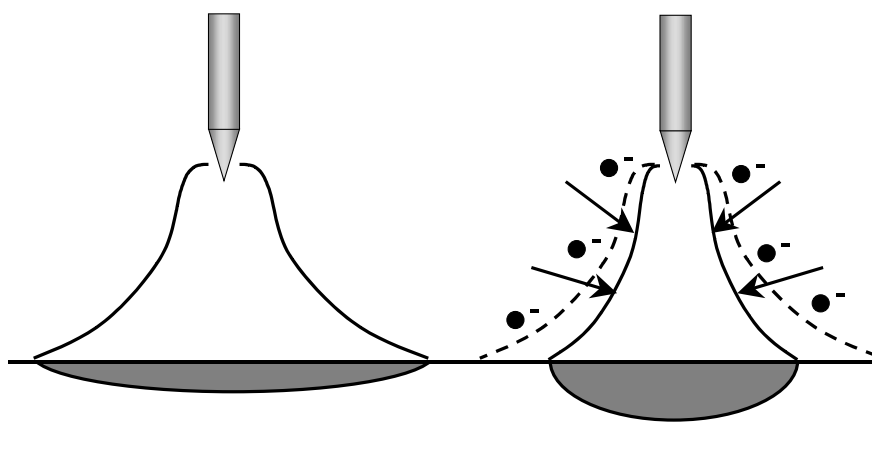


Figura 9.1- Mecanismo de constrição do arco com fluxo ativo (Perry et al., 1998).

Neste caso, a maior tensão do arco na soldagem com fluxo ativo em relação ao processo convencional é normalmente explicada em termos de constrição, ou seja, pelo estreitamento do diâmetro da coluna do arco (Middel & den Ouden, 1998). Ao mesmo tempo, este efeito de constrição induz um aumento na temperatura e na pressão do arco, permitindo

aumentar significativamente a profundidade de penetração da solda. Apesar do efeito da constrição do arco ser um dos mecanismos utilizados para explicar o aumento da produtividade do processo, Perry et al. (1998) citam que a visualização de imagens pode não parecer, à primeira vista, muito convincente da existência deste fenômeno. Contudo, esta impressão pode estar provavelmente relacionada ao aumento do brilho (intensidade) do arco.

Outros mecanismos de constrição do arco também são citados na literatura. Por exemplo, segundo Fan et al. (2001), a constrição do arco pode ser causada por 3 fatores:

- 1- Átomos dissociados na periferia do arco absorvem elétrons para formar partículas carregadas (íons), causando uma diminuição na quantidade de elétrons livres e, consequentemente, diminuindo a habilidade de condução e causando uma constrição do arco.
- 2- Reações endotérmicas de dissociação das moléculas componentes do fluxo absorvem calor das regiões externas do arco, causando um efeito de constrição.
- 3- Devido ao fato de que a condutividade elétrica do fluxo é geralmente menor do que a dos vapores metálicos produzidos pelo material de base, pode ocorrer uma redução na área do ponto anódico (região de incidência do arco), causando uma contração da raiz do arco.

b) Inversão do fluxo de convecção

A tendência natural da poça de fusão criar um tipo de fluxo espalhado é um dos fatores que limitam a penetração das soldas GTAW a cerca de 3 a 4 mm. Em metais puros e muitas outras ligas, a tensão superficial diminui com o aumento da temperatura. Devido à forma gaussiana de distribuição de energia no arco, as temperaturas próximas ao centro da poça de fusão são maiores do que a temperatura nas extremidades, ou seja, a tensão superficial aumenta da região central para as extremidades da poça de fusão. Esta diferença na tensão superficial gera um fluxo de convecção (também chamado de fluxo de Morangoni) no mesmo sentido, do centro para as extremidades, o qual fornece substancial transporte de calor para as extremidades laterais da poça de fusão, tornando-a mais larga e rasa. Desta forma, a tendência natural do fluxo se espalhar para fora é iniciada por coeficientes negativos de gradiente de tensão superficial com a temperatura ($dy/dT < 0$) (Perry et al., 1998 e Fan et al., 2001). Este efeito é mostrado esquematicamente na Figura 9.2.

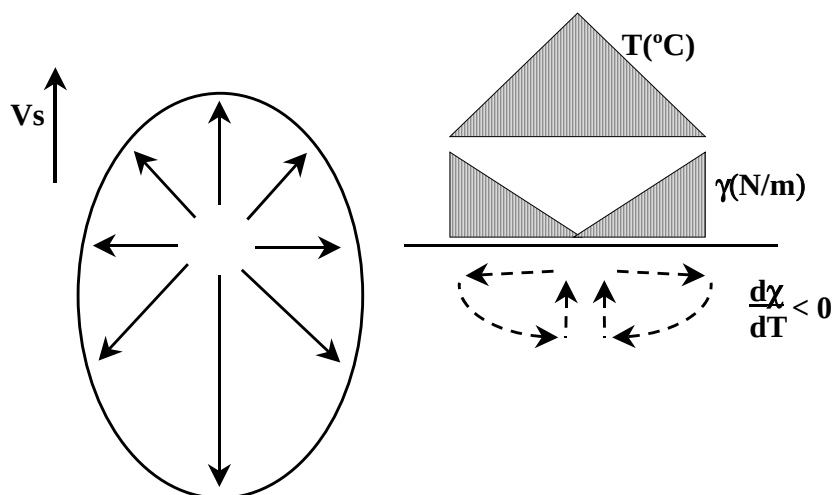


Figura 9.2- Sentido do fluxo de convecção na poça de fusão para materiais com $d\gamma/dT < 0$ (Perry et al., 1998).

Uma das hipóteses sugeridas para o aumento da penetração na soldagem com fluxo ativo está relacionada com modificações na microquímica da poça de fusão pela adição de elementos do fluxo, causando uma inversão no gradiente de tensão superficial como função da temperatura. Desta forma, o coeficiente do gradiente de tensão superficial se torna positivo ($d\gamma/dT > 0$), ou seja, a tensão superficial do metal líquido aumenta com o aumento da temperatura. O fluxo de convecção gerado agora flui das extremidades para o centro da poça, causando uma redução na largura e um aumento na penetração da solda (Perry et al., 1998 e Walsh et al., 1998). Este mecanismo é mostrado esquematicamente na Figura 9.3.

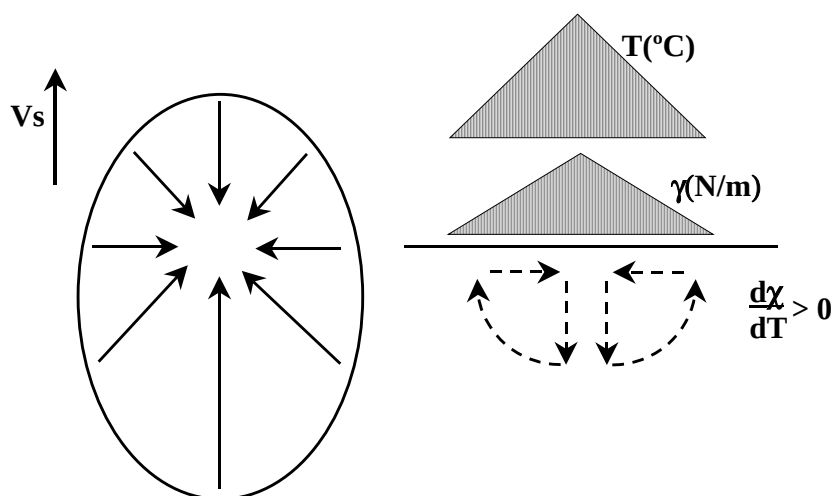


Figura 9.3- Sentido do fluxo de convecção na poça de fusão para materiais com $d\gamma/dT > 0$ (Perry et al., 1998).

Curiosamente, testes experimentais realizados por Fan et al. (2001) com feixe de elétrons desfocado para tentar simular as soldas GTAW, porém sem a presença física do arco elétrico, não permitiram verificar um efeito significativo devido a esta inversão no sentido do fluxo de convecção. No caso deste processo, em função da não existência do arco elétrico, o único efeito esperado do fluxo seria justamente uma inversão no fluxo de convecção devido às interações com a poça de fusão. Desta forma, estes mesmos autores citam que o efeito mais significativo no processo A-GTAW que justifique um aumento na profundidade de penetração é o atribuído à constrição do arco.

9.3 Tipos de fluxos

A maior dificuldade encontrada para a seleção de um fluxo para uma determinada aplicação (material) recai principalmente sobre a não divulgação da sua composição química, a qual normalmente é considerada como um segredo industrial. A falta de informações técnicas também pode contribuir para um aumento desta dificuldade, por exemplo, na obtenção de dados qualitativos ou quantitativos a respeito do efeito dos fluxos sobre a composição química da solda, ou sobre suas propriedades mecânicas (Lucas & Howse, 1996). Entretanto, Perry et al. (1998) citam que diferentes revestimentos a base de óxidos, sais alcalinos, halogênios, ou fluoretos têm sido reportados no passado como apresentando um efeito favorável sobre a penetração da solda.

De uma maneira geral, a composição do fluxo que pode ser usada para produzir aumentos na penetração das soldas é bastante ampla e, apesar da não divulgação, muitas fórmulas têm sido reportadas como sendo efetivas para o uso em materiais específicos. Por exemplo, um revestimento a base de óxidos de ferro, cromo, silício, titânio, manganês, níquel, cobalto, molibdênio e cálcio (misturados ou não) vem sendo usado para melhorar a soldabilidade e aumentar a velocidade de soldagem em aços inoxidáveis. Halogênios e fluoretos de cálcio e de alumínio têm sido reportados como atuando na constrição do arco, permitindo aumentar a profundidade de penetração no titânio. Misturas de óxidos e fluoretos também vêm sendo utilizadas na soldagem dos aços carbono (Lucas & Howse, 1996). Evidentemente, a composição do fluxo também pode ser acertada para melhorar as propriedades mecânicas do metal de solda em relação às soldas convencionais através da adição de elementos de liga.

9.4 Testes com A-TIG (A-GTAW)

Para verificar os fenômenos envolvidos no aumento da penetração nas soldas usando fluxo ativo, testes foram realizados com TiO_2 , $\text{SiO}_2+\text{TiO}_2$, NaCl e partículas de óxido provenientes do corte a plasma das chapas de aço inoxidável ABNT 304L como fluxo ativo. Foi verificado que o SiO_2 sozinho produz uma camada sem nenhuma aderência à peça, motivo pelo qual o SiO_2 foi misturado com TiO_2 na proporção de 1 para 1. Os testes foram realizados sobre chapa ("bead on plate") sendo que a solda foi iniciada em uma parte da peça sem a presença de fluxo e finalizada sobre a camada de fluxo ativo, conforme mostrado esquematicamente na Figura 9.4. Este procedimento foi proposto para permitir uma comparação entre as soldagens sem fluxo e com fluxo. A condição de soldagem utilizada foi sempre a mesma, mostrada na Tabela 9.1.

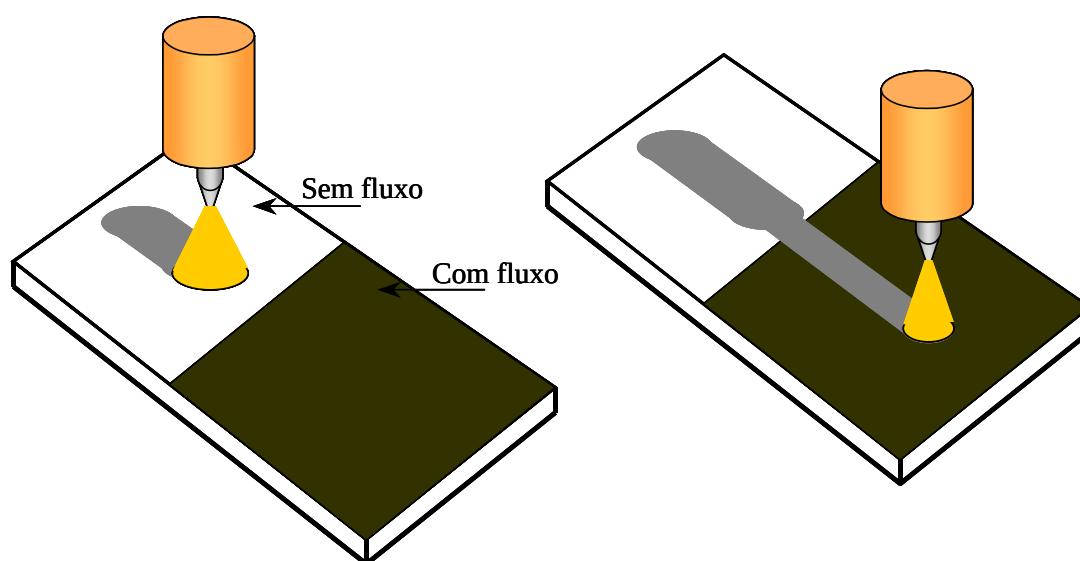


Figura 9.4- Procedimento utilizado para a obtenção do efeito do fluxo ativo na soldagem GTAW.

Tabela 9.1- Condições utilizadas para a soldagem GTAW com fluxo ativo.

Variável	Ajuste	Variável	Ajuste
Corrente (A)	160	Material de base	ABNT 304L, 3,8 mm de espessura
Vel. soldagem (cm/min)	20	Eletrodo	EWTh-2, $\phi = 3,2$ mm
Dist. eletrodo-peça (mm)	4,5	Gás de proteção	Ar e Ar + 5% H_2 a 10 l/min
Fluxo: TiO_2 , $\text{SiO}_2+\text{TiO}_2$, NaCl e partículas de óxido do corte a plasma do aço ABNT 304L			

A Figura 9.5 mostra as imagens obtidas dos perfis laterais dos arcos, utilizando o argônio como gás de proteção, e os respectivos perfis de cordão em cada teste realizado. Conforme pode ser verificado nesta figura, apesar de não se ter a percepção de uma variação no perfil lateral do arco em cada um dos testes, houve uma variação acentuada no perfil da solda com a utilização do fluxo ativo. A profundidade de penetração nas soldas feitas com fluxo ativo tendeu a ser maior em relação ao GTAW convencional, principalmente com a utilização da mistura $\text{SiO}_2+\text{TiO}_2$ e do óxido de inox. Os outros fluxos analisados, o TiO_2 e o NaCl , produziram também um aumento na profundidade de penetração, porém em menor escala.

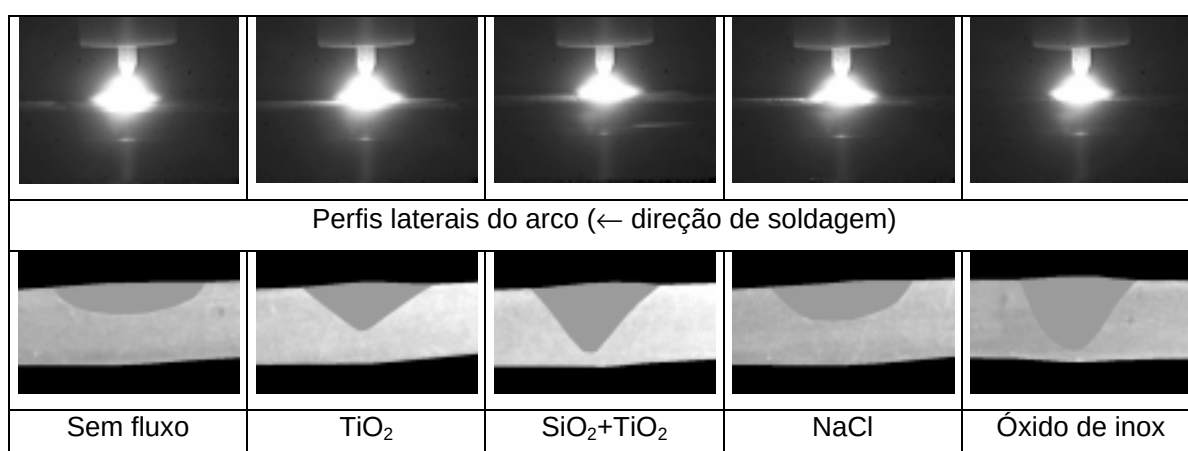


Figura 9.5- Perfis laterais de arco e de cordão obtidos com argônio como gás de proteção.

A Figura 9.6 mostra os perfis laterais de arco utilizando a mistura de argônio com 5% de hidrogênio como gás de proteção e os respectivos perfis de cordão em cada caso. Conforme pode ser verificado, o arco obtido com a mistura com 5% de hidrogênio é mais estreito do que o arco utilizando argônio puro (Figura 9.5). Este efeito provavelmente está relacionado com a energia absorvida nas reações de dissociação e ionização do hidrogênio, tornando o arco mais estreito (efeito de constrição térmica do arco). Esta energia absorvida é então transferida à peça quando o hidrogênio se recombina novamente na sua forma molecular ao atingir a chapa (mais fria). Devido a este efeito, pode-se perceber, ao se comparar as Figuras 9.5 e 9.6, que a profundidade de penetração das soldas feitas com a mistura com 5% de hidrogênio tende a ser maior do que as obtidas com argônio puro.

Também é possível verificar que a profundidade de penetração nas soldas feitas com a mistura de argônio e hidrogênio foi, neste caso, influenciada de forma mais acentuada pela composição do fluxo do que nas soldas feitas com argônio puro (figura 9.5). Nos testes feitos com fluxos a base de TiO_2 , $\text{SiO}_2+\text{TiO}_2$ e óxido de inox obteve-se penetração total e no teste feito com NaCl foi obtida uma penetração próxima a da espessura da peça.

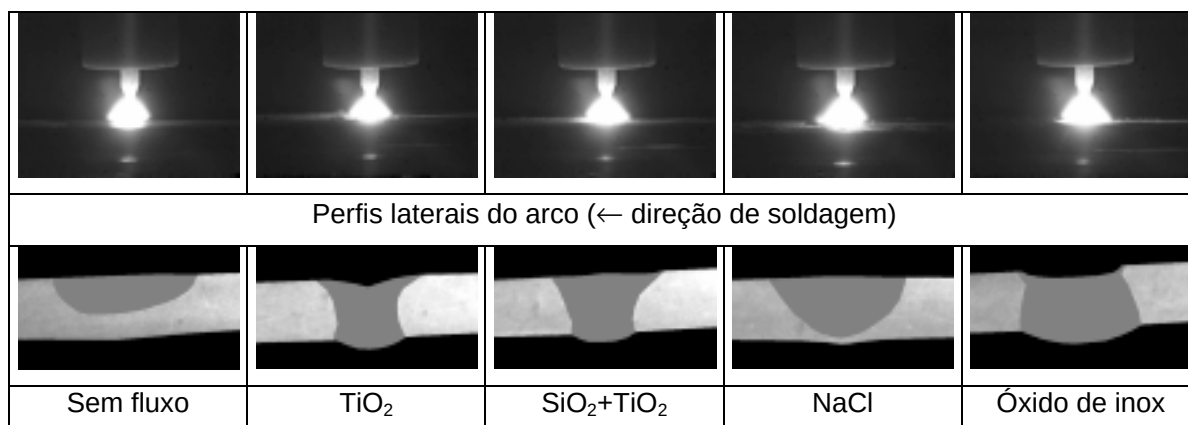


Figura 9.6- Perfis laterais de arco e de cordão obtidos com uma mistura de argônio com 5% de hidrogênio como gás de proteção.

A Tabela 9.2 mostra os resultados obtidos para as características do arco elétrico e do cordão de solda nos testes realizados com argônio e Argônio com 5% de hidrogênio como gás de proteção. Nos testes realizados com argônio (testes 1 a 5), a tensão de soldagem não variou muito, exceto para a mistura $\text{TiO}_2 + \text{SiO}_2$, que apresentou um aumento de aproximadamente 1,4 V em relação ao teste sem fluxo, o que pode sugerir um efeito de constrição (Middel & den Ouden, 1998). A largura lateral do arco apresentou algumas variações de um teste para outro, contudo, uma maior redução nessa medida em relação ao GTAW convencional foi obtida nos testes feitos com $\text{SiO}_2 + \text{TiO}_2$ e óxido de inox como fluxo ativo. Este efeito pode ter sido ocasionado pela presença de um fluxo de maior resistência elétrica à frente da solda, causando uma proteção elétrica sobre a peça e uma ligeira repulsão do arco à frente. Nestes testes (1 a 5), em todos os casos onde se utilizou a camada de fluxo obteve-se uma menor largura de cordão e uma maior profundidade de penetração, com maior destaque para os fluxos a base de $\text{SiO}_2 + \text{TiO}_2$ e óxido de inox.

Nos testes feitos com a mistura de Ar + 5% de H_2 , a tensão de soldagem foi praticamente constante, exceto para o teste feito com TiO_2 , onde foi observada uma redução de aproximadamente 1 V em relação à condição sem fluxo. Nestes testes, a largura lateral da raiz do arco tendeu a aumentar usando fluxo ativo, talvez em função de reações entre o hidrogênio presente no gás de proteção e os fluxos utilizados. Nas soldas feitas com TiO_2 , $\text{TiO}_2 + \text{SiO}_2$ e óxido de inox, houve uma redução na largura e um aumento acentuado na profundidade de penetração da solda a ponto de gerar penetração total na peça. No caso do fluxo a base de NaCl, não foi verificado uma redução na largura da solda, mas a penetração aumentou em relação à solda sem fluxo. Estes efeitos podem estar relacionados com o efeito redutor do hidrogênio sobre os fluxos a base óxidos, porém, deve-se lembrar que o NaCl é um sal, podendo causar um efeito diferenciado.

Tabela 9.2- Resultados obtidos para as características do arco (imagem lateral) e de geometria de cordão na soldagem com e sem fluxo ativo.

Teste	Tipo de fluxo	Gás de proteção	Im (A)	Vm (V)	Largura da raiz do arco (mm)	Largura da solda (mm)	Penetração da solda (mm)
1	-	Ar	162	17,1	11,74	7,61	1,48
2	TiO ₂	Ar	162	17,2	11,78	6,28	2,23
3	SiO ₂ + TiO ₂	Ar	162	18,5	10,87	6,05	3,45
4	NaCl	Ar	163	17,2	12,23	6,75	1,76
5	Óxido de inox	Ar	163	17,0	10,83	5,93	3,52
6	-	Ar + 5% H ₂	161	19,0	6,94	9,19	2,46
7	TiO ₂	Ar + 5% H ₂	161	18,0	7,26	6,49	3,8 (Total)
8	SiO ₂ + TiO ₂	Ar + 5% H ₂	161	18,8	7,63	7,18	3,8 (Total)
9	NaCl	Ar + 5% H ₂	162	18,8	8,56	9,02	3,43
10	Óxido de inox	Ar + 5% H ₂	161	19,1	8,98	7,59	3,8 (Total)

Para verificar se a presença do fluxo causaria um efeito de constrição na seção transversal do arco (visto de frente), foram feitas imagens frontais conforme as mostradas na Figura 9.7. A Tabela 9.3 mostra os resultados obtidos para a largura da raiz do arco utilizando argônio como gás de proteção. Conforme pode ser verificado, houve uma ligeira redução na largura frontal do arco nos testes com TiO₂ e TiO₂+SiO₂, porém, com variação máxima de 0,46 mm em relação ao arco sem fluxo. O arco obtido com NaCl, por outro lado, apresentou uma largura frontal maior do que o arco sem fluxo.

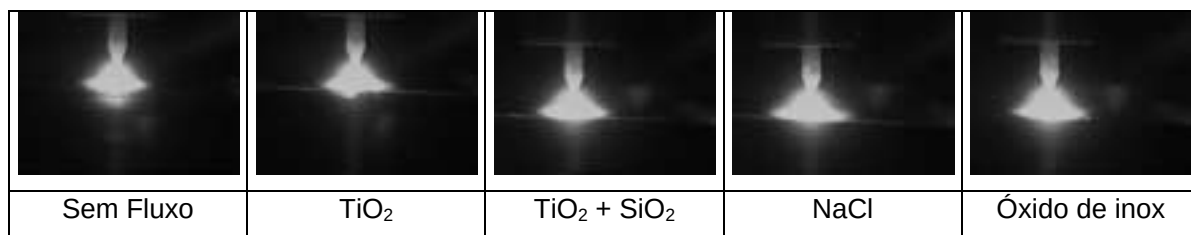


Figura 9.7- Perfis frontais dos arcos com fluxo e sem fluxo (proteção de argônio).

Tabela 9.3- Medidas da largura frontal do arco com e sem fluxo (proteção de argônio).

Largura frontal da raiz do arco (mm)				
Sem Fluxo	TiO ₂	TiO ₂ + SiO ₂	NaCl	Óxido de inox
10,84	10,38	10,52	11,70	10,90

Interessantemente, os resultados obtidos nas seções frontais seguiram a mesma tendência dos resultados obtidos para a largura lateral (testes 1 a 5 da Tabela 9.2). Também é possível verificar que as relações obtidas entre a largura lateral e a largura frontal indicam uma região de incidência sobre a peça relativamente circular. Considerando esta área circular com um diâmetro médio entre as duas medidas (frontal e lateral) como referência, a Tabela 9.4 mostra a densidade de potência calculada para os testes realizados com argônio como gás de proteção (cálculo aproximado para comparação).

Tabela 9.4- Cálculo da densidade de energia para a soldagem utilizando argônio como gás de proteção.

Fluxo	Im x Vm (W) (Tabela 9.2)	Diâmetro médio da raiz do arco (mm) (Tabelas 9.2 e 9.3)	Densidade de energia (W/mm ²)
-	2770,2	11,29	27,67
TiO ₂	2786,4	11,08	28,90
TiO ₂ + SiO ₂	2997,0	10,70	33,33
NaCl	2803,6	11,97	24,91
Óxido de inox	2771,0	10,87	29,85

Conforme pode ser visto nos cálculos da Tabela 9.4, a utilização da camada de fluxo ativo na soldagem tendeu a aumentar a densidade de energia, contribuindo para explicar o aumento da penetração das soldas. Como exceção, a camada de NaCl tendeu a diminuir a densidade de energia, sugerindo uma redução na penetração. Contudo, como pode ser visto na Tabela 9.2, o NaCl produziu um aumento na penetração em relação à solda sem camada de fluxo, o que pode indicar, neste caso, a ocorrência do efeito de inversão no fluxo de convecção dentro da poça de fusão.

A Figura 9.8 mostra uma vista superior da poça de fusão durante a soldagem convencional (sem fluxo) e a soldagem utilizando um fluxo a base de TiO₂ (proteção de argônio). Nesta figura, pode ser verificado que a região de incidência do arco com fluxo ativo apresenta um perfil deformado em comparação com o perfil aproximadamente circular do arco sem fluxo. Este efeito provavelmente está relacionado com a repulsão do arco à frente e nas laterais da poça de fusão, onde a presença do fluxo ativo cria uma região com maior

resistividade elétrica. Pode-se notar também que, no GTAW convencional, a poça de fusão é bem visível e apresenta um formato de “gota”. Na soldagem com fluxo, a poça de fusão fica mais estreita (sob o arco), porém, a sua visualização não é bem definida por ficar sob uma camada de escória de fluxo.

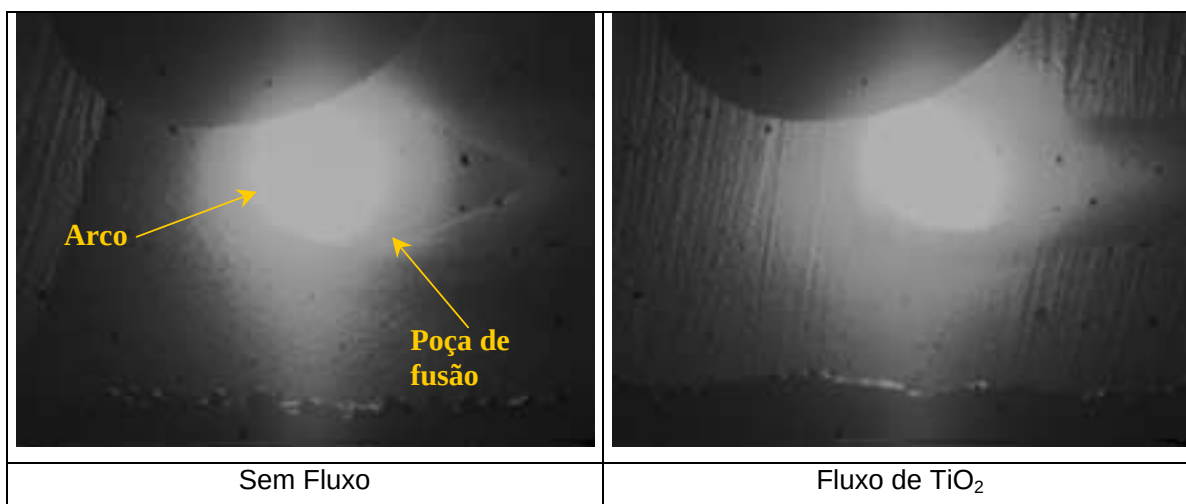


Figura 9.8- Vista superior do arco e da poça de fusão na soldagem com e sem fluxo.

Como o diâmetro médio da raiz do arco (ponto de incidência) é aproximadamente o mesmo para os dois casos (ver Tabela 9.4), não haveria como relacionar as alterações no perfil da solda (Figura 9.5) com um provável efeito de constrição do arco. Desta forma, pode-se supor que a presença do fluxo tenda realmente a gerar uma inversão no fluxo de convecção e/ou causar uma alteração na distribuição de energia do arco de forma a causar uma redução na largura da solda e um aumento na penetração.

No caso da soldagem com a mistura de argônio com 5% de hidrogênio, pode-se também obter uma estimativa da densidade de energia, assim como foi feito nos testes com argônio. Supondo que a região de incidência do arco (raiz do arco), com um diâmetro conforme apresentado na Tabela 9.2 (Largura lateral da raiz do arco), a Tabela 9.5 mostra a densidade de energia calculada para os testes com proteção de argônio/hidrogênio. Conforme pode ser verificado nesta tabela, ao contrário do que ocorreu com os testes feitos com argônio como gás de proteção, a densidade de energia calculada tendeu sempre ser maior no teste sem fluxo ativo. Este efeito foi causado pelo diâmetro da raiz do arco, que foi menor no teste sem fluxo ativo.

Entretanto, este resultado é bastante intrigante, pois essa maior densidade de energia para a solda sem fluxo ativo não representou maior profundidade de penetração da solda,

conforme mostram os dados da Tabela 9.2. Ao se analisar o perfil de cordão, nota-se que a soldagem com fluxo ativo produziu cordões mais estreitos e com maior profundidade de penetração do que a soldagem sem fluxo, sugerindo nestes casos, a ocorrência do fenômeno de inversão no sentido do fluxo de convecção dentro da poça de fusão. Outro fato interessante é que a densidade de energia calculada para os testes feitos com argônio/hidrogênio foi cerca de 1,5 a 3 vezes maior do que a densidade de energia calculada para os testes com argônio puro.

Tabela 9.5- Cálculo da densidade de energia para a soldagem utilizando uma mistura de argônio com 5% de hidrogênio como gás de proteção.

Fluxo	$I_m \times V_m$ (W) (Tabela 9.2)	Diâmetro da raiz do arco (mm) (Tabela 9.2)	Densidade de energia (W/mm ²)
-	3059	6,94	80,9
TiO ₂	2898	7,26	70,0
TiO ₂ + SiO ₂	3026,8	7,63	66,2
NaCl	3045,6	8,56	52,9
Óxido de inox	3075,1	8,98	48,6

Apesar das vantagens aparentes da soldagem com fluxo ativo com relação à produtividade do processo, a maior desvantagem é a formação de cordões com piores acabamentos superficiais e, normalmente, com a presença de uma escória de difícil remoção. Este problema pode ser verificado na Figura 9.9, que mostra o acabamento superficial obtido com diferentes tipos de fluxo na soldagem utilizando o argônio como gás de proteção. Enquanto a solda feita sem fluxo apresenta uma superfície lisa e uniforme, as soldas feitas com fluxo normalmente apresentaram superfícies ásperas e com uma camada de escória. A solda feita com o fluxo de NaCl apresentou uma superfície lisa também, porém o cordão de solda não foi uniforme conforme pode ser visto na Figura 9.9. Desta forma, fica evidente que a utilização desta técnica como proposta na literatura não é viável quando um dos requisitos exigidos é o acabamento superficial das soldas. Considerando este problema, provavelmente haveria a necessidade da realização de um passe cosmético nas soldas, o que poderia prejudicar em grande parte os atrativos com relação à soldagem A-GTAW (A-TIG).

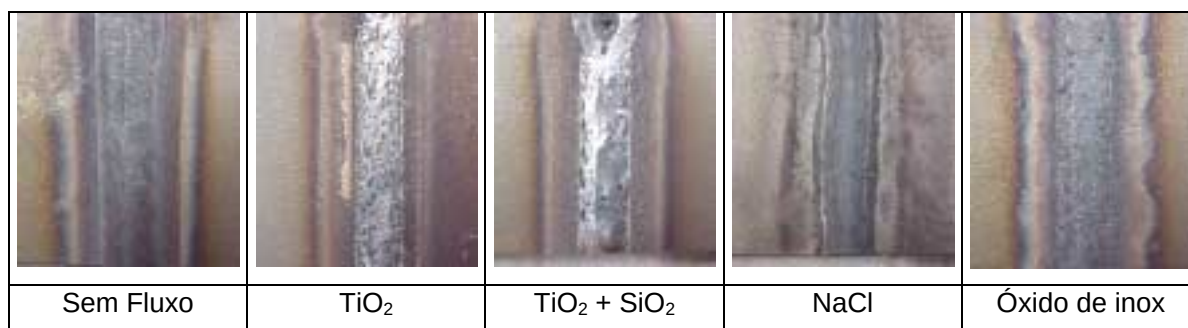


Figura 9.9- Acabamento superficial das soldas utilizando argônio como gás de proteção.

Para poder tirar proveito desta técnica, o autor deste trabalho propõe uma outra forma de aplicação dessa camada de fluxo, que permita obter soldas com bom acabamento superficial e reduzir a quantidade de escória formada. A idéia é utilizar o fluxo como uma camada que isole elétrica e termicamente certas regiões da superfície da peça de tal forma a se direcionar (controlar) a região de incidência do arco. Este procedimento é ilustrado esquematicamente na Figura 9.10. Neste caso, a energia do arco é direcionada para uma região mais estreita da peça através do parâmetro de abertura “a”, visando estimular um efeito de constrição. Este efeito foi considerado devido ao fato de que a resistividade elétrica do fluxo em pó tende a ser maior do que o material de base metálico. Aplicando o fluxo como apresentado na Figura 9.10, espera-se também que as regiões da peça revestidas sejam protegidas termicamente uma vez que o ponto de fusão, por exemplo, do TiO₂ é de aproximadamente 1840°C (Reade, 1997), portanto maior do que o ponto de fusão do aço (em torno de 1500°C). Essa suposição não seria válida para o fluxo de NaCl, cujo ponto de fusão é de cerca de 800°C (Korth Kristalle GmbH e Spectra-Physics).

Nesta nova técnica, inicialmente o arco é iniciado sobre o metal de base conforme feito anteriormente. A medida que o arco se aproxima do trajeto preparado de fluxo, começa a existir uma contração da raiz do arco devido à maior resistividade elétrica do fluxo adjacente, forçando-o a incidir apenas sobre o metal de base. Simultaneamente, a redução da diluição do fluxo na poça de fusão em relação ao A-GTAW tradicional permite que o acabamento superficial e as propriedades mecânicas do cordão de solda não sejam tão prejudicados e se mantenham em níveis satisfatórios.

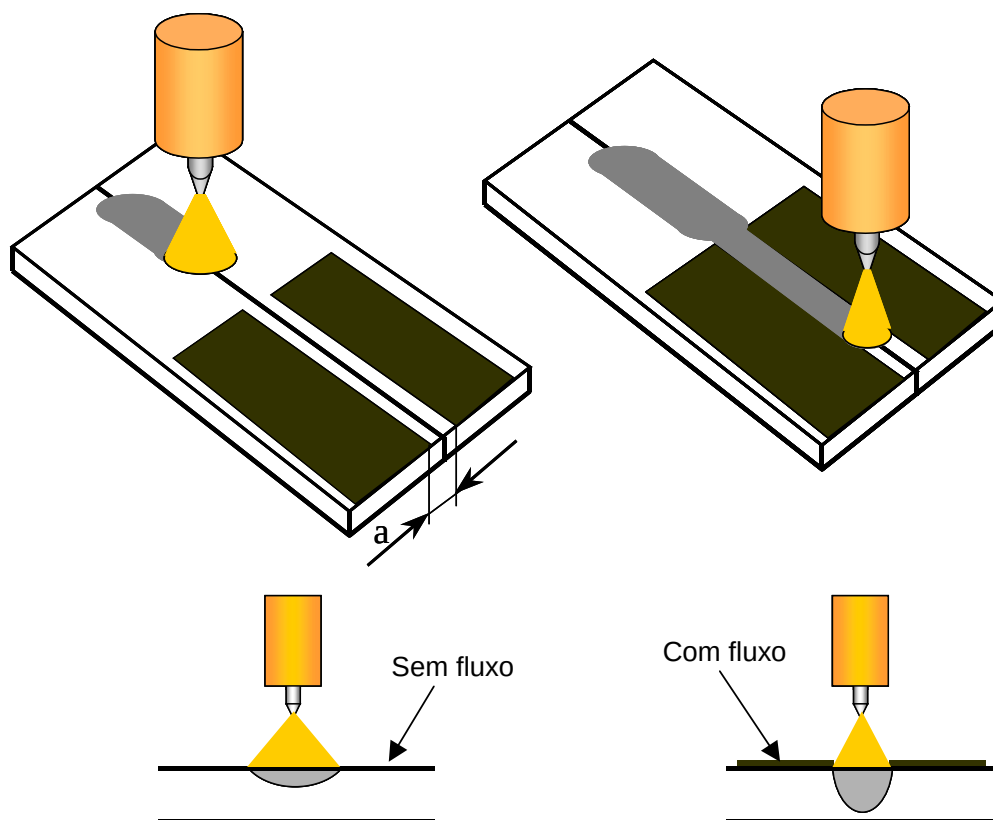


Figura 9.10- Procedimento proposto para aplicação da camada de fluxo ativo.

Para verificar a viabilidade desta nova técnica de aplicação com relação à contração direcionada do arco, foi feito um teste utilizando um fluxo a base de TiO_2 e deixando uma abertura de 5 mm (parâmetro “a” da Figura 9.10) como trajeto para o arco elétrico. Imagens frontais do arco e superior da poça de fusão foram obtidas imediatamente antes e depois da entrada do arco na região revestida com fluxo ativo. Estas imagens são apresentadas na Figura 9.11. À primeira vista, não é possível identificar um efeito de contração no arco e, de fato, medições na largura frontal do arco (seção transversal) no ponto de incidência sobre a peça comprovam esta observação (11,80 mm para o arco sem fluxo contra 11,73 mm para o arco passando dentro do trajeto de fluxo preparado). A condição de soldagem utilizada é a mesma da Tabela 9.1.

Por outro lado, pode-se notar através das vistas superiores, que a poça de fusão tendeu a ficar mais estreita quando o arco passa dentro do trajeto de fluxo, demonstrando que o fluxo de calor fica realmente mais confinado. Desta forma, tem-se um efeito semelhante ao obtido com o revestimento contínuo de fluxo, porém com menor diluição e, desta forma, melhor acabamento superficial. Como o fluxo está sendo utilizado apenas como uma camada isolante, esta nova técnica de aplicação implica que qualquer material refratário pode ser utilizado, sem

se preocupar em utilizar um produto de maior custo de aquisição (TiO_2 , SiO_2 e resíduo de óxido do aço inox obtido no corte a plasma).

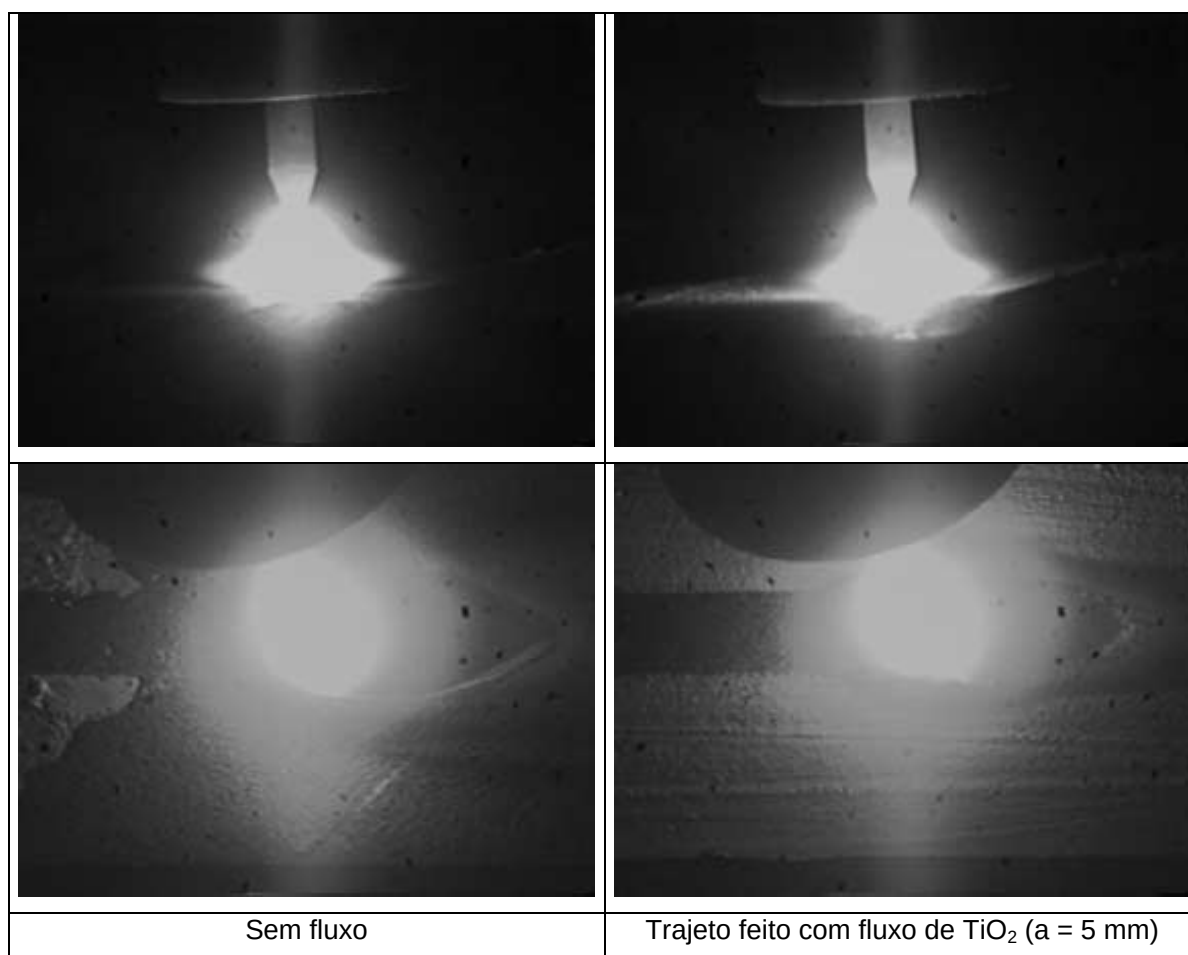


Figura 9.11- Soldagem utilizando uma abertura de 5 mm na camada de fluxo.

A Figura 9.12 mostra um teste feito nas mesmas condições do teste da Figura 9.11 (Tabela 1), porém utilizando terra como fluxo. Neste caso, o fluxo foi preparado de forma semelhante, misturando a terra com acetona para então aplicar sobre a superfície da peça com um pincel. Conforme pode ser verificado, houve também uma redução da largura da solda no ponto onde o arco entra no trajeto preparado de fluxo. Apesar de boa parte do fluxo ter sido expulsa da peça pela força do arco incidente, o efeito de contração do cordão é bem claro (o termo “contração do cordão” foi utilizado porque não foi verificado nenhum efeito de contração no arco). A penetração da solda também foi aumentada em relação ao modo convencional, conseguindo-se penetração total na peça, ao contrário do que ocorreu na região sem fluxo.

Outra vantagem desta técnica é o acabamento superficial da solda, que se manteve praticamente inalterado quando comparado com o cordão obtido na região sem o fluxo. A não uniformidade do cordão que é verificada na região revestida com fluxo se deve principalmente à expulsão de partículas das bordas laterais do trajeto do arco, fazendo a largura do cordão oscilar. Este problema, contudo, pode ser resolvido com uma mistura mais resistente, com melhor aderência à superfície da peça.

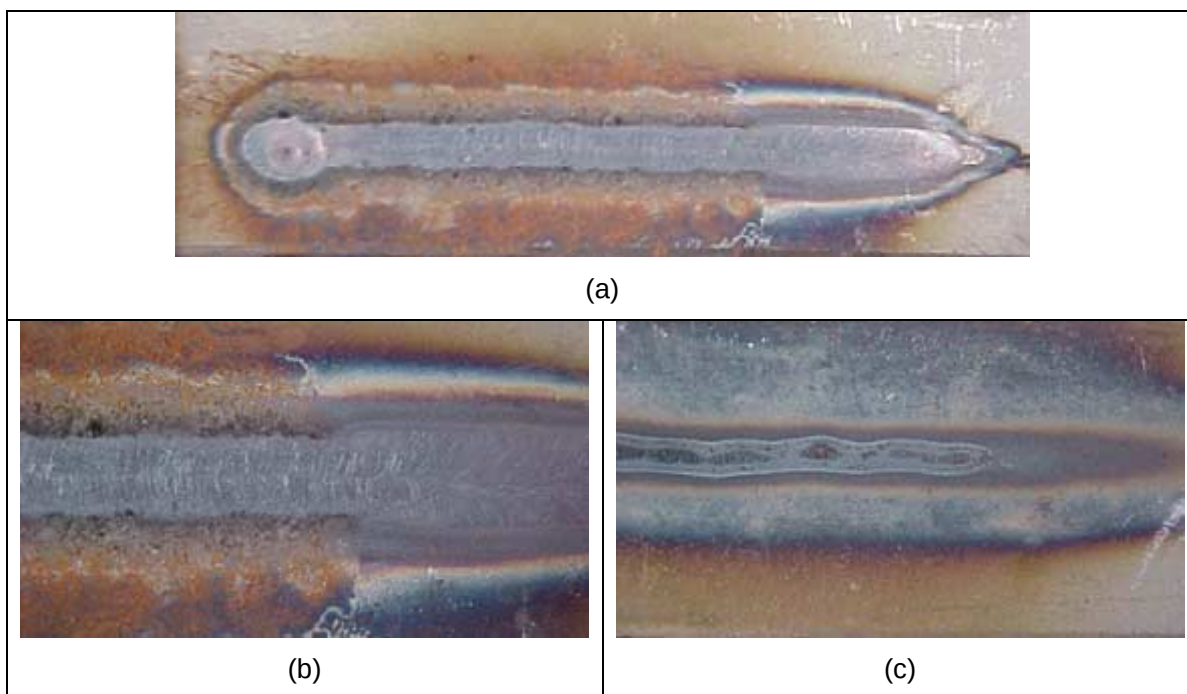


Figura 9.12- Soldagem com abertura na camada de fluxo de 5 mm (terra), sendo (a) a vista superior da solda, (b) a vista superior na região de transição e (c) a vista da raiz da solda na região de transição.

Estes resultados podem ser úteis, pois se o arco tem a tendência de seguir o caminho por sobre o metal, que é de menor resistividade elétrica do que a parte isolada com o fluxo, pode-se imaginar, além da constrição controlada do cordão, a possibilidade de fazer o arco seguir trajetos com ligeiros desvios de linearidade. Por exemplo, juntas preparadas com pequenos desvios em relação ao trajeto da tocha de soldagem, conforme ilustrado esquematicamente na Figura 9.13, poderiam ser soldadas satisfatoriamente com esta nova técnica de aplicação da camada de fluxo.



Figura 9.13- Exemplo de desvio que pode ser corrigido com a técnica do direcionamento do arco com um trajeto de fluxo.

Para verificar esta tendência, foi realizado o teste mostrado na Figura 9.14, utilizando um trajeto em zig-zag feito com fluxo de TiO_2 . Para obter este trajeto, foi colada uma fita isolante com o perfil do trajeto sobre a peça e em seguida foi aplicado o fluxo. Com o fluxo ainda úmido, a fita isolante foi retirada, deixando exposto em seu lugar o metal de base (trajeto do arco), conforme mostrado na Figura 9.15. Pode ser verificado, na Figura 9.14, que o cordão de solda não seguiu o trajeto na superfície da peça, atravessando a camada de fluxo. Entretanto, um resultado interessante neste teste é que o perfil da raiz da solda seguiu o padrão geométrico do trajeto da camada de fluxo, sugerindo que a presença do fluxo causa uma redistribuição da energia sobre a poça de fusão, que se manifesta no perfil geométrico da raiz da solda.

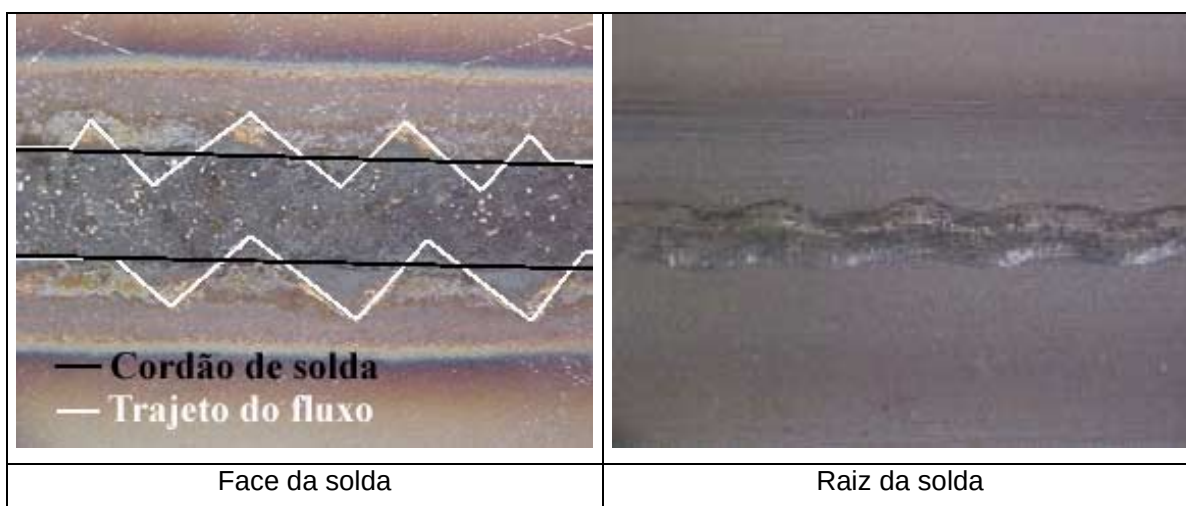


Figura 9.14- Teste realizado com trajeto de fluxo em zig-zag.

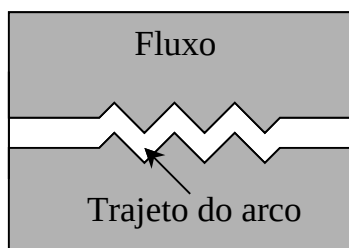


Figura 9.15- Trajeto em zig-zag obtido para o teste da Figura 9.14.

Apesar do arco não ter seguido o trajeto preparado neste caso, a raiz da solda seguiu, o que ainda justifica a utilização desta técnica para corrigir problemas de desvios na junta. Deve-se salientar que a face da solda é normalmente mais larga do que a raiz da solda e naturalmente já apresenta maior robustez frente a pequenos desvios de linearidade da junta. Porém, no caso da raiz, normalmente mais estreita do que a largura da solda, problemas na linearidade da junta podem ser particularmente decisivos. Dentro deste aspecto, os resultados obtidos podem ser considerados como satisfatórios.

Outro teste que foi realizado, agora para verificar o efeito de constrição do cordão de solda, é mostrado na Figura 9.16. Nesta figura, o trajeto do fluxo foi preparado com pontos de alargamento. Este teste foi proposto para mostrar a influência do trajeto (estreitamento e alargamento) na largura da solda e na penetração obtida. Conforme pode ser verificado, nos pontos de alargamento ocorreu uma perda da penetração total na peça. Por outro lado, nas partes mais estreitas do trajeto, o cordão de solda se manteve mais estreito e com penetração total. O péssimo acabamento da raiz da solda neste teste se deve ao fato de não se ter utilizado um gás de purga para evitar a contaminação atmosférica.

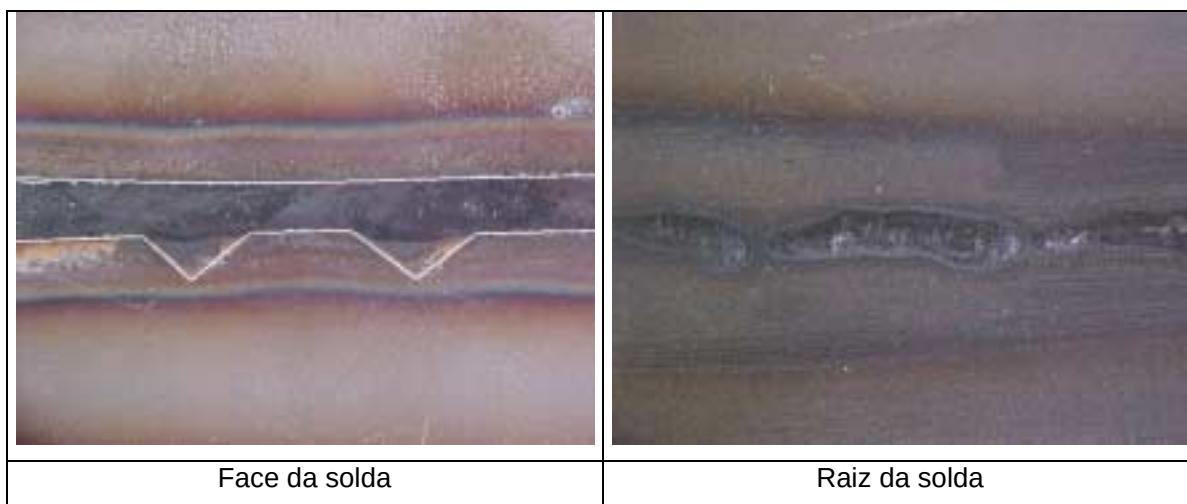


Figura 9.16- Teste realizado para demonstrar o efeito de constrição do cordão de solda.

Os resultados mostraram que a nova técnica de aplicação da camada de fluxo pode ser utilizada como alternativa em relação à forma tradicional de aplicação proposta na literatura (camada contínua), permitindo aumentar a produtividade do processo GTAW sem comprometer o acabamento superficial das soldas. Também é possível minimizar possíveis efeitos do material do fluxo sobre as propriedades mecânicas da solda. O trajeto de fluxo pode também ser planejado de tal forma a amenizar problemas de desalinhamentos entre a junta e o trajeto do arco, mantendo a raiz da solda alinhada com a linha central da junta. Estes resultados estimularam a utilização desta técnica também na soldagem a plasma.

9.5 Soldagem a plasma com “keyhole”

Devido às características comuns existentes entre os processos GTAW e a plasma, pode-se supor que a aplicação da técnica da camada de fluxo desenvolvida no item anterior também seja aplicável à soldagem a plasma. Para evitar as interações entre o fluxo e o metal fundido e a conseqüente piora no aspecto superficial das soldas, apenas a técnica do trajeto preparado de fluxo será analisada (ver Figura 9.10). Desta forma, foram realizados 3 testes, com aberturas entre as camadas de fluxo (parâmetro “a”) de 8; 5 e 3 mm. A condição utilizada nos 3 testes foi sempre mesma, mostrada na Tabela 9.6.

Tabela 9.6- Condição utilizada para a soldagem a plasma com “keyhole”.

Variável	Ajuste	Variável	Ajuste
Corrente (A)	200	Rec (mm)	2,2
Vgpl (l/min)*	1,6	Chapa	Aço ABNT 304L 3,8 mm
Vgpr (l/min)*	10	Fluxo	TiO ₂
Vs (cm/min)	40	Gás de plasma	Ar
φb (mm)	3,2	Gás de proteção	Ar 5% H ₂ (10 l/min)
DTP (mm)	5	Gás de purga	Ar (5 l/min)

* Na saída da tocha.

A Figura 9.17 mostra uma vista superior dos testes realizados. Conforme pode ser verificado nesta figura, em todos os casos houve um estreitamento do cordão de solda na região preparada com fluxo em relação ao cordão sem fluxo. Pode-se notar também que uma redução da abertura de a = 8 mm para a = 5 mm (ver Figura 9.10) causou também um aumento no efeito de constrição da solda. O mesmo efeito não foi observado ao se reduzir a abertura entre as camadas de fluxo para a = 3 mm, onde a largura da solda permaneceu praticamente inalterada quando comparada com a solda usando a = 5 mm. Isto demonstra que a constrição

direcionada da solda tem um limite físico, que deve ser avaliado em cada tipo de aplicação (condição de soldagem, tipo de fluxo e material de base).



Figura 9.17- Testes realizados na soldagem com “keyhole” usando aberturas de 8, 5 e 3 mm (de cima para baixo, respectivamente) entre as camadas de fluxo (trajeto do arco).

Outro aspecto importante é que o acabamento superficial obtido foi sempre semelhante ao obtido em condições normais (sem a presença de fluxo), ou seja, um aspecto liso e sem a presença de escória. Este resultado se deve principalmente à redução da diluição entre os componentes do fluxo na poça de fusão quando se utiliza uma abertura entre as camadas de fluxo aplicadas por sobre a peça. Uma vez identificado um efeito de constrição da solda, pode-se inferir também que há um ganho na penetração devido ao aumento da concentração de energia imposta pelo fluxo. Desta forma, a Figura 9.18 mostra os perfis de cordão obtidos em cada um dos testes realizados.

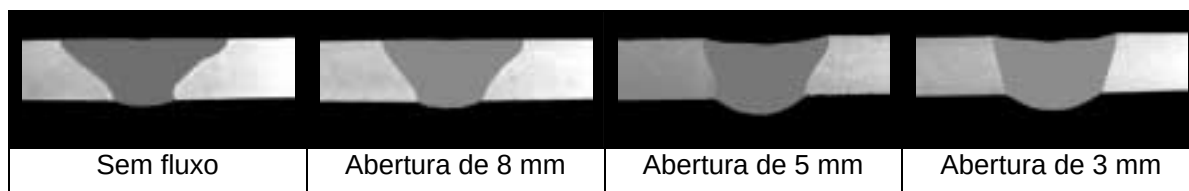


Figura 9.18- Perfis de cordão obtidos na soldagem a plasma com “keyhole” sem fluxo e com trajeto de fluxo com aberturas de 8, 5 e 3 mm.

Através da Figura 18, pode-se verificar claramente que a utilização da abertura na camada de fluxo é suficiente para gerar um efeito de constrição e aumentar a penetração da solda. Pode-se notar claramente uma redução gradual na largura da solda e um aumento na penetração (aumento nas dimensões da raiz da solda) a medida em que se impõe uma constrição forçada do cordão desde $a = 8$ mm até $a = 5$ mm. Valores de “a” abaixo de 5 mm não geraram um aumento perceptível na penetração, sugerindo novamente um limite no efeito de constrição possível de ser obtido através desta técnica. Contudo, os resultados foram satisfatórios e indicam a viabilidade da técnica do caminho preparado de fluxo (constrição direcionada do cordão) desenvolvida neste trabalho.

Outro aspecto interessante desta técnica na soldagem a plasma, assim como ocorreu no GTAW, é a possibilidade de amenizar problemas relacionados a desvios da trajetória da tocha em relação à linha central da junta. Caso a trajetória da tocha de soldagem não esteja bem alinhada com a junta, pode ocorrer o problema mostrado na Figura 9.19, onde a raiz da solda ficou um pouco deslocada em relação à junta. Em último caso, este desvio pode gerar problemas de estanqueidade ou de enfraquecimento da união soldada.

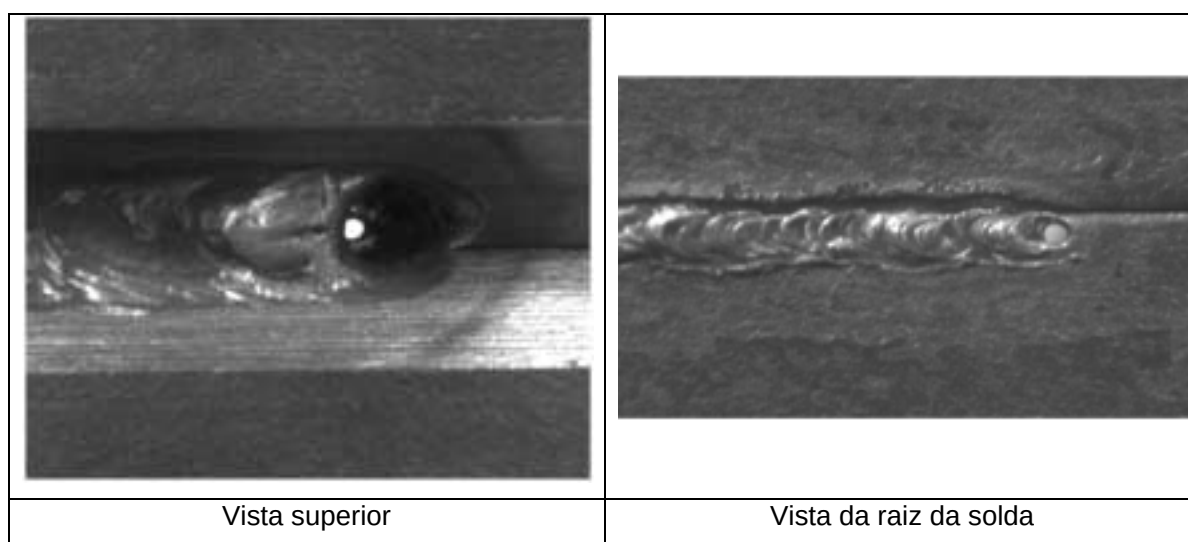


Figura 9.19- Desvio da raiz da solda em relação à linha da junta na soldagem com “keyhole” (Richetti, 1998).

Para verificar se o cordão da soldagem a plasma com “keyhole” também pode ser direcionado, ou controlado dentro de certos limites, foi feito um teste com uma trajetória de fluxo em forma de zig-zag, conforme mostrado esquematicamente na Figura 9.15. A condição de soldagem utilizada neste teste foi:

Corrente = 170 A;

Velocidade de soldagem = 35 cm/min;

Vazão de gás de plasma = 1,6 l/min;

Diâmetro do orifício constritor = 3,2 mm;

As demais variáveis foram de acordo com a Tabela 9.6 (sem gás de purga).

A Figura 9.20 mostra o teste realizado, evidenciando o efeito de constrição do cordão e a possibilidade de se controlar a distribuição de energia com um trajeto de fluxo isolante. Inicialmente, o arco foi aberto em uma região da peça sem fluxo. A medida que o arco começou a entrar no trajeto de fluxo, houve um estreitamento do cordão de solda, provocado pela concentração da energia na região entre as duas camadas de fluxo isolante (TiO_2). A partir deste momento, o arco foi forçado a serpentear ao longo do perfil do trajeto, buscando a região com menor resistividade elétrica, no caso, o metal de base. Como consequência, o cordão de solda tendeu a apresentar o mesmo perfil do trajeto de fluxo.

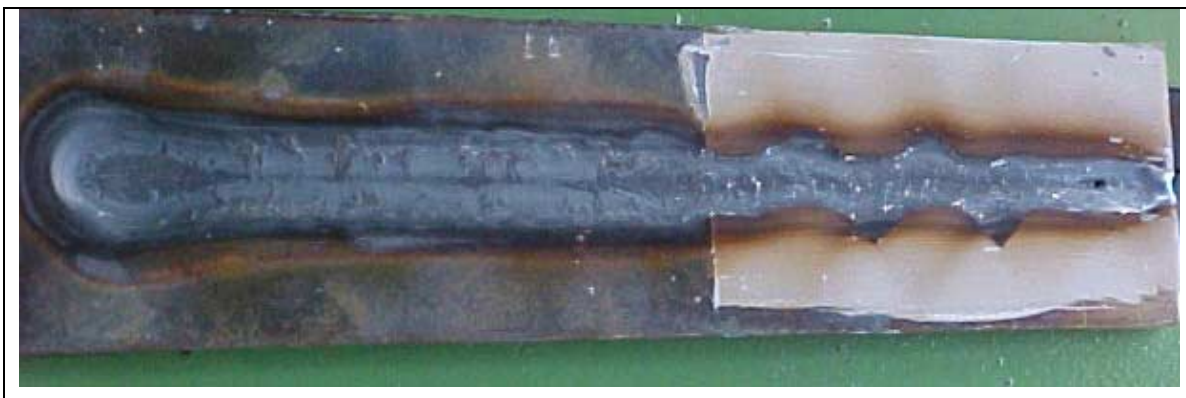


Figura 9.20- Teste com “keyhole” realizado com uma trajetória de fluxo em zig-zag.

A Figura 9.21 mostra a face e a raiz da solda na região de transição, onde o arco adentrou no trajeto de fluxo. Novamente, é possível verificar o efeito de constrição do cordão pelo trajeto de fluxo (estreitamento da solda). Também é possível verificar que, tanto a face, como a raiz da solda, tenderam a acompanhar o perfil do trajeto de fluxo, indicando a possibilidade de se direcionar a solda ao longo de uma junta com pequenos desvios em relação ao trajeto da tocha, o que pode ser particularmente interessante para amenizar problemas como o mostrado na Figura 9.19.

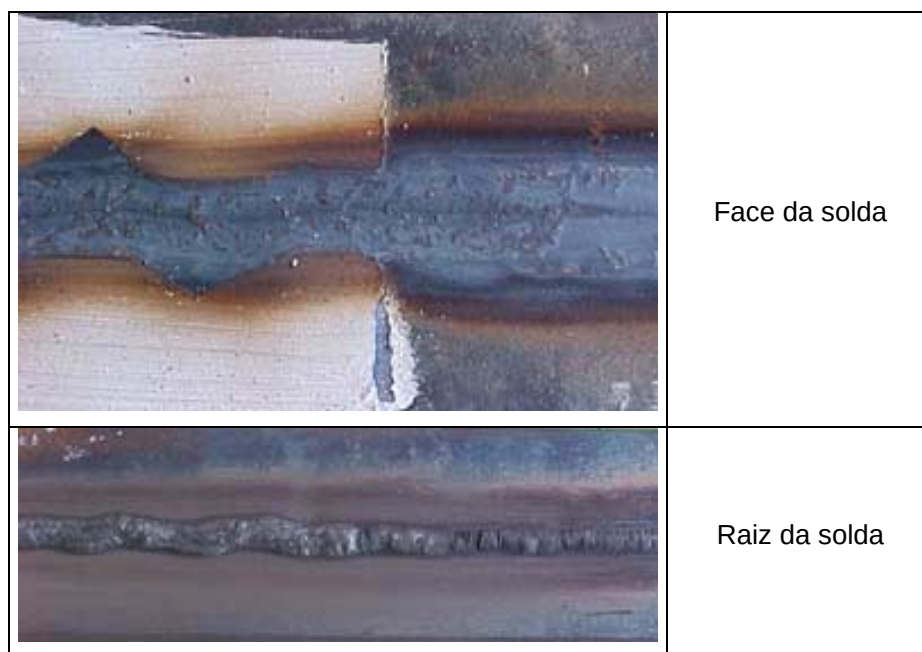


Figura 9.21- Face e raiz da solda na região de transição com e sem fluxo.

Na região com fluxo, também pode ser verificado que a raiz da solda é relativamente maior do que a raiz da solda na parte sem fluxo. Este efeito se deve ao aumento do efeito de concentração de energia dentro do trajeto de fluxo, resultando em maior penetração. A Figura 9.22 mostra uma ampliação da região do trajeto de fluxo, onde os efeitos já citados ficam mais evidentes. Finalmente, a Figura 9.23 mostra duas vistas superiores da solda, com diferentes ampliações, após a sua limpeza (remoção do fluxo depositado sobre a superfície da solda), onde se pode notar claramente o efeito do trajeto de fluxo sobre o perfil da solda.

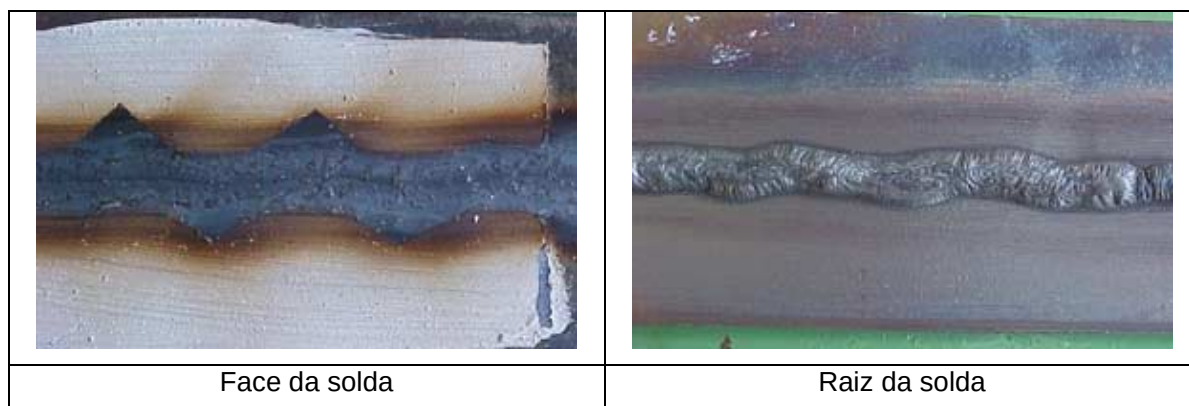


Figura 9.22- Perfil da face e da raiz da solda no início do trajeto de fluxo.

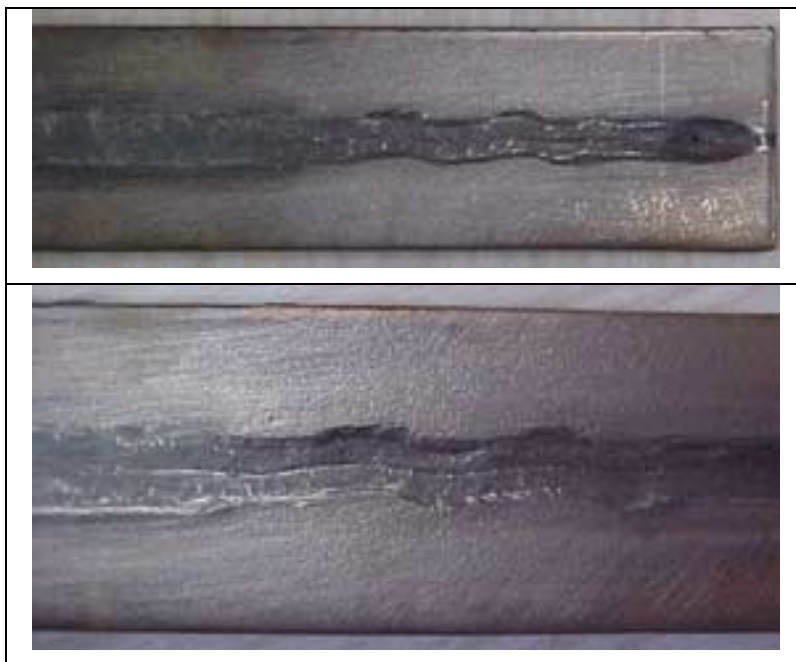


Figura 9.23- Vista superior da solda após a retirada do fluxo.

9.6 Conclusões parciais

A soldagem GTAW utilizando uma camada de fluxo ativo aplicada de modo tradicional, como citado na literatura, produz um aumento considerável na penetração (produtividade), a qual vai depender do tipo do fluxo e das condições de soldagem (por exemplo, o gás de proteção utilizado). Entretanto, esta técnica se mostrou inadequada sob o ponto de vista do acabamento superficial das soldas, gerando cordões ásperos e com depósitos de escória de difícil remoção.

Para tirar proveito do aumento da penetração, mas mantendo a qualidade superficial das soldas GTAW, foi proposta uma nova técnica de aplicação da camada de fluxo. Nesta técnica, a aplicação do fluxo é feita de modo normal, porém deixando um trajeto sem fluxo para impor uma constrição direcionada do cordão (este caminho é feito através de uma fita isolante presa à peça antes da aplicação do fluxo). Os resultados mostraram a viabilidade desta técnica, gerando um aumento na penetração e melhor acabamento do que a técnica convencional. Também foi verificada a possibilidade de se controlar, dentro de certos limites, o perfil da raiz da solda, o que pode ser particularmente importante em aplicações onde a junta apresenta desvios de linearidade.

A técnica desenvolvida, aqui denominada de constrição direcionada do cordão, é baseada no isolamento térmico e elétrico de certas regiões da peça por uma camada de fluxo e, por esta razão, pode-se optar por outros tipos de revestimentos mais baratos. O requisito

neste caso é apresentar alto ponto de fusão, maior do que o material de base, e ser refratário. Um exemplo de material que poderia ser utilizado é a argila, que é um material de mais fácil obtenção e mais barato. O óxido de titânio foi utilizado na maioria dos casos por produzir uma camada uniforme e com uma boa aderência à peça.

Resultados semelhantes também foram obtidos na soldagem plasma com “*keyhole*”, onde foi verificada a possibilidade de utilizar a técnica da constrição direcionada da solda para aumentar a produtividade. O máximo efeito de constrição observado, contudo, foi limitado para determinados valores do parâmetro “a”, que vai depender da aplicação. Nos testes realizados, verificou-se que o limite de ganho de constrição de cordão foi de $a = 5$ mm. O direcionamento do cordão de solda também foi possível na soldagem com “*keyhole*” e pode ser utilizado como forma de amenizar os problemas de desvios de junta.

Neste trabalho, foi feita apenas uma análise inicial a respeito das potencialidades da utilização da técnica da camada de fluxo, tanto no processo GTAW, como no PAW. Entretanto, sugere-se ainda o desenvolvimento de estudos adicionais para verificar como a composição do fluxo, do material de base e a espessura da camada aplicada afetam a soldagem com a técnica do trajeto de fluxo. Também é possível a metodologia utilizada em capítulos anteriores para desenvolver fatores de correção para a geometria de cordão considerando a camada de fluxo como uma variável do processo.

Capítulo X

Conclusões

Considerando as metodologias utilizadas ou propostas neste trabalho e os resultados obtidos experimentalmente, pode-se concluir que:

1- Com relação à técnica “*keyhole*”, observou-se, neste tipo de aplicação, em chapas de aço inoxidável 304L, que o processo apresenta uma boa robustez, mantendo condições estáveis para uma faixa relativamente ampla das variáveis de estudo.

2- Com relação às técnicas utilizadas, a Metodologia de Superfície de Resposta apresentou resultados satisfatórios para uma análise com poucas variáveis de estudo. A adição de novas variáveis de estudo, aproveitando um planejamento já realizado é prejudicada devido à variação dos níveis dos pontos estrela (função do número de variáveis).

3- A Teoria da Similitude aplicada na modelagem da geometria de cordão também apresentou resultados satisfatórios, gerando equações que permitem um fácil entendimento dos efeitos das variáveis de estudo. Entretanto, devido aos efeitos das variáveis serem tão diferentes entre si, foi observada uma limitação física para a utilização dos grupos adimensionais neste caso. Devido a este problema, as variáveis de processo foram estudadas separadamente, gerando um maior número de testes.

4- As metodologias utilizadas para acrescentar os efeitos das variáveis complementares (Capítulos 6 e 7) como fatores de correção para os modelos gerais (obtidos no Capítulo 5), apresentaram resultados satisfatórios. A partir de uma resposta obtida no modelo geral, foi possível estabelecer fatores que corrigem a resposta predita em função de variações nas condições de soldagem, por exemplo, espessura de chapa, uso de metal de adição e etc.

5- Como efeito das variáveis sobre a geometria de cordão, obtiveram-se os seguintes resultados:

(I)- Corrente: afetou diretamente todas as respostas (RR, LR, LF, AF, Ad), porém, se o processo for feito utilizando metal de adição, afeta inversamente o reforço da face.

(Vgpl)- Vazão de gás de plasma: Afetou diretamente RR, LR, LF, AF e Ad, mas foi inversa com relação a RF em soldas com metal de adição.

(Vs)- Velocidade de soldagem: Foi inversa com relação a todas as respostas. Em soldas com metal de adição, a velocidade de soldagem afeta diretamente o reforço da face (RF).

(DTP)- Distância tocha peça: apresentou um efeito direto considerado significativo apenas sobre LF. Aumentos em DTP causaram pequenos aumentos em RR e Ad, porém, com efeitos considerados pouco significativos. LR e AF não foram afetadas pela distância tocha peça. Em soldas com metal de adição, a distância tocha peça tendeu reduzir ligeiramente RF, pois causou um certo aumento sobre a dimensão da raiz da solda (RR*LR).

(ϕb)- Diâmetro do orifício constritor: Foi inverso em relação a RR, LR, AF e Ad e foi direto em relação a LF. Entretanto, seu efeito foi considerado significativo somente sobre RR e LR. Em soldas com metal de adição, tendeu a afetar diretamente RF devido à redução da dimensão da raiz da solda.

(Vgpr)- Vazão do gás de proteção: A vazão do gás de proteção apresentou um efeito considerado significativo apenas sobre RR e LR. Inicialmente, um aumento na vazão de 4,5 para 6,5 l/min causou um aumento tanto em RR como em LR. Aumentos acima de 6,5 l/min causaram uma redução considerável nestas respostas, provavelmente devido à maior turbulência gerada. Em soldas com metal de adição, o reforço da face deve se comportar de forma inversa com relação às dimensões da raiz da solda. As demais respostas sofreram apenas pequenas variações com o aumento da vazão do gás de proteção.

(Ang)- Ângulo de ponta do eletrodo: O ângulo de ponta do eletrodo praticamente não apresentou nenhum efeito sobre as respostas medidas.

(Rec)- Recuo do eletrodo: O aumento do recuo do eletrodo tendeu a reduzir a penetração da solda, ou seja, tendeu a reduzir RR e LR. Entretanto, apenas o efeito sobre RR foi considerado significativo pelos critérios propostos. As demais respostas apresentaram apenas pequenas variações dentro da região de trabalho. Com o uso de metal de adição, o aumento do recuo do eletrodo tende a reduzir o reforço da face, principalmente por tender a aumentar as dimensões da raiz.

(Abt)- Abertura na junta: A utilização de uma pequena abertura na junta, de até 1 mm, pode ser utilizada para aumentar a produtividade, não afetando a estabilidade do processo. Em soldas com abertura de 1 mm, observou-se um aumento significativo das dimensões da raiz da solda (RR e LR) e da área de depressão na face (afundamento do cordão). O uso de metal de adição é recomendado para preencher as áreas de depressão geradas na face das soldas. O reforço da face em soldas com metal de adição tende, então, a diminuir com a utilização de uma abertura na junta.

(Esp)- Espessura de chapa: O aumento da espessura da chapa, em relação à condição de referência, de 3,8 mm, tendeu a reduzir as dimensões da raiz da solda e, desta forma, a área de depressão na face da solda. Os fatores obtidos permitem corrigir as respostas referentes a uma espessura de 3,8 mm para a espessura de chapa sendo utilizada na soldagem.

Gás de plasma: A utilização de uma mistura de Ar + 5% de H₂ apresentou resultados variáveis em relação ao argônio puro, quando se considera a espessura de chapa. A adição de hidrogênio no argônio tendeu a aumentar as respostas RR, LR, AF e Ad em relação ao argônio para uma espessura de chapa de 3,8 mm. Para espessuras maiores, de 6,1 mm, este efeito se inverteu, sendo gerados valores menores do que os valores preditos com argônio puro. A resposta LF não foi afetada pela alteração do gás de plasma. Da mesma forma, espera-se um comportamento também variável do reforço da face em soldas com metal de adição (inversa com relação às dimensões da raiz da solda).

Gás de proteção: Uma mistura de Ar + 5% H₂ tendeu, para uma espessura de chapa de 3,8 mm, a gerar maiores valores de LR, LF e AF em relação à mistura da condição de referência (Ar + 5% O₂). Já as respostas RR e Ad foram inicialmente menores em relação às soldas com Ar + 5% O₂ e, posteriormente, a medida que se aumentou o valor predito, tornaram-se maiores. Para uma espessura de chapa de 6,1 mm, a mistura de Ar + 5% H₂ tendeu a gerar menores valores de RR e AF e maiores valores de LF em relação à mistura de Ar + 5% O₂. As respostas de LR e Ad foram menores em relação à mistura Ar + 5% O₂ para menores valores preditos e, a medida que se aumentou os valores preditos, estas respostas tenderam a se tornar maiores do que as obtidas na condição de referência.

(Tx_ad)- Taxa de adição de metal na solda: A adição de metal na solda tendeu a gerar soldas com reforço, eliminando possíveis depressões (Ad), ou mordeduras na face da solda. Em relação a uma condição sem metal de adição, observou-se a tendência de RR diminuir (fator de correção negativo na região estável de 0,1 a 1,5 mm), LR diminuir, LF aumentar, AF aumentar e Ad diminuir.

6- A técnica do caminho preparado de fluxo (constrição da solda) se mostrou uma alternativa viável para aumentar a produtividade da soldagem a plasma com “keyhole”. Nesta técnica, a redução da diluição do fluxo na poça de fusão permitiu também manter um bom acabamento superficial das soldas e, provavelmente, diminuir os efeitos negativos sobre as propriedades mecânicas da solda.

7- A técnica do caminho preparado de fluxo desenvolvida neste trabalho também pode ser utilizada para amenizar problemas relacionados com pequenos desvios entre a trajetória da tocha e a junta. Em último caso, este desvio pode fazer com que a raiz da solda se forme fora

da linha central da junta, causando o seu enfraquecimento e falta de estanqueidade no caso da soldagem de tanques e tubulações.

Capítulo XI

Propostas para trabalhos futuros

Para complementar os estudos realizados neste trabalho, sugerem-se os seguintes temas:

1- Aplicar a metodologia utilizada neste trabalho para obter equações preditivas para a geometria de cordão em outros processos de alta densidade de energia, por exemplo, a soldagem a laser e por feixe de elétrons. Neste caso, após obter uma expressão geral, considerando determinadas variáveis de processo, utilizar a metodologia desenvolvida para adicionar o efeito da espessura de chapa (fator de correção).

2- Estudar o efeito das variáveis do processo a plasma com “*keyhole*” utilizando outros equipamentos de soldagem, principalmente a tocha de soldagem, e tentar relacionar com os resultados obtidos neste trabalho. Este estudo poderia gerar um fator que permitiria ajustar a condição de soldagem, ou prever a geometria de cordão, em diferentes bancadas experimentais, compostas por equipamentos diferentes dos utilizados neste trabalho. A literatura do processo cita que os efeitos qualitativos das variáveis de processo tendem a ser os mesmos independentemente do fabricante da tocha, muito embora os resultados obtidos em uma tocha não possam ser reproduzidos em outra tocha com a mesma condição de soldagem.

3- Utilizar a metodologia para obter expressões que relacionem as condições de soldagem (I , V_{gpl} , V_s e etc.) com as propriedades mecânicas das soldas, ou a microestrutura final da zona fundida. O mesmo procedimento poderia também ser estendido para a zona termicamente afetada (ZTA).

4- Conforme foi verificado neste trabalho, a vantagem da Teoria da Similitude em reduzir o número total de variáveis de estudo não funcionou. Um trabalho interessante seria dividir as variáveis de estudo em alguns poucos termos, utilizando os efeitos obtidos neste trabalho. Por exemplo, analisando a equação geral obtida para o reforço da raiz (Equação 8.2):

$$RR = 4,41 \times 10^{-8} (I)^4 \times (V_{gpl})^{1,56} \times e^{-0,076 V_s} \times [-0,74 \phi_b + 0,29]$$
, poderia-se pensar em trabalhar, por exemplo, com um termo das variáveis principais $T_{principal} = Cte \cdot (I)^{x1} \cdot (V_{gp})^{x2} \cdot (e^{x3 V_s})$. Outros

termos poderiam incluir as variáveis da tocha e assim por diante. Desta forma, poder-se-ia realmente diminuir o número total das variáveis de estudo.

5- Analisar o efeito das variáveis do processo a plasma sobre a temperatura gerada no bocal de constrição e no eletrodo (variáveis do processo, composição dos gases etc.). Os resultados obtidos poderiam ser utilizados para desenvolver modelos (teóricos e experimentais) para a distribuição de temperatura nestes elementos e permitir verificar quais as condições utilizadas que fornecem as menores taxas de desgaste. A importância deste trabalho reside no alto custo destas peças de reposição, que normalmente são importadas, principalmente no caso dos bocais de constrição. A redução do desgaste destas peças tornaria o processo a plasma economicamente mais viável e contribuiria para uma maior utilização dele em aplicações industriais.

6- Verificar a aplicação da técnica do caminho preparado de fluxo (constrição do cordão de solda) utilizando diferentes composições de fluxo, que sejam baratos e permitam uma boa aderência sobre as peças a serem soldadas (por exemplo, argila). Neste caso, seria interessante também avaliar os possíveis efeitos da diluição do fluxo na poça de fusão (se ocorrer) sobre a microestrutura e as propriedades mecânicas das soldas.

7- Avaliar a influência das condições de soldagem (variáveis) e do tipo de material na determinação da abertura “a” (Figura 9.10) do trajeto de fluxo que permite obter o maior efeito de constrição do cordão de solda sem que ocorra uma diluição considerável do fluxo na poça de fusão. Espera-se, com o aumento da diluição, uma piora no acabamento superficial e nas propriedades mecânicas das soldas.

8- Verificar a possibilidade de utilizar a técnica proposta de aplicação do fluxo, trajeto preparado de fluxo, em outros processos de soldagem, mesmo aqueles com transferência metálica, por exemplo, o GMAW. Isto seria interessante, principalmente considerando que em outros processos poderia ser utilizada a polaridade CC⁺.

9- O processo a plasma com “*keyhole*”, apesar das recomendações encontradas na literatura, praticamente não apresenta bons resultados na soldagem dos aços estruturais. Este problema poderia ser estudado sistematicamente com a utilização de fluxos ou de metais de adição que apresentem uma maior tensão superficial (arame de aço inox, por exemplo) para tentar estabilizar as condições de soldagem neste tipo de aço. Deve-se salientar que este procedimento ainda não foi sugerido na literatura do processo.

10- Fazer um estudo sistemático e verificar como a tensão do arco varia com os parâmetros de soldagem. Conforme foi verificado, a maioria dos parâmetros de soldagem tende a afetar em certa escala a tensão, mesmo aqueles que não atuam diretamente nas características do arco, como foi o caso da velocidade de soldagem. Este estudo poderia verificar o efeito dos parâmetros de soldagem sobre as zonas de queda anódica e catódica e também sobre a coluna do arco.

11- Realizar um estudo detalhado de variáveis como a espessura de chapa e as composições químicas dos gases de plasma e de proteção visando obter um melhor entendimento dos efeitos envolvidos e o desenvolvimento de modelos mais precisos. Este estudo poderia envolver planejamentos estatísticos (fatorial completo) e outras composições de gases não utilizadas neste trabalho.

CAPÍTULO XII

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AGA, 1985, "Gas Handbook", AGA AB, Lidingö, Sweden, p.582, ISBN 91-970061-1-4.

Antunes, J. O., 1999, "Comparação Entre Eletrodos de Tungstênio Puro e Dopados no Processo de Soldagem GTAW com CA Onda Retangular", Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Brasil, 110 p.

Aquino, S. A. & Damanet, P., 1984, "Soldagem do Aço de Ultra Resistência 300 M pelo Processo Plasma", Anais do X Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem, Vitória - ES, pp. 203 - 212.

AWS - American Welding Society, 1988, "Recommended Practices for Plasma-Arc Welding", p. 68.

AWS - American Welding Society, 1991, "Gas Tungsten Arc Welding" and "Plasma Arc Welding", In: Welding Handbook, 8th ed., vol. 2, pp. 73 – 107 and 329 - 350.

Box, G. E. P., Hunter, W. G. & Hunter, J. S., 1978, "Statistic for Experimenters – An Introduction to Design, Data Analysis, and Model Building", John Wiley & Sons, Inc., pp. 510 – 539 (p. 652).

Bukarov, V. A. et al., 1976, "On the Force Effect of a Constricted Arc on the Welded Metal", Welding Production, vol. 23, n. 6, pp. 4 - 6.

Campbell, R. D. & Lacoursiere, E. J., 1995, "A Guide to the Use of Tungsten Electrodes for GTA Welding", Welding Journal, January, pp. 39 - 45.

Choo, R. T. C., Szekely, J. & Westhoff, R. C., 1992, "On the Calculation of the Free Surface Temperature of Gas-Tungsten-Arc Weld Pools from First Principles: Part I. Modeling the Welding Arc", Metallurgical Transactions B, 23B, June, pp. 357 – 369.

Craig, E., 1988, "The Plasma Arc Process - A Review", Welding Journal, February, pp. 19 - 25.

Czech, J. & Dworak, J., 1996, "Plasma Welding with Additional Shielding of the Weld Face and Root", *Welding International*, vol. 10, n. 10, pp. 761 - 764.

da Silva, A.D. & Gadotti, I., 1996, "Projeto e Desenvolvimento de Um Sistema CNC para Corte por Plasma", XXII Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem - Blumenau – SC, Agosto.

Evans, D. M.; Huang, D.; McClure, J. C. & Nunes, A. C., 1998, "Arc Efficiency of Plasma Arc Welding", *Welding Journal*, February, pp. 53s – 58s.

Fan, D., Zhang, R., Gu, Y. & Ushio, M., 2001, "Effect of Flux on A-TIG Welding of Mild Steels", *Transactions of JWRI (Joining and Welding Research Institute)*, vol. 30, n. 1, pp.35 - 40, ISBN: 0387-4508.

Fauchais, P. & Vardelle, A., 1997, "Thermal Plasmas", *IEEE Transactions on Plasma Science*, vol. 25, n. 6, pp. 1258 - 1280.

Garcia, J. A. O. & Norrish, J., 1995, "Soldagem de Liga de Alumínio-Lítio por Arco Plasma com Variador de Polaridade", *Anais do XXI Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem*, Caxias do Sul - RS, pp. 401 - 416.

Geipl, H. & Stenke, V., 1995, "New Developments in Gases for Shielding, Root Backing and Purging", *International Institute of Welding, IIW DOC. XII* - 1394 - 95, p. 17.

Gunaraj, V. & Murugan, N., 2000, "Prediction and Optimization of Weld Bead Volume for the Submerged Arc Process – Part 1 and Part 2", *Welding Journal*, October and November.

Gunaraj, V. & Murugan, N., 2002, "Prediction of Heat-Affected Zone Characteristics in Submerged Arc Welding of Structural Steel Pipes", *Welding Journal*, vol. 81, n. 3, March, pp. 45s – 53s.

Hays, J. F. & Schultz, J. P., 1983, "New Applications of Plasma Arc Jet Welding and TIG (Tungsten Inert-Gas-Shielded Welding) with Double-Shielding Gas for the Welding of Structural Steel and Stainless Steel", *Welding and Cutting*, pp. 6 – 9.

Hunt, C.; Bols, I. & Ortega, P., 1997, "Helium - a Lightweight Gas but a Heavyweight Performer", *Welding & Metal Fabrication*, pp. 10 - 14, June.

Ilyushenko, V. M. et al., 1977, "Improvement of the Technology of the Plasma Arc Welding of Thick Components Made of Copper and Chrome Bronze", *Welding Production*, vol 24, n. 11, pp. 20 - 22.

Jesus, S. A. P., 1997, "Otimização de Parâmetros em Soldagem PAW (Plasma Arc Welding) para a Técnica "Keyhole", em Chapas de Aço Comercial SAE 1010, Utilizando-se Análise Estatística", Dissertação de Mestrado, Universidade de Brasília, Brasil, 105 p.

Kanbe, Y.; Fujiyama, H. & Ichimura, H., 1988, "Plasma Arc Welding Process of Aluminum Alloys with Alternating Square Wave Current", *IIW Asian Pacific Regional Welding Congress*, Hobart, Tasmania, pp. 211 - 222.

Kim, C. J.; Kauh, S.; Ro, S. T. & Lee, J. S., 1994, "Parametric Study of the Two-Dimensional Keyhole Model for High Power Density Welding Processes", *Journal of Heat Transfer*, vol. 166, February, pp. 209 - 214.

Korth Kristalle GmbH, NaCl, www.lure.u-psud.fr/Experiences/SACO/SA5/Communs/nacl.htm

Lavigne, D., Van Der Have, P. & Maksymowics, M., 1988, "Automatic Plasma Arc Welding", *Joining & Materials*, July, pp.19 – 25.

Liebisch, H., 1978, "Microplasma Welding - New and Useful", *Welding Design & Fabrication*, October, pp. 73 - 75.

Linnert, G. E., 1994, "Welding Metallurgy", vol. 1, 4th edition, American Welding Society, 940 p.

Lorenzen, T. J. & Anderson, V. L., 1993, "Design of Experiments – A No-Name Approach", Marcel Dekker, Inc., pp. 323 – 353 (414 p.).

Lucas, W. & Howse, D., 1996, "Activating Flux – Increasing the Performance and Productivity of the TIG and Plasma Processes", *Welding & Metal Fabrication*, January, pp. 11 - 17.

Lundin, C. D. & Ruprecht, W. J., 1974, "Pulsed Current Plasma Arc Welding", *Welding Journal*, January, pp. 11 – 19.

Malakhovskii, V. A. et al., 1974, "The Electrical Characteristics of a Constricted Welding Arc", *Welding Production*, vol. 21, n. 9, pp. 5 - 8.

Mannion, B. & Helnzman III, J., 1999, "Plasma Arc Welding Brings Better Control", Technology Update, Pro-Fusion Technologies, Inc, Web Site www.pro-fusiononline.com.

Manufacturing Engineering, 1986, "Plasma Arc Welding", Manufacturing Engineering, vol. 96, January, pp. 65 - 70.

Martikainen, J. K. & Moisio, T. J. I., 1993, "Investigation of the Effect of Welding Parameters on Weld Quality of Plasma Arc Keyhole Welding of Structural steels", Welding Journal, vol. 72, n. 7, pp. 239s - 339s, July.

Martikainen, J., 1995, "Conditions for Achieving High-Quality Welds in the Plasma-Arc Keyhole Welding of Structural Steels", Journal of Materials Processing Technology, vol. 52, n. 1, pp. 68 - 75.

Martinez, L. F.; Matlock, C.; Marques, R. E.; McClure, J. C. & Nunes Jr, A. C., 1994, "Effect of Weld Gases on Melt Zone Size in VPPA Welding of Al 2219", Welding Journal, pp. 51 - 55, October.

Martinez, L. F.; McClure, J. C. & Nunes Jr, A. C., 1993, "The Effect of Weld Gas Flow Rate on Al-Li Weldability", Journal of Engineering for Industry, vol. 115, pp. 263 - 266, August.

Marya, M., 2002, "Theoretical and Experimental Assessment of Chloride Effects in the A-TIG Welding of Magnesium", International Institute of Welding Document, Copenhagen, Denmark, 13 p.

Masuda, H., 1997, "New Welding Technologies for Transmission Pipelines", Doc IIW XII - 1488 - 97, pp. 71 - 80.

Maurici, A. V. & Dutra, J. C., 1989, "Importância da Utilização e Calibração de Fluxímetros Empregados na Soldagem a Arco com Proteção Gasosa" XXV ENTS – Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem, Belo Horizonte, MG, 08 a 10 de Setembro, CD-ROM.

Metal Progress, 1986, "Effective Keyhole Welding of Aluminum", Metal Progress, vol. 130, July, pp. 47.

Metcalfe, J. C. & Quigley, B. C., 1975, "Keyhole Stability in Plasma Arc Welding", *Welding Journal*, November, pp. 401s - 404s.

Middel, W. & den Ouden, G., 1998, "The Effect of Additives on Arc Characteristics in GTA Welding", *Trends in Welding Research, Proceedings of the 5th International Conference*, 1-5 June, Pine Mountain, Georgia, USA, pp. 394 - 399, ISBN: 0-87170-627-X.

Miyazaki, T., Yoshioka, S., Kimura, T., Komatsu, A. & Kinoshita, N., 1995, "Surface Modification of Steel by a Small-Diameter Plasma Arc", *Annals of the CIRP*, vol. 44, n.1, pp. 161 – 164.

Modenesi, P. J., 1985, "Influências Metalúrgicas do Fluxo de Calor", *Apostila de Metalurgia da Soldagem*, Belo Horizonte - MG, pp. 85 - 134.

Modenesi, P. J.; Apolinário, E. R. & Pereira, I. M., 2000, "TIG Welding with Single-Component Fluxes", *Proceedings of the International Conference on the Joining of Materials*.

Murphy, G., 1950, "Similitude in Engineering", The Ronald Press Company, 199 p.

Murray P. E. & Scotti, A., 1999, "Depth of Penetration in Gas Metal Arc Welding", *Science and Technology of Welding and Joining*, vol. 4, n. 2, pp. 112 – 117.

Murray, P. E., 2002, "Selecting Parameters for GMAW Using Dimensional Analysis", *Welding Journal*, vol. 7, n. 81, July, pp. 125s – 131s.

Nefedov, B. B. & Lyalyakin, V. P., 1998, "Development of Plasma Welding and Surfacing Abroad", *Welding International*, vol. 12, n. 9, pp. 736 - 741.

Norrish, J., 1992, "Advanced Welding Processes", Institute of Physics Publishing, Bristol – IOP publishing Ltd., 375 p.

O'Hara, D., 1984, "Plasma Welding for Transformer/Motor Applications", *International Coil Winding Association Inc Coil Winding '84 Exhibition & Conference*, Chicago, Illinois, USA.

Onsoien, M.; Peters, R.; Olson, D. L. & Liu, S., 1995, "Effect of Hydrogen in an Argon GTAW Shielding Gas: Arc Characteristics and Bead Morphology", *Welding Journal*, pp. 10s - 15s, January.

Paskell, T., Lundin, C. & Castner, H., 1997, "GTAW Flux Increases Weld Joint Penetration", *Welding Journal*, vol. 76, n. 4, April, pp. 57 - 62.

Paula Jr, O. S., 1997, "Desenvolvimento e Aplicação da Soldagem Plasma pela Técnica Keyhole", Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Santa Catarina, Brasil, 107 p.

Perry, N., Marya, S. & Soutif, E., 1998, "Study and Development of Flux Enhanced GTA Penetrations in a Commercial Grade Titanium", *Trends in Welding Research, Proceedings of the 5th International Conference*, 1-5 June, Pine Mountain, Georgia, USA, pp. 520 - 525, ISBN: 0-87170-627-X.

Pinfold, B. E. & Jubb, J. E. M., 1973a, "Plasma Arc Welding - Part 1", *Welding and Metal Fabrication*, November, pp. 391 - 393.

Pinfold, B. E. & Jubb, J. E. M., 1973b, "Plasma Arc Welding - Part 2", *Welding and Metal Fabrication*, pp. 422 - 424, December.

Pinfold, B. E. & Jubb, J. E. M., 1974a, "Plasma Arc Welding - Part 3", *Welding and Metal Fabrication*, February, pp. 65 - 67.

Pinfold, B. E. & Jubb, J. E. M., 1974b, "Plasma Arc Welding - Part 5", *Welding and Metal Fabrication*, June, pp. 219 - 222.

Quintino, L., Gonçalves, V. & Antunes, F., 1992, "Automatização de Soldadura de Tubos pelo Processo Plasma - Key-Hole". XVIII Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem, Rio de Janeiro - RJ, pp. 473 - 492.

Quites, A. M. & Dutra, J. C., 1979, "Tecnologia da Soldagem a Arco Voltaico", Florianópolis, EDEME, 248 p.

Reade Advanced Materials, 1997, "Reade Advanced Materials Offers: Anatase Powder", home page: http://www.reade.com/Products/Minerals_and_Ores/anatase.html

Richardson, I. M., 1991, "Hyperbaric Plasma Welding", Ph.D. Thesis, Cranfield Institute of Technology.

Richetti, A. & Ferraresi, V. A., 2000a, "Influência do Gás de Proteção na Soldagem a Plasma com Keyhole", I CONEM – Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, Natal, RN, Brasil, CD-ROM.

Richetti, A. & Ferraresi, V. A., 2000b, "Instabilidade do Keyhole na Soldagem a Plasma", I CONEM – Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, Natal, RN, Brasil, CD-ROM.

Richetti, A., 1998, "Aplicação do Processo de Soldagem por Plasma pela Técnica "Keyhole" no Passe de Raiz de Uma Junta Chanfrada", Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Brasil, 105 p.

Shchitsyn, Y. D, 1998, "Stability of Molten Pool in Plasma Welding with a Penetrating Arc", Welding International, vol. 12, n. 4, pp. 303 - 305.

Skvortsov, E. A., 1999, "Effect of Fluorides of Alkali Metals on Processes in Arc Plasma when Argon-Arc Welding Titanium Alloys", Welding International, vol. 13, n. 1, pp. 77 - 80.

Spectra-Physics, NaCl , www.hilger-crystals.co.uk/properties.asp?material=12

Stepanov, V. V. & Nechaev, V. I., 1974, "On the Pressure of the Plasma Arc", Welding Production, vol. 21, n. 11, pp. 6 - 8.

Thermal Dynamics Corporation, Inc, 1994, "Manual Instruction N° 0-2031: PWM 300 Welding Torch", West Lebanon, New Hampshire, USA, 24 p.

Torres, M. R.; McClure, J. C.; Nunes Jr, A. C. & Gurevitch, A. C., 1992, "Gas Contamination Effects in Variable Polarity Plasma Arc Welded Aluminum", Welding Journal, pp. 123s - 131s, April.

TWI - World Centre for Materials Joining Technology, 1996a, "Plasma Welding", TWI Job Knowledge for Welders: Part 7, Web Site: www.twi.co.uk/bestprac/jobknol/jk7.html.

TWI - World Centre for Materials Joining Technology, 1996b, "Equipment for Plasma Welding", TWI Job Knowledge for Welders: Part 18: Plasma Welding Equipment, Web Site: www.twi.co.uk/bestprac/jobknol/jk18.html.

Van Cleave, B. P. & Grain, W. R., 1981, "Keyhole Plasma Arc Welding of Aluminum", . American Welding Society, pp.109-122.

Vanderplaats, G. N., 1984, "Numerical Optimization Techniques for Engineering Design with Applications", McGraw Hill, 333p.

Vieira Jr., 1999, "Influência das Condições Superficiais do Alumínio na Estabilidade do Arco em Soldagem TIG", Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Brasil, 103 p.

Vilela, M. S., 1999, "Sistema de Controle para Motores de Passo", publicação interna do Laboratório para o Desenvolvimento de Processos de Soldagem - LAPROSOLDA/UFU.

Vivsik, S. N.; Rubstov, I. Kh. & Chertok, N. M., 1977, "The Plasma-Arc Welding and Properties of Welded Joints in Pipes of Steel 12Kh 18N10T" Welding Production, vol. 24, n. 9, pp. 22 - 26.

Walduck, B., 1989, "Plasma Welding in High Volume Production", Joining & Materials, July, pp. 326 - 328.

Walsh, D. W. & Nunes Jr, A. C., 1989, "Keyhole Flow Phenomena in VPPA Weldments", Proceedings of the 2nd International Conference on Trends in Welding Science and Technology, ASM International, Gatlinburg, Tennessee, USA, pp. 501 - 505, 14 - 18 May.

Walsh, D. W., Demmons, A. & Gibbs, D., 1998, "The Effects of Sulfide, Oxide and Halide Coatings on Bead Shape in Inconel 718 Weldments", Trends in Welding Research, Proceedings of the 5th International Conference, 1-5 June, Pine Mountain, Georgia, USA, pp. 526 - 529, ISBN: 0-87170-627-X.

Welding Design and Fabrication, 1992, "Plasma-Arc Cutting and Welding", Welding Design and Fabrication, June, pp. 23 - 56.

Weymueller, C. R., 1978, "Welding the Austenitic Stainless Steels", Welding Design & Fabrication, pp.82 - 86, June.

Woodard, L. D., 1989, "Microplasma Arc Welds Switches", Welding Design & Fabrication, pp. 67 – 69, March.

Woolcock, A. & Ruck, R. J., 1978, "Keyhole Plasma Arc Welding of Titanium Plate", *Metal Construction*, December, pp. 576 - 577.

Yoshioka, S., Miyazaki, T. & Komatsu, A., 1993, "Thin-Plate Welding by a High-Power Density Small Diameter Plasma Arc", *Annals of the CIRP*, vol. 42, n. 1, pp. 215 – 218.

Young, B., 1995, "Shielding and Purging Gases: Making the Right Selection", *Welding Journal*, pp. 47 - 50, January.

Zayarov, Y. V.; Sysolyatin, A. A. & Bozhenko, B. L., 1996, "Gas-Dynamic Effect on the Arc in Plasma Welding", *Welding International*, vol. 10, n. 5, pp. 408 - 409.

Zhang, Y. M. & Zhang, S. B., 2000, "Keyhole Stability and Sensing in Plasma Arc Welding Process", 7th Mechatronics Forum International Conference, 6 – 8 september, Atlanta, USA.