

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas

Dissertação de Mestrado

“Avaliação da ocorrência de constrição mecânica do arco na  
soldagem A-TIG de aços inoxidáveis austeníticos”

Autor: Guilherme Simões Pandolfi  
Orientador: Prof. Paulo José Modenesi

Fevereiro  
2016

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas

Guilherme Simões Pandolfi

AVALIAÇÃO DA OCORRÊNCIA DE CONSTRUIÇÃO MECÂNICA DO ARCO NA  
SOLDAGEM A-TIG DE AÇOS INOXIDÁVEIS AUSTENÍTICOS

Dissertação de Mestrado apresentada  
ao Programa de Pós-Graduação em  
Engenharia Metalúrgica, Materiais e de  
Minas da Universidade Federal de  
Minas Gerais.

Área de concentração: Metalurgia de  
Transformação  
Orientador: Prof. Paulo José Modenesi

Belo Horizonte  
Escola de Engenharia da UFMG  
2016

Dedico esta dissertação a Adonai e ao Senhor Jesus Cristo pela permissão e auxílio para concluí-la. Aos meus pais Aldo Mendes Pandolfi e Márcia Patrícia Simões Pandolfi, minha irmã Amanda Simões Pandolfi e meu irmão Henrique Simões Pandolfi, pelo constante apoio e incentivo.

## AGRADECIMENTOS

Primeiramente, a ADONAI ELOHIM, pela oportunidade de existir e viver para Sua glória.

A toda minha família, parentes e amigos, especialmente meus pais e irmãos pela confiança e contínua motivação.

Ao professor Paulo José Modenesi por aceitar o convite de orientação, na qual demonstrou humildade e prontidão em auxiliar nos momentos de dificuldade e dúvidas, além de muita sabedoria e sinceridade, e por todo conhecimento transmitido durante este trabalho.

Ao aluno voluntário Felipe Gabriel Pinheiro Rodrigues, do curso de Engenharia Metalúrgica e Materiais da UFMG, pela enorme colaboração e disposição na realização dos testes de soldagem e ao aluno de doutorado Frank de Mello Liberato pelas sugestões propostas e ajuda durante os testes.

Ao técnico de laboratório Eustáquio Roberto Apolinário pelo auxílio durante a execução dos testes de soldagem e ao aluno Davi Silva Alves, do curso de Engenharia Metalúrgica e Materiais da UFMG, pela ajuda no Laboratório de Metalografia.

Ao professor Dagoberto Brandão Santos pelo acesso ao Laboratório de Metalografia, além de seu auxílio durante as atividades.

A Aperam pelo fornecimento das chapas de aço utilizadas neste trabalho.

Ao CNPq e a CAPES-PROEX pelo suporte financeiro essencial para a realização desta dissertação.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas da UFMG pela oportunidade de obter o título de mestre e a todos que contribuíram para a conclusão deste trabalho.

## SUMÁRIO

<b>LISTA DE FIGURAS .....</b>	<b>viii</b>
<b>LISTA DE TABELAS .....</b>	<b>xii</b>
<b>LISTA DE NOTAÇÕES .....</b>	<b>xiv</b>
<b>RESUMO .....</b>	<b>xvii</b>
<b>ABSTRACT .....</b>	<b>xviii</b>
<b>1 - INTRODUÇÃO .....</b>	<b>19</b>
<b>2 - OBJETIVOS .....</b>	<b>21</b>
<b>3 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>22</b>
3.1 - Aços Inoxidáveis Austeníticos .....	22
3.2 - Processo TIG (Tungsten Inert Gas) .....	23
3.3 - Processo A-TIG (Active Flux TIG Welding) .....	24
3.3.1 - Histórico do processo A-TIG .....	24
3.3.2 - Descrição do processo A-TIG .....	25
3.3.3 - Vantagens e limitações do processo A-TIG .....	26
3.3.4 - Mecanismos associados ao aumento de penetração na soldagem A-TIG .....	30
3.3.4.1 - Convecção de Marangoni .....	30
3.3.4.2 - Constrição química do arco elétrico .....	32
3.3.4.3 - Constrição mecânica do arco elétrico .....	34
3.3.5 - Considerações sobre os mecanismos .....	35
3.3.6 - Características dos fluxos e sua influência no processo A-TIG .....	37
3.4 - Processo FB-TIG (Flux-Bounded TIG) ou Técnica da Constrição Direcionada .....	41
<b>4 - METODOLOGIA .....</b>	<b>45</b>
4.1 - Equipamentos e Materiais .....	46

4.1.1 - Equipamentos e bancada de soldagem .....	46
4.1.2 - Aquisição de dados .....	47
4.1.3 - Materiais .....	48
4.2 - Procedimento Experimental .....	48
4.2.1 - Preparação dos corpos de prova e aplicação dos fluxos .....	48
4.2.2 - Esquemas de deposição de fluxo .....	51
4.2.3 - Testes de soldagem .....	53
4.2.3.1 - Testes iniciais .....	53
4.2.3.2 - Testes principais .....	54
4.2.3.3 - Testes complementares .....	56
4.2.4 - Avaliação do processo de soldagem .....	56
4.2.4.1 - Sinais elétricos .....	56
4.2.4.2 - Filmagem frontal .....	57
4.2.4.3 - Filmagem lateral .....	61
4.2.5 - Caracterização do cordão de solda .....	62
4.2.5.1 - Análise macrográfica .....	62
4.2.5.2 - Análise microestrutural .....	63
4.2.6 - Análise estatística da influência dos fatores na morfologia do cordão de solda e tensão do arco elétrico .....	64
<b>5 - RESULTADOS E DISCUSSÕES .....</b>	<b>66</b>
5.1 - Verificação dos valores e centralização da abertura .....	66
5.2 - Aspectos do processo .....	69
5.2.1 - Análise dos dados elétricos do arco .....	69
5.2.2 - Aspectos do arco elétrico .....	74
5.2.2.1 - Filmagem frontal do arco elétrico .....	74
5.2.2.2 - Filmagem lateral do arco elétrico .....	77

5.3 - Aspectos macroscópicos do cordão .....	79
5.3.1 - Acabamento superficial dos cordões de solda .....	79
5.3.2 - Macrografias dos cordões de solda .....	80
5.4 - Análise da morfologia dos cordões de solda .....	81
5.4.1 - Comparação entre os testes complementares e os testes principais .....	81
5.4.2 - Influência dos fatores avaliados na morfologia do cordão de solda .....	82
5.4.2.1 - Largura do cordão.....	82
5.4.2.2 - Penetração do cordão .....	84
5.4.2.3 - Área fundida do cordão .....	86
5.4.2.4 - Razão penetração/largura (razão P/L) do cordão .....	87
5.4.2.5 - Considerações gerais sobre a morfologia do cordão de solda .....	89
5.4.2.6 - Considerações específicas sobre a morfologia do cordão de solda .....	90
5.4.3 - Análise da morfologia do cordão de solda com o uso da alumina .....	91
5.5 - Avaliação do teor de ferrita delta na zona fundida .....	92
<b>6 - CONCLUSÕES .....</b>	<b>95</b>
<b>7 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>97</b>
<b>8 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>98</b>

## LISTA DE FIGURAS

<b>Figura 3.1</b> - Esquemática do processo TIG: (a) Região do arco; (b) Montagem usual .....	24
<b>Figura 3.2</b> - Aplicação do fluxo na soldagem A-TIG por meio de pincelagem.....	26
<b>Figura 3.3</b> - Acabamento superficial das soldas para diversos fluxos utilizando argônio como gás de proteção.....	29
<b>Figura 3.4</b> - Curvas esquemáticas da tensão superficial com a temperatura em um metal líquido. (a) Material de alta pureza ( $d\gamma/dT < 0$ ) e (b) Material com elemento tenso-ativo acima do nível crítico ( $d\gamma/dT > 0$ ).....	31
<b>Figura 3.5</b> - Mecanismo da constrição química do arco elétrico na soldagem A-TIG..	33
<b>Figura 3.6</b> - Arco elétrico com proteção de hélio e presença de fluxo, revelando a formação de uma mancha anódica (seta em vermelho) na superfície da peça.....	35
<b>Figura 3.7</b> - Esquema do mecanismo de constrição mecânica para o aumento de penetração observado no processo A-TIG.....	35
<b>Figura 3.8</b> - Perfil transversal de temperatura na superfície da solda para soldagem TIG e A-TIG.....	37
<b>Figura 3.9</b> - Efeito de diferentes fluxos no formato do cordão de solda .....	39
<b>Figura 3.10</b> - Efeito da concentração superficial de fluxo ( $Cr_2O_3$ ) no formato do cordão de solda: (a) TIG, (b) A-TIG - 7,5 g/m <sup>2</sup> , (c) A-TIG – 15 g/m <sup>2</sup> , (d) A-TIG - 30 g/m <sup>2</sup> , (e) A-TIG - 60 g/m <sup>2</sup> , (f) A-TIG – 120 g/m <sup>2</sup> .....	40
<b>Figura 3.11</b> - Efeito da concentração superficial de diversos fluxos no formato do cordão de solda .....	40
<b>Figura 3.12</b> - Efeito da concentração superficial e do tamanho da partícula de sílica no formato do cordão de solda.....	41



<b>Figura 3.13</b> - Procedimento proposto para aplicação da camada de fluxo ativo na Técnica de Construção Direcionada .....	42
<b>Figura 3.14</b> - Penetração da solda e variação de tensão do arco em função da abertura entre camadas paralelas de sílica .....	44
<b>Figura 3.15</b> - Vista frontal do arco elétrico em soldagem de alumínio sem presença de fluxo (esquerda) e presença de sílica com abertura de 4 mm (direita).....	44
<b>Figura 4.1</b> - Fluxograma da metodologia utilizada no presente trabalho. ....	45
<b>Figura 4.2</b> - Fonte transistorizada multiprocessos INVERSAL 300 da IMC.....	46
<b>Figura 4.3</b> - Representação esquemática da montagem experimental.....	47
<b>Figura 4.4</b> - Materiais necessários para preparação e aplicação dos fluxos.....	49
<b>Figura 4.5</b> - Corpos de prova após a aplicação do fluxo. Os fluxos são alumina, cromita e sílica da esquerda para direita.....	50
<b>Figura 4.6</b> - Corpo de prova fixado na placa de cobre.....	50
<b>Figura 4.7</b> - Exemplos de amostras para determinação dos erros na preparação de máscaras com abertura. Da esquerda para a direita, têm-se aberturas de 2, 4 e 1 mm...	52
<b>Figura 4.8</b> - Contornos das amostras ressaltados com programa de processamento de imagem, indicando os termos medidos.....	52
<b>Figura 4.9</b> - Variações de tensão e corrente na transição entre a soldagem TIG e A-TIG. O intervalo entre as linhas tracejadas identifica a região de transição do processo TIG para A-TIG.....	57
<b>Figura 4.10</b> - Parâmetros medidos para análise: (a) largura do arco; (b) comprimento do arco estimado.....	59
<b>Figura 4.11</b> - Arco elétrico com menor luminosidade: (a) sem o uso da ferramenta “Threshold”; (b) com o uso da ferramenta “Threshold” .....	60
<b>Figura 4.12</b> - Metodologia para análise da deflexão do arco na filmagem lateral.....	61

<b>Figura 4.13</b> - Procedimento de corte para análise macrográfica.....	63
<b>Figura 4.14</b> - Exemplos de medições dos parâmetros do cordão de solda: (a) largura; (b) penetração e (c) área fundida. ....	63
<b>Figura 4.15</b> - Feritscope Fischer MP30. ....	64
<b>Figura 5.1</b> - Efeitos principais do tipo de fluxo, densidade e abertura na variação da tensão do arco. A linha tracejada vermelha representa a média geral de variação da tensão do arco. ....	72
<b>Figura 5.2</b> - Análise de interação entre tipo de fluxo, densidade e abertura na variação da tensão do arco.....	73
<b>Figura 5.3</b> - Imagens da filmagem frontal do arco referente ao teste S60/0. As três imagens superiores correspondem à região sem fluxo e as três inferiores com fluxo....	74
<b>Figura 5.4</b> - Imagens da filmagem lateral da região do arco durante o teste S60/0. As três imagens superiores correspondem à região do cordão sem fluxo e as três inferiores, com fluxo. O sentido de soldagem é da esquerda para a direita. ....	77
<b>Figura 5.5</b> - Aspecto dos cordões de solda dos testes: (a) C30/1; (b) C60/0; (c) S30/1; (d) S60/0; (e) A30/1; (f) A60/0.....	80
<b>Figura 5.6</b> - Macrografias de soldas TIG (coluna esquerda) e A-TIG (coluna direita) dos corpos de prova número: (a) C30/1; (b) S30/1 e (c) A30/1. ....	81
<b>Figura 5.7</b> - Efeitos principais do tipo de fluxo, densidade e abertura na variação da largura do cordão. A linha tracejada vermelha representa a média geral de variação da largura do cordão. ....	82
<b>Figura 5.8</b> - Análise de interação entre tipo de fluxo, densidade e abertura na variação da largura do cordão. ....	83
<b>Figura 5.9</b> - Efeitos principais do tipo de fluxo, densidade e abertura na variação da penetração do cordão. A linha tracejada vermelha representa a média geral de variação de penetração do cordão. ....	84

- Figura 5.10** - Análise de interação entre tipo de fluxo, densidade e abertura na variação de penetração do cordão. .... 85
- Figura 5.11** - Efeitos principais do tipo de fluxo, densidade e abertura na variação da área fundida do cordão. A linha tracejada vermelha representa a média geral de variação da área fundida do cordão. .... 86
- Figura 5.12** - Análise de interação entre tipo de fluxo, densidade e abertura na variação da área fundida do cordão. .... 86
- Figura 5.13** - Efeitos principais do tipo de fluxo, densidade e abertura na variação da razão P/L do cordão. A linha tracejada vermelha representa a média geral de variação da razão P/L do cordão. .... 87
- Figura 5.14** - Análise de interação entre tipo de fluxo, densidade e abertura na variação da razão P/L do cordão. .... 88
- Figura 5.15** - Micrografias do teste C60/0: (a) TIG com aumento de 200 X; (b) TIG com aumento de 500 X; (c) A-TIG com aumento de 200 X e (d) A-TIG com aumento de 500 X. .... 94

**LISTA DE TABELAS**

<b>Tabela III.1</b> - Vantagens, limitações e principais aplicações do processo GTAW .....	24
<b>Tabela III.2</b> - Análise de custos do processo TIG mecanizado comparado com o processo A-TIG para aços inoxidáveis austeníticos com 6 mm de espessura.....	28
<b>Tabela IV.1</b> - Composição química do metal base utilizado (Dados da Aperam). .....	48
<b>Tabela IV.2</b> - Parâmetros de soldagem utilizados para os testes experimentais .....	53
<b>Tabela IV.3</b> - Fluxos, densidades superficiais e aberturas avaliadas neste estudo .....	55
<b>Tabela IV.4</b> - Projeto experimental dos testes principais .....	55
<b>Tabela V.1</b> - Cálculo das aberturas e sua centralização na máscara .....	66
<b>Tabela V.2</b> - Cálculo das aberturas e sua centralização na máscara .....	67
<b>Tabela V.3</b> - Análise de erro experimental das medidas realizadas .....	67
<b>Tabela V.4</b> - Avaliação da metodologia para obtenção das aberturas desejadas.....	68
<b>Tabela V.5</b> - Massa de fluxo aplicada para cada valor de abertura .....	69
<b>Tabela V.6</b> - Dados de tensão do arco elétrico no processo TIG e A-TIG .....	70
<b>Tabela V.7</b> - Corrente do arco elétrico no processo TIG e A-TIG .....	71
<b>Tabela V.8</b> - Análise de variância para a variação de tensão do arco elétrico.....	73
<b>Tabela V.9</b> - Variação da largura e do comprimento do arco entre os processos A-TIG e TIG.....	75
<b>Tabela V.10</b> - Análise estatística referente à variação do comprimento do arco.....	75
<b>Tabela V.11</b> - Análise estatística referente à diferença de penetração do cordão entre os testes complementares e os testes principais correspondentes .....	82
<b>Tabela V.12</b> - Análise de variância para a variação da largura do cordão.....	83

<b>Tabela V.13</b> - Análise de variância para a variação de penetração do cordão.....	85
<b>Tabela V.14</b> - Análise de variância para a variação da área fundida do cordão .....	87
<b>Tabela V.15</b> - Análise de variância para a variação da razão P/L do cordão .....	88
<b>Tabela V.16</b> - Análise estatística sobre o efeito da alumina no cordão de solda.....	92
<b>Tabela V.17</b> - Teor percentual de ferrita delta na zona fundida do cordão de solda .....	92

**LISTA DE NOTAÇÕES**

A:	Ampère
A-TIG:	Active Flux TIG Welding
Abertura	Distância entre duas camadas paralelas de fluxo
AISI:	American Iron and Steel Institute
Al:	Alumínio
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> :	Alumina ou Óxido de alumínio (III)
Ar:	Argônio
Ca:	Cálcio
CaO:	Cal ou óxido de cálcio
CC-:	Corrente contínua eletrodo negativo
Ce:	Cério
cm/min:	Centímetros por minuto
Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub> :	Cromita ou óxido de cromo (III)
Cu <sub>2</sub> O:	Óxido de cobre (I)
Curva $\gamma$ -T:	Curva de tensão superficial em função da temperatura
$d\gamma/dT$ :	Gradiente térmico da tensão superficial
EBW:	Electron Beam Welding
FB-TIG:	Flux Bounded TIG Welding
FeO:	Óxido de ferro (II)
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> :	Hematita ou Óxido de ferro (III)
g:	Grama
g/m <sup>2</sup> :	Grama por metro quadrado
GMAW:	Gas Metal Arc Welding
GTAW:	Gas Tungsten Arc Welding
H <sub>a</sub> :	Hipótese alternativa

He:	Hélio
$H_0$ :	Hipótese nula
K:	Kelvin
L	Largura do cordão
L/min:	Litros por minuto
La:	Lantânio
LabSEND	Laboratório de Soldagem e Ensaios não Destrutivos
LBW:	Laser Beam Welding
$L_f$ :	Meia largura máxima do arco na direção de seu avanço
LN:	Low Nitrogen
LRSS:	Laboratório de Robótica, Soldagem e Simulação
$L_t$ :	Meia largura máxima do arco na direção oposta ao seu avanço
Ma:	Número de Marangoni
mg:	Miligrama
mm:	Milímetro
$mm^2$ :	Milímetro quadrado
Mn:	Manganês
MnO:	Óxido de manganês (II)
MnO <sub>2</sub> :	Óxido de manganês (IV)
MoO <sub>3</sub> :	Trióxido de molibdênio
NaCl:	Cloreto de sódio
NiO <sub>2</sub> :	Óxido de níquel (IV)
O:	Oxigênio
p-valor:	Probabilidade de se obter uma estatística de teste igual ou mais extrema que aquela observada em uma amostra, sob a hipótese nula.

P:	Penetração do cordão
PA:	Pureza analítica
PAW:	Plasma Arc Welding
ppm:	Parte por milhão
PWI:	Paton Institute of Electric Welding
Razão P/L:	Razão entre a penetração e a largura do cordão de solda
S:	Enxofre
Se:	Selênio
Si:	Silício
SiO <sub>2</sub> :	Sílica
SMAW:	Shielded Metal Arc Welding
Te:	Telúrio
Ti:	Titânio
TIG:	Tungsten Inert Gas
TiO <sub>2</sub> :	Óxido de titânio (IV)
TWI:	The Welding Institute
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais
V:	Volt
ZF:	Zona fundida
$\alpha$ :	Ferrita alfa
$\Delta U$ :	Variação de tensão
$\gamma$ :	Tensão superficial



## RESUMO

O presente trabalho tem como objetivo avaliar, mediante a filmagem do arco e análise dos parâmetros elétricos de soldagem, indícios de sua constrição devido ao isolamento elétrico e térmico causado por fluxos de óxidos de um único componente na soldagem A-TIG e FB-TIG de aços inoxidáveis austeníticos. Avaliou-se, em conjunto com a filmagem, a variação da tensão do arco elétrico e a morfologia do cordão de solda na soldagem A-TIG com diferentes fluxos ( $\text{SiO}_2$ ,  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  e  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ), aplicados na superfície do metal base com duas densidades superficiais ( $30$  e  $60 \text{ g/m}^2$ ) e aberturas centrais sem fluxo ( $0$ ,  $1$ ,  $2$  e  $4 \text{ mm}$ ). Os resultados mostraram que não houve mudança significativa na largura do arco elétrico nas condições experimentais utilizadas, não comprovando uma possível constrição mecânica no arco elétrico devido ao isolamento elétrico e térmico causado pelos fluxos. A filmagem lateral do arco elétrico indicou sua deflexão em sentido oposto ao de seu avanço para os três fluxos, sendo o efeito causado pelo fluxo de sílica o mais significativo. A colocação de uma abertura central sem fluxo causou, comparado aos testes sem abertura, a diminuição da penetração e da área fundida do cordão, além da redução da largura do cordão. Observou-se que valor mínimo da largura do cordão ocorreu, em média, para uma abertura em torno de  $2 \text{ mm}$ . Embora a redução da largura do cordão com a presença da abertura central sem fluxo seja esperada considerando-se a existência de constrição mecânica, este resultado também pode estar relacionado com a convecção de Marangoni. Assim, devido à ausência de indícios de constrição do arco na sua filmagem, e levando em conta o comportamento da morfologia do cordão de solda em relação à presença da abertura central sem fluxo, os resultados deste trabalho apoiam a hipótese de que a convecção de Marangoni seja o principal mecanismo responsável pelo aumento de penetração na soldagem A-TIG de aços inoxidáveis austeníticos.

**Palavras-chave:** GTAW, A-TIG, FB-TIG, Formato do cordão, Arco elétrico.

## ABSTRACT

This paper aims to evaluate, by filming the electrical arc and evaluating its electrical parameters, indications of its constriction by the thermal and electrical insulation caused by oxides of a single component in A-TIG and FB-TIG welding of austenitic stainless steels. Changes in arc dimensions, in its electric voltage and in weld bead morphology by three single component oxide fluxes ( $\text{SiO}_2$ ,  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  e  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) applied with two surface densities (30 e 60  $\text{g/m}^2$ ), and with and without a flux free central strip (of 1, 2, and 4 mm) were studied. Results showed no significant change in width of the electric arc for the experimental conditions used, therefore, not supporting a possible mechanical constriction in the electric arc by oxide electrical and thermal insulation. Lateral filming indicated that the arc is delayed by the fluxes with silica causing the strongest effect. The presence of clean central strip in the flux layer decreased weld penetration and weld bead cross section, besides the reduction of the width of the bead. Results also suggest that a minimum bead width exists for an opening of about 2 mm. Arc constriction is usually used to explain bead width reduction by a flux-free the central opening. However, this can also be relate to Marangoni convection. Therefore, the results of the present work seem to support Marangoni convection as the main mechanism responsible for increasing penetration in A-TIG welding of stainless austenitic steels.

**Key-words:** GTAW, A-TIG, FB-TIG, Weld bead shape, Electric arc.

## 1 - INTRODUÇÃO

O processo de soldagem TIG é amplamente utilizado na soldagem de aços inoxidáveis austeníticos. Embora a soldagem TIG tenha vantagens como a possibilidade de execução de soldas com alta qualidade e ótimo acabamento superficial, sua aplicação é mais adequada para materiais com espessura inferior a 10 mm e mais comumente entre 0,2 e 3 mm. Este processo tende a apresentar, em comparação com outros processos usuais de soldagem a arco, uma baixa produtividade, limitando sua aplicação industrial.

Para superar a baixa produtividade do processo TIG foi desenvolvido o processo de soldagem A-TIG (Active Flux TIG Welding), uma variante simples do processo TIG convencional que não requer nenhum equipamento especial. Sua característica principal é o uso de uma cobertura de fluxo sólido aplicado na superfície a ser soldada do material, causando aumentos de até 300 % na penetração do cordão de solda. Consequentemente, a implementação do processo A-TIG pode resultar, além do aumento significativo na penetração da solda em aços inoxidáveis austeníticos, uma diminuição dos custos de produção e um aumento na produtividade. No caso de aços inoxidáveis austeníticos os fluxos utilizados são óxidos de um único componente ou uma mistura destes.

Uma limitação importante da soldagem A-TIG reside na formação de escória sobre a superfície da solda, o que pode reduzir a qualidade de seu acabamento superficial. A formação de escória se torna mais indesejável no caso de soldas em vários passes. Além disso, deve-se considerar a possibilidade de contaminação ou fragilização do metal de solda em função das interações entre o fluxo e o metal fundido.

O processo FB-TIG (Flux-Bounded TIG) ou Técnica da Constrição Direcionada é uma variação do processo A-TIG, em que camadas paralelas de fluxo são aplicadas com uma abertura entre elas. O processo visa diminuir o efeito negativo do fluxo sobre o acabamento superficial sem comprometer o aumento de penetração observado no processo A-TIG. Além disso, esta técnica possibilita ao arco seguir trajetos com ligeiros desvios de linearidade, de modo que juntas preparadas com pequenos desvios em relação ao trajeto da tocha de soldagem podem ser soldadas satisfatoriamente.

Diversos mecanismos são propostos na literatura para explicar o aumento de penetração observado no processo A-TIG, dentre eles: a convecção de Marangoni, a constrição química do arco elétrico, as forças eletromagnéticas (forças de Lorentz), a constrição mecânica do arco elétrico e as forças de arraste aerodinâmico geradas pelo jato plasma.

Embora a maioria da literatura atualmente tenda a considerar a convecção de Marangoni como o mais importante mecanismo responsável pelo aumento da penetração na soldagem A-TIG, muitos autores ainda consideram alguns dos outros mecanismos como mais importantes. Em particular, resultados da soldagem FB-TIG e outros dados sugerem que a redução da largura do arco devido ao isolamento elétrico causado pelo fluxo (constrição mecânica) pode contribuir de forma significativa para o aumento da penetração.

Este trabalho visa contribuir para determinação da ocorrência de constrição mecânica do arco na soldagem A-TIG de aços inoxidáveis austeníticos com fluxos de óxidos de um único componente mediante a avaliação dos parâmetros do processo e a filmagem do arco. Os resultados dos ensaios feitos foram usados, também, para analisar o efeito da composição, densidade superficial e forma de aplicação do fluxo no formato do cordão de solda.

## **2 - OBJETIVOS**

O presente trabalho tem como objetivo básico avaliar a ocorrência de constrição mecânica do arco e seu efeito no formato do cordão na soldagem A-TIG e FB-TIG de aços inoxidáveis austeníticos com diferentes fluxos de óxidos de um único componente.

Podem-se destacar, entre os seus objetivos específicos:

- Avaliar a ocorrência de deflexão lateral e longitudinal do arco elétrico por meio de sua filmagem frontal e lateral.
- Avaliar como a abertura central sem fluxo afeta a morfologia do cordão de solda, a tensão e na corrente do arco elétrico.
- Analisar como a quantidade e o tipo de fluxo aplicado influenciam na morfologia do cordão de solda, na tensão e na corrente do arco elétrico.
- Avaliar os efeitos da presença de fluxo no acabamento superficial dos cordões de solda e na microestrutura da zona fundida, em particular, no seu teor de ferrita delta.

### **3 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

#### **3.1 - Aços Inoxidáveis Austeníticos**

Os aços inoxidáveis são ligas ferrosas caracterizadas pela excelente resistência à corrosão, e compostas, em sua maioria, por ferro e cromo (Fe-Cr) ou ferro, cromo e níquel (Fe-Cr-Ni). Podem ainda conter elementos de liga, como carbono (C), nitrogênio (N), molibdênio (Mo), manganês (Mn), nióbio (Nb), titânio (Ti), entre outros. A classificação usual dos aços inoxidáveis é feita através de sua microestrutura após processamento final. Esta é resultante do balanço de elementos de liga e dos tratamentos térmicos e mecânicos aplicados. (MODENESI, 2011).

Os aços inoxidáveis austeníticos contêm, geralmente, entre 18 e 30 %, em massa, de cromo, 8 a 20 %, de níquel e menos de 0,1 %, de carbono, sendo o mais utilizado o AISI 304. Estes aços têm ampla aplicação devido à excelente resistência geral à corrosão, a qual pode ser melhorada através do aumento do teor de liga, particularmente níquel, cromo e molibdênio. (BHADESHIA e HONEYCOMBE, 2006; KRAUSS, 2005).

O cromo adicionado sozinho ao ferro tende a reduzir o campo austenítico e favorecer a formação de ferrita, no entanto, quando adicionado a um aço contendo níquel retarda a cinética da transformação austenita → ferrita  $\alpha$ , facilitando a estabilização da austenita à temperatura ambiente (BHADESHIA e HONEYCOMBE, 2006).

A presença de cromo aumenta significativamente a resistência à corrosão do aço, formando uma película de óxido estável muito fina sobre a superfície, da ordem de apenas algumas camadas de átomos de espessura. Os aços inoxidáveis cromo-níquel são os materiais mais utilizados em uma vasta gama de ambientes corrosivos, tanto em temperatura ambiente quanto elevada. Somado a isso, os aços austeníticos não apresentam transição dúctil-frágil, que causa diversos problemas nos aços inoxidáveis ferríticos. (BHADESHIA e HONEYCOMBE, 2006; KRAUSS, 2005).

Apresentações mais detalhadas sobre este tema podem ser encontradas em inúmeros trabalhos, como, por exemplo, em capítulos dos livros de BHADESHIA e

HONEYCOMBE (2006) e de KRAUSS (2005). Aspectos metalúrgicos da soldagem dos aços inoxidáveis podem ser encontrados no livro de LIPPOLD e KOTECHI (2005).

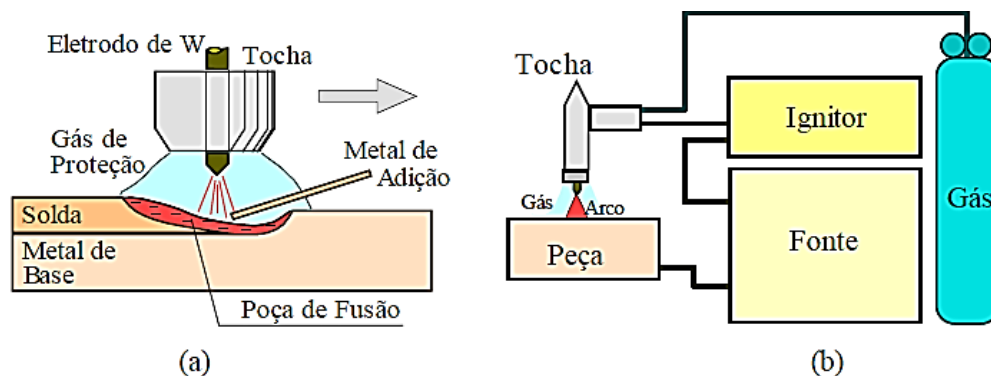
### **3.2 - Processo TIG (Tungsten Inert Gas)**

Durante a Segunda Guerra Mundial, a indústria aeronáutica necessitava de um novo método para a soldagem de magnésio e alumínio (WEMAN, 2012). Como o hélio, um gás inerte menos denso que o ar, existia naturalmente no EUA e era prontamente disponível e barato, ele foi utilizado como um gás de proteção para evitar a oxidação indevida do alumínio durante a soldagem. Assim, o processo ficou conhecido inicialmente como Heliarc (MUNCASTER, 1991).

A soldagem TIG parece ter se tornado comercialmente disponível no Reino Unido e na Europa após o desenvolvimento da BOC Industrial Gases, em torno de 1948. No entanto, como o hélio era, e continua sendo, muito caro, a BOC Industrial Gases iniciou a produção de argônio, um gás inerte mais denso do que o ar, obtendo-o como um subproduto da liquefação do ar para a produção de oxigênio (MUNCASTER, 1991).

A soldagem TIG (Tungsten Inert Gas) é um processo de união obtido pelo aquecimento dos materiais por um arco estabelecido entre um eletrodo não consumível de tungstênio e a peça. A proteção do eletrodo e da zona da solda é feita por um gás inerte, normalmente o argônio, ou mistura de gases inertes (Ar e He). Metal de adição pode ser utilizado ou não (MODENESI *et al.*, 2009). O gás fornecido tem duas funções, gerar o arco e evitar a oxidação indesejável da ponta do eletrodo e do cordão de solda (LUCAS, 1990). A Figura 3.1 mostra de forma esquemática a região do arco elétrico e o equipamento usado neste processo.

O processo TIG é bastante utilizado em situações que necessitam unir componentes fundamentais, como as que requerem aporte térmico controlado. A pequena intensidade da fonte de calor proporcionada pelo arco com eletrodo de tungstênio é adequada para a soldagem de peças com menor espessura (LUCAS, 1990). A Tabela III.1 apresenta as vantagens, limitações e aplicações do processo GTAW.



**Figura 3.1** - Esquemática do processo TIG: (a) Região do arco; (b) Montagem usual (MODENESI *et al.*, 2009).

**Tabela III.1** - Vantagens, limitações e principais aplicações do processo GTAW (MODENESI e MARQUES, 2013)

Vantagens e limitações	Aplicações
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Excelente controle da poça de fusão.</li> <li>• Permite soldagem sem o uso de metal de adição.</li> <li>• Permite mecanização e automação do processo.</li> <li>• Usado para soldar a maioria dos metais.</li> <li>• Produz soldas de alta qualidade e excelente acabamento.</li> <li>• Gera pouco ou nenhum respingo.</li> <li>• Exige pouca ou nenhuma limpeza após a soldagem.</li> <li>• Permite a soldagem em qualquer posição.</li> <li>• Produtividade relativamente baixa.</li> <li>• Custo de consumíveis e equipamento é relativamente elevado.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Soldagem de precisão ou de elevada qualidade.</li> <li>• Soldagem de peças de pequena espessura e tubulações de pequeno diâmetro.</li> <li>• Execução do passe de raiz em tubulações.</li> <li>• Soldagem de ligas especiais, não ferrosas e materiais exóticos.</li> </ul>

### 3.3 - Processo A-TIG (Active Flux TIG Welding)

#### 3.3.1 - Histórico do processo A-TIG

Nas décadas de 1960 e 1970, um fenômeno inesperado tornou-se evidente com o uso crescente da soldagem TIG mecanizada de aços inoxidáveis e de ligas não ferrosas sem o uso de metal de adição (MODENESI, 2013). Foram observadas alterações significativas na razão entre a penetração e a largura do cordão (P/L) e no aspecto do cordão que foram relacionadas com diferenças, em geral, muito pequenas, em teores de



elementos como Al, Se, Ti, Mn, Si e, principalmente, S e O. Cordões mais largos e rasos podiam apresentar a superfície do cordão azulada, enquanto que os mais estreitos e profundos apresentavam uma cor mais amarelada (METCALFE, 1977; citado por MODENESI, 2013).

O processo de soldagem TIG que utiliza fluxos ativos (Active Flux TIG Welding ou A-TIG) foi concebido, na década de 60, para soldagem de titânio pelo Paton Institute of Electric Welding, em Kiev, Ucrânia (MODENESI *et al.*, 2013). Esta variação da soldagem TIG foi desenvolvida visando o aumento na penetração de juntas (TSENG e HSU, 2010). No entanto, apenas em meados de 1990 que se iniciou a investigação do uso da soldagem A-TIG em aplicações industriais, a partir da parceria do The Welding Institute (TWI) com o Paton Institute of Electric Welding (PWI) (HOWSE, 2002).

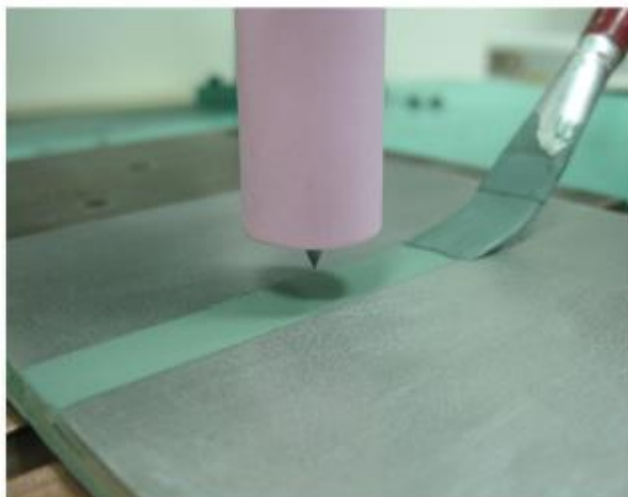
### **3.3.2 - Descrição do processo A-TIG**

O processo A-TIG é uma variante simples do processo TIG convencional que não requer nenhum equipamento especial. A principal característica deste processo é o uso de uma cobertura de fluxo que é aplicada na superfície do material a ser soldada. Enquanto o fluxo vai sendo vaporizado e decomposto pela ação do arco, os ingredientes ativos vão sendo transferidos diretamente para zona do plasma e a poça de fusão. É necessário pouquíssimo fluxo para afetar o arco e a poça de fusão, por isso a aplicação de uma pequena camada (dezenas ou centenas de microns) é suficiente (TWI, 1995).

O fluxo ativo consiste de óxidos e/ou sais halogênicos em forma de pó com granulometria inferior a 400 mesh, que são aplicados, em geral, com acetona, formando uma pasta. Esta pasta é aplicada por meio de um pincel (Figura 3.2) ou spray na região de interesse. A acetona evapora em poucos segundos deixando uma camada de fluxo na superfície. O fluxo em pó fica suficientemente aderido na superfície do aço, permitindo o seu uso em diversas posições (AZEVEDO *et al.*, 2006).

Na soldagem com fluxo ativo, recomenda-se que a camada apresente uma espessura uniforme para assegurar a reprodutibilidade dos resultados, além de uma boa aderência ao material de base para suportar a força do arco durante a soldagem (MARYA, 2002; citado por AZEVEDO *et al.*, 2006). VILARINHO *et al.* (2009) sugerem que a técnica

mais adequada é a pulverização de fluxo com spray, garantindo uniformidade da espessura e pequeno tempo de secagem.



**Figura 3.2** - Aplicação do fluxo na soldagem A-TIG por meio de pincelagem (TSENG, 2013).

Segundo RÜCKERT *et al.* (2007), a espessura do revestimento é um parâmetro essencial na soldagem A-TIG, sendo recomendado, em geral, não ultrapassar 200  $\mu\text{m}$ . Os autores observaram que a espessura de fluxo ideal varia entre 40 e 70  $\mu\text{m}$  para a sílica, dependendo da corrente de soldagem. Com a espessura ideal, o revestimento dobrou a penetração da solda a um determinado nível de corrente, porém ao aumentar ainda mais a espessura do revestimento, o desempenho global em termos de penetração foi reduzido. Assim, a otimização dos parâmetros de aplicação do fluxo é o primeiro passo para sua automatização, visando possíveis aplicações industriais.

De forma análoga, RÜCKERT e HUNEAU (2004); citado por VILARINHO *et al.* (2009), mostraram que a penetração aumenta com a espessura de fluxo até, aproximadamente, 50  $\mu\text{m}$  de espessura, e depois diminui.

### **3.3.3 - Vantagens e limitações do processo A-TIG**

Embora o processo TIG tenha como principais vantagens a execução de soldas com alta qualidade e ótimo acabamento superficial, sua aplicação é restrita. De acordo com MODENESI *et.al.* (2013), as principais desvantagens do processo TIG incluem: (a) limitação quanto à máxima espessura soldável, particularmente em operações que

tiverem de ser executadas em um único passe, (b) elevada sensibilidade do formato do cordão a variações da composição química do metal de base e (c) menor taxa de deposição do que as taxas usualmente obtidas com processos de soldagem com eletrodo consumível.

Na soldagem TIG com proteção de argônio, a espessura máxima para soldagem de aços inoxidáveis austeníticos em passe único é normalmente restrita a aproximadamente 3 mm (VASUDEVAN, 2008). O processo A-TIG tem recebido uma atenção especial nos últimos anos em função de usar um equipamento para soldagem TIG 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”. Além disto, mesmo considerando a faixa de espessura coberta pelo TIG, o processo com fluxo ativo permite utilizar maiores velocidades de soldagem (RICHETTI e FERRARESI, 2003).

De acordo com LUCAS e HOWSE (1996), placas com espessura de 6 mm ou mais podem ser soldadas em um único passe, sem abertura de chanfro, possibilitando um grande aumento na produtividade. VASUDEVAN (2008) cita ter obtido penetrações em único passe entre 10 e 12 mm nos aços inoxidáveis AISI 304 LN e 316 LN.

Segundo MODENESI (2013), além do aumento de penetração, são mudanças típicas no cordão de solda devido à presença do fluxo a redução da largura do cordão, aumento da área fundida na seção transversal do cordão, formação de uma cratera mais alongada e mais profunda e maior tendência à formação de mordedura.

O processo A-TIG não é suscetível à variabilidade na profundidade de penetração causada por variações na composição química do metal base. Este processo permite soldar uma vasta gama de aços inoxidáveis austeníticos, utilizando o mesmo procedimento de soldagem, incluindo os aços "limpos", contendo, por exemplo, baixo teor de enxofre e níveis elevados de cálcio (HOWSE, 2002).

De acordo com VASUDEVAN (2008), a implementação do processo A-TIG pode resultar num aumento significativo na penetração da solda em aços inoxidáveis austeníticos, além da redução da distorção do material, diminuição dos custos, aumento

da produtividade e melhoria na qualidade global. A soldagem A-TIG pode produzir cordões de solda com propriedades mecânicas superiores em comparação com as obtidas pelo processo TIG, como por exemplo, o aumento no limite de resistência. A Tabela III.2 mostra um comparativo entre os custos do processo TIG e A-TIG.

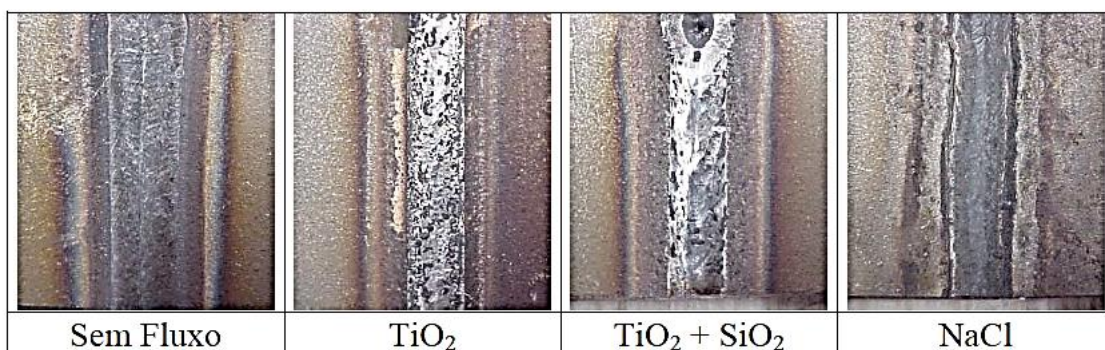
**Tabela III.2** - Análise de custos do processo TIG mecanizado comparado com o processo A-TIG para aços inoxidáveis austeníticos com 6 mm de espessura (HOWSE, 2002).

Item	Custo (Libras/metro)	
	TIG Convencional	A-TIG
Gás argônio	0,82	0,31
Metal de adição	3,05	-
Mão de obra (20 libras por hora)	25,64	5,13
Fábrica	0,32	0,06
Energia	0,04	0,02
Fluxo A-TIG	-	8,00
<b>Total</b>	<b>29,87</b>	<b>13,21</b>

A principal desvantagem da soldagem A-TIG reside na propensão à formação de escória sobre a superfície da solda, o que pode reduzir a qualidade de seu acabamento superficial (Figura 3.3). Isto se torna mais indesejável no caso de soldas em vários passes, pois a escória formada deve ser adequadamente removida para evitar a possibilidade da ocorrência de inclusões em passes subsequentes. Além disso, deve-se considerar 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; MODENESI *et al.*, 2000). Desta forma, fica evidente que a utilização desta técnica como proposta na literatura pode não ser viável quando um dos requisitos exigidos é o acabamento superficial das soldas (RICHETTI, 2003).

O processo A-TIG também possui outras peculiaridades operacionais. Segundo MODENESI *et al.* (2013), o processo A-TIG apresenta indícios de uma menor estabilidade, por exemplo, uma maior variabilidade da tensão de soldagem. Esta menor estabilidade foi atribuída, em parte, a alguma heterogeneidade na distribuição do fluxo, contudo, parece ser inerente ao uso do fluxo, o que foi confirmado por mudanças no

aspecto superficial do cordão (maior variação na sua largura e formação de mordeduras).



**Figura 3.3** - Acabamento superficial das soldas para diversos fluxos utilizando argônio como gás de proteção (Modificada de RICHETTI, 2003).

TSENG e HSU (2010) verificaram aumentos de tensão do arco quando o processo A-TIG foi utilizado, tendo como efeito positivo o aumento da potência térmica na soldagem. O calor refletido, devido à natureza refratária e isolante dos fluxos gerou um sobreaquecimento da ponta dos eletrodos, permitindo que partículas do eletrodo se incorporassem à poça de fusão, contaminando o metal de solda TIG no caso de eletrodos de menor diâmetro. Assim, para a obtenção de soldas de alta qualidade e estabilidade do arco, eletrodos com maiores diâmetros são requeridos no processo A-TIG.

No trabalho de LI *et al.* (2007), os resultados indicaram que o SiO<sub>2</sub> pode aumentar a tensão do arco, enquanto que não há alteração para o TiO<sub>2</sub>. No entanto, a mudança na tensão do arco depende do material e, em alguns casos, o fluxo pode ainda reduzir a tensão (MIDDEL, 2000, citado por VILARINHO *et al.*, 2009).

Outra dificuldade da soldagem A-TIG está na seleção de um fluxo para uma determinada aplicação ou material. Isto recai, principalmente, sobre a não divulgação da sua composição química, a qual normalmente é considerada como um segredo industrial (RICHETTI e FERRARESI, 2003).

### **3.3.4 - Mecanismos associados ao aumento de penetração na soldagem A-TIG**

Na literatura, diversos mecanismos são propostos para explicar o aumento de penetração observado no processo A-TIG. Dentre eles estão a convecção de Marangoni, a constrição química do arco elétrico, as forças eletromagnéticas (forças de Lorentz), a constrição mecânica do arco elétrico e as forças de arraste aerodinâmico geradas pelo arco plasma. No entanto, aqui serão descritos apenas os mecanismos mais citados e que, em geral, são vistos como os mais influentes no aumento de penetração.

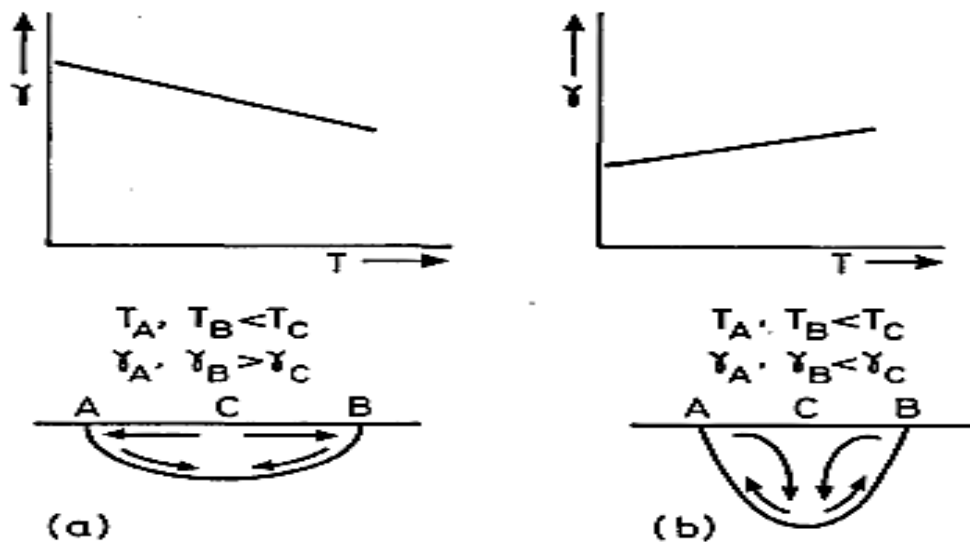
#### **3.3.4.1 - Convecção de Marangoni**

Como citado anteriormente, nas décadas de 1960 e 1970 foram observadas alterações significativas na relação entre a penetração e a largura do cordão (P/L) e no aspecto do cordão na soldagem TIG mecanizada e autógena de aços inoxidáveis e de ligas não ferrosas. Inicialmente, para explicar a influência de pequenas variações na composição química do metal base na penetração da solda, foram realizadas três propostas; (a) alterações nas características do arco; (b) mudanças na energia de interface líquido/vapor ou sólido/vapor; (c) diferença na direção do fluxo de metal na poça de fusão produzido por gradientes de tensão superficial. Inicialmente, a penetração variável de soldas foi correlacionada com a concentração de elementos tais como Al e Ti, e eventualmente, com os elementos tenso-ativos no ferro, como O, S, e Se (MILLS e KEENE, 1990). De acordo com a ASM (1993), elementos tais como S, O, Se e Te aumentam a penetração, enquanto Ca, Al, Ce, La, Si e Ti diminuem a penetração.

HEIPLE e ROPER (1982) propuseram que a variação na penetração estava relacionada com o fluxo superficial de metal na poça de fusão, e que este fluxo era alterado pela presença de elementos tenso-ativos, tais como S ou O, no ferro. Estes elementos provocam dois efeitos na tensão superficial do ferro: (a) sua queda dramática pouco acima da temperatura de fusão e (b) mudança na derivada  $dy/dT$ , de um valor negativo para um valor positivo, quando o teor de S ou O excede um nível crítico. A Figura 3.4 esquematiza este comportamento. A curva (a) representa a convecção de Marangoni enquanto que a (b) é a inversão da convecção de Marangoni.

Assim, HEIPLE e ROPER (1982) admitem que no caso de aços com baixo teor de S, a curva  $\gamma$ -T tem uma inclinação negativa e, portanto, a tensão superficial na região menos aquecida (borda da poça de fusão) seria maior que no centro da mesma, e um fluxo radial de metal líquido do centro para a borda ocorreria. Assim, este fluxo levaria metal líquido mais aquecido para a borda da poça e a solidificação ocorreria na interface, tornando a poça mais larga. Diferentemente, em aços com maior teor de S, a tensão superficial seria maior no centro, levando a um fluxo radial de metal líquido da borda para o centro. Isto provocaria no centro da poça um fluxo vertical de metal líquido de cima para baixo, deslocando a frente de solidificação para baixo, com consequente, aumento de penetração da solda. Neste raciocínio, segue que a direção do fluxo de metal líquido ao longo da superfície gerada pelas forças termocapilares seria a principal causa da penetração variável de soldas.

Este comportamento é conhecido como convecção de Marangoni, em homenagem ao físico italiano Carlo Marangoni, que estudou este fenômeno no século XIX. O fenômeno é também chamado de convecção termocapilar (MODENESI, 2013).



**Figura 3.4** - Curvas esquemáticas da tensão superficial com a temperatura em um metal líquido. (a) Material de alta pureza ( $d\gamma/dT < 0$ ) e (b) Material com elemento tenso-ativo acima do nível crítico ( $d\gamma/dT > 0$ ) (MILLS e KEENE, 1990).

Segundo MILLS *et al.* (1998), observações experimentais mostram que a inversão do sentido de convecção na poça de fusão em aços inoxidáveis austeníticos ocorre para teores de enxofre tipicamente entre 30 e 60 ppm.

No processo A-TIG, LU *et al.* (2008) afirmam que, quando o teor de oxigênio na poça de fusão excede um valor crítico entre 68 e 82 ppm, o sentido da convecção de Marangoni na superfície altera-se repentinamente. Entretanto, ZHAO *et al.* (2006), através de um modelamento matemático, afirmam que a inversão de sentido ocorre para teores de oxigênio acima de 280 ppm e de enxofre acima de 125 ppm, e que para valores abaixo destes há a coexistência da convecção em ambos os sentidos.

A magnitude da convecção termocapilar pode ser caracterizada pelo número de Marangoni ( $Ma$ ), definido por (Eq. 3.1):

$$Ma = \frac{d\gamma}{dT} \frac{dT}{dx} \frac{L^2}{\alpha\eta} \quad (3.1)$$

Onde  $\gamma$  é a tensão superficial,  $T$  é a temperatura,  $dT/dx$  é o gradiente térmico,  $\alpha$  é a difusividade térmica e  $\eta$  é a viscosidade do líquido (MODENESI, 2013).

Segundo MILLS e KEENE (1990), deve-se considerar o teor solúvel dos elementos tenso-ativos, e não a concentração total. Assim, elementos tais como Ca, La, e Ce podem ter um efeito deletério sobre a penetração de solda, uma vez que poderiam reduzir os teores solubilizados de S ou O em níveis muito baixos, como também formar um sólido refratário, óxido ou película de oxissulfeto, que pode suprimir a convecção de Marangoni.

Diversos autores atribuem o aumento de penetração no processo A-TIG à inversão na convecção de Marangoni, o que será abordado no item 3.3.5.

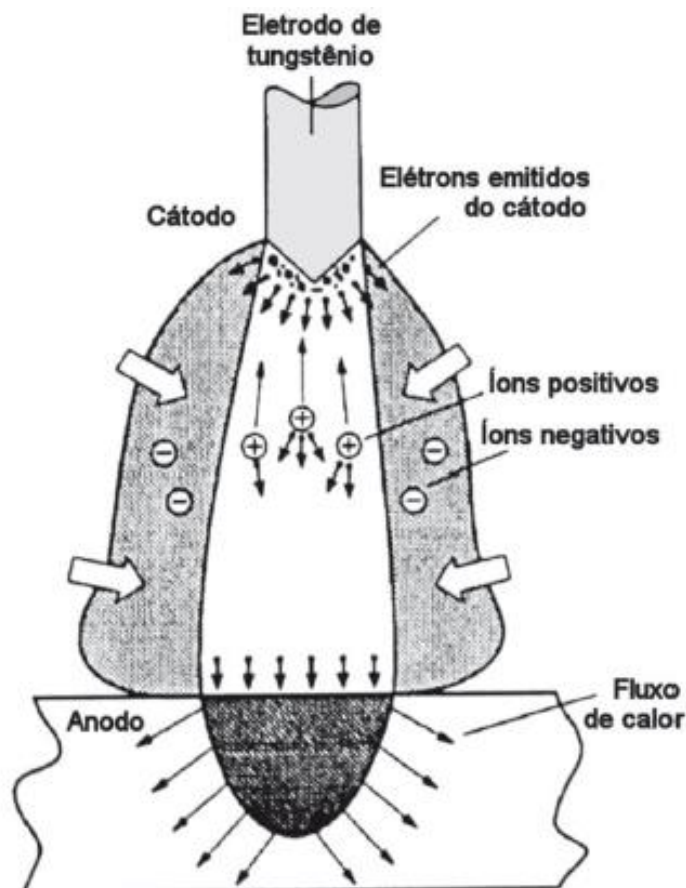
#### **3.3.4.2 - Constrição química do arco elétrico**

O mecanismo de constrição química do arco elétrico foi inicialmente proposto no Paton Institute of Electric Welding, sendo relatados trabalhos de SIMONIK *et al.* (1976); OSTROVSKII *et al.* (1977) e MECHEV (1993) (citados por VILARINHO *et al.*, 2009).



O mecanismo proposto por SIMONIK (1976) baseia-se no fato de que, na presença do fluxo, o arco elétrico sofre uma constrição, isto é, reduz as suas dimensões laterais. Essa constrição levaria a um aumento da densidade de corrente na raiz do arco, aumentando a densidade de energia transferida para a poça de fusão e, assim, sua penetração. O modelo considera a formação de íons negativos de elementos de elevada eletronegatividade (oxigênio e flúor) nas regiões periféricas do arco, que capturariam elétrons nesta região. Como consequência, a passagem da corrente elétrica se concentraria na região central do arco, aumentando a densidade de energia transferida no ânodo.

A Figura 3.5 apresenta um esquema do mecanismo de constrição química. O arco no processo de soldagem TIG seria a soma das áreas em branco e cinza, enquanto que o arco no processo de soldagem A-TIG seria apenas a área branca, devido à sua constrição.



**Figura 3.5** - Mecanismo da constrição química do arco elétrico na soldagem A-TIG (LUCAS e HOWSE, 2000).

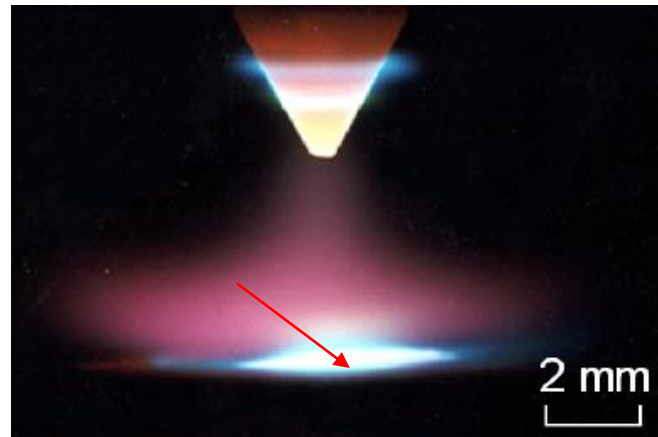
LUCAS e HOWSE (2000) consideram que o fluxo vaporizado contrai o arco através da captura de elétrons em suas regiões exteriores de modo semelhante ao proposto por Simonik. A absorção de elétrons é efetuada pela captura destes por moléculas vaporizadas e átomos dissociados do fluxo, de modo a formar partículas carregadas negativamente. Esta absorção ocorre somente nas regiões periféricas mais frias. Em regiões mais próximas ao centro do arco, onde a temperatura é elevada, a presença de elétrons com alta energia torna a reação de ionização predominante. Deste modo, a restrição do fluxo de corrente para a região central do arco aumenta a densidade de corrente no plasma e no ânodo, o que resulta em um arco mais estreito e uma maior penetração da solda. Os autores também atribuem ao campo elétrico um papel importante na constrição química do arco.

Segundo KUMAR *et al.* (2009), a pressão de origem eletromagnética no arco aumentaria com a constrição do mesmo, favorecendo o aumento de penetração. Esta conclusão baseia-se na teoria proposta por OSTROVSKII (1977), na qual considera que as forças axiais eletromagnéticas (forças de Lorentz) aumentariam com a redução da área do ânodo, favorecendo o fluxo de metal líquido da superfície para a raiz da poça (DONG *et al.*, 2004).

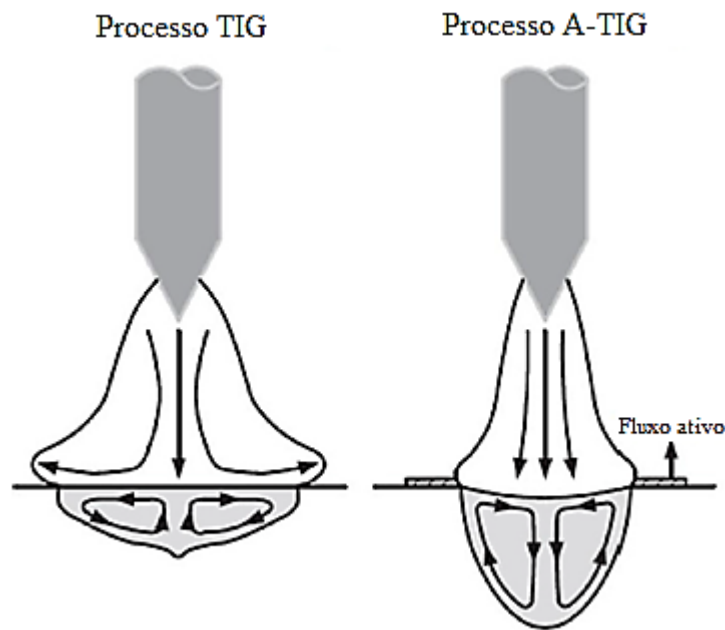
#### **3.3.4.3 - Constrição mecânica do arco elétrico**

Segundo FAN *et al.* (2001) e LOWKE *et al.* (2005), a constrição do arco pode ser causada pelo fato da condutividade elétrica do fluxo ser geralmente menor do que a dos vapores metálicos produzidos pelo material de base, mesmo em altas temperaturas. Isto ocasionaria uma redução na área do ponto anódico (região de incidência do arco), com conseqüente aumento na densidade de energia. A Figura 3.6 revela um arco elétrico e a formação de uma mancha anódica e a Figura 3.7 esquematiza o mecanismo de constrição mecânica.

Esta ideia foi inicialmente aplicada no desenvolvimento da variante do processo A-TIG, conhecida como processo FB-TIG “Flux-Bounded TIG” (MODENESI, 2013).



**Figura 3.6** - Arco elétrico com proteção de hélio e presença de fluxo, revelando a formação de uma mancha anódica (seta em vermelho) na superfície da peça. (Adaptada de LOWKE *et al.*, 2005).



**Figura 3.7** - Esquema do mecanismo de constrição mecânica para o aumento de penetração observado no processo A-TIG (NAYEE e BADHEKA, 2014).

### 3.3.5 - Considerações sobre os mecanismos

LUCAS e HOWSE (2000) compararam soldas obtidas com os processos TIG, PAW (plasma) e LBW (laser de CO<sub>2</sub>) com as obtidas pelo processo EBW (feixe de elétrons), e afirmam que o aumento de penetração devido à presença dos fluxos no processo A-TIG não seria explicado pela inversão da convecção de Marangoni.

No entanto, foi revelado que soldas realizadas com processos sem arco elétrico, como laser (LBW) e soldagem por feixe de elétrons (EBW) apresentaram penetração variável em função da composição química do metal de base. Consequentemente, este fenômeno não poderia ser explicado apenas com base em mudanças nas características do arco elétrico (ROBINSON *et al.* 1982; HEIPLE *et al.* 1983; citados por MILLS *et al.* 1998).

SKVORTSOV (1998), baseado em cálculos termodinâmicos, não encontrou evidências de que a captura de elétrons por átomos de elementos eletronegativos levaria à constrição da coluna do arco elétrico. LOWKE *et al.* (2005) concluíram, a partir de um modelo matemático, que a captura de elétrons por átomos de oxigênio no arco teria um efeito pouco importante no aumento de penetração na soldagem A-TIG.

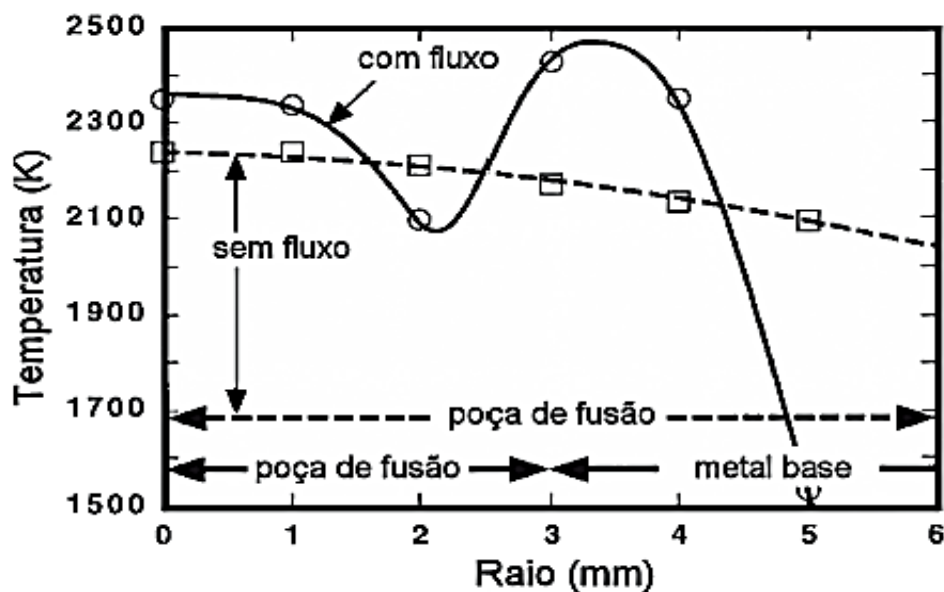
Através de modelamentos matemáticos, ZHANG *et al.* (2011) constataram que a inversão da convecção de Marangoni deve ser a causa principal para o aumento da penetração na soldagem A-TIG, e que a constrição do arco também poderia aumentar a relação penetração/largura da solda, mas não seria o mecanismo principal. BERTHIER *et al.* (2012), além de confirmarem a inversão na convecção de Marangoni como um possível mecanismo, mostraram que quando esta ocorre, as forças eletromagnéticas (forças de Lorentz) não afetam de forma significativa o formato da solda.

TANAKA *et al.* (2000) consideraram o efeito Marangoni como o mecanismo responsável pelo aumento de penetração na soldagem A-TIG de aço inoxidável austenítico para os fluxos de  $TiO_2$  e  $SiO_2$ . O aumento de penetração foi explicado pela atuação conjunta do efeito Marangoni, da constrição anódica do arco e das forças de Lorentz. O efeito Marangoni reduziria a largura do cordão, aumentando o gradiente térmico e contraindo o ânodo do arco. Como consequência, os efeitos eletromagnéticos (forças de Lorentz) seriam também aumentados, reforçando a tendência de aumentar a penetração.

LOWKE *et al.* (2005) indicaram, por um modelo matemático, que a constrição mecânica teria um papel importante na redução das dimensões da mancha anódica e no aumento das correntes de convecção de origem eletromagnética na poça, favorecendo um aumento da penetração.

TANAKA *et al.* (2000), a partir de medidas da temperatura na superfície da solda (Figura 3.8), revelaram o efeito da presença de fluxo no perfil de temperatura. No caso da soldagem TIG (linha pontilhada), a variação de temperatura ao longo da poça (mais larga) é mais suave. Na poça mais estreita obtida durante a soldagem A-TIG (linha cheia), a variação de temperatura é mais abrupta e apresenta um inesperado aumento junto da borda da poça. Os autores atribuíram este comportamento à presença da camada de fluxo.

MODENESI (2013) afirma que a Figura 3.8 também sugere a capacidade do fluxo isolar termicamente o material abaixo deste. Este isolamento levaria ao aumento do gradiente térmico na poça e, desta forma, reforçaria o efeito Marangoni. Além disso, causaria a constrição mecânica do arco e a redução das dimensões da mancha anódica, sugerindo a atuação conjunta do efeito Marangoni e a constrição mecânica do arco.



**Figura 3.8** - Perfil transversal de temperatura na superfície da solda para soldagem TIG e A-TIG (TANAKA *et al.*, 2000).

### 3.3.6 - Características dos fluxos e sua influência no processo A-TIG

De acordo com MODENESI (2013), diversos autores mostraram que, para aços inoxidáveis austeníticos, fluxos compostos por apenas um óxido, entre eles,  $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ,  $\text{FeO}$ ,  $\text{Cu}_2\text{O}$ ,  $\text{Cr}_2\text{O}_3$ ,  $\text{SiO}_2$ ,  $\text{TiO}_2$ ,  $\text{MnO}$ ,  $\text{MnO}_2$ ,  $\text{MoO}_3$  e  $\text{NiO}_2$  têm capacidade de aumentar a penetração. TSENG *et al.* (2012) observaram efeito similar para um fluxo de  $\text{FeS}$ .

TSENG e HSU (2010) atribuíram o aumento de penetração observado para o  $MnO_2$ ,  $TiO_2$ ,  $MoO_3$  e  $SiO_2$  devido à inversão na convecção de Marangoni, enquanto que o  $Al_2O_3$  não foi capaz de produzir a mudança no sentido do fluxo de metal líquido na poça de fusão (Figura 3.9).

LECONTE *et al.* (2006) concluíram que muitos óxidos metálicos teriam alguma capacidade de aumentar a penetração na soldagem TIG com fluxo, sendo a temperatura de fusão um parâmetro capaz de indicar a efetividade do óxido para aumentar a penetração. Neste sentido, óxidos com temperatura de fusão em torno de 1000 K seriam os mais efetivos.

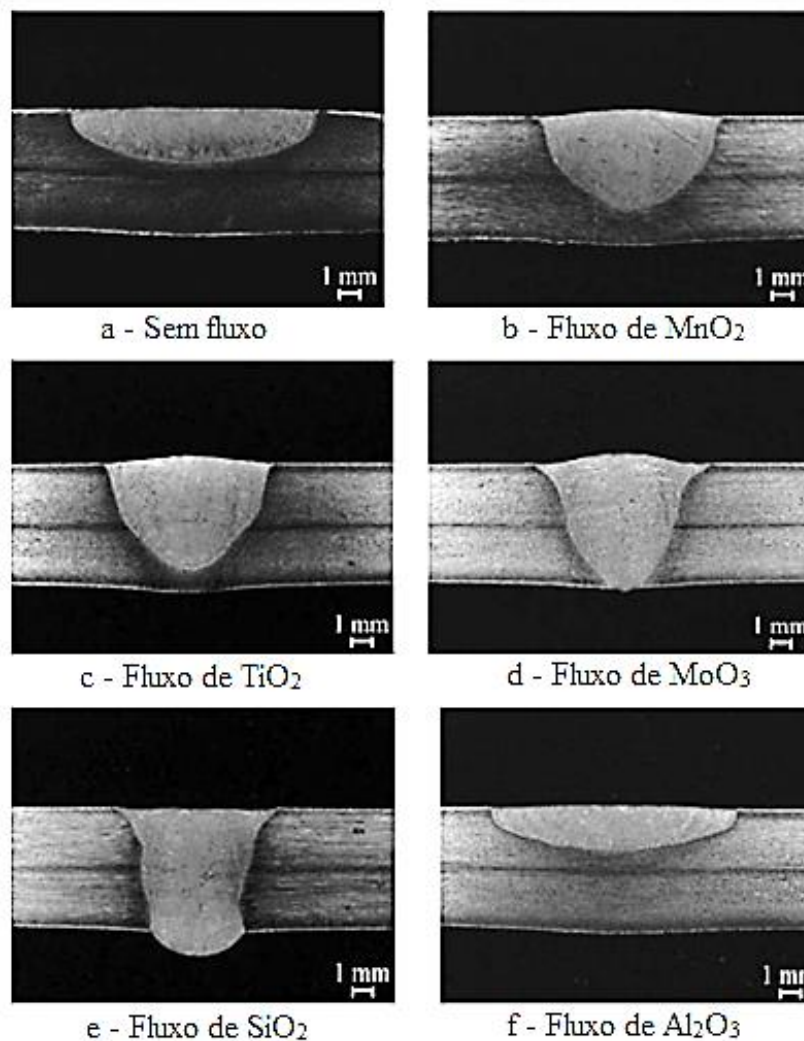
Segundo SAMBHERAO (2013), um aumento significativo na penetração (cerca de 300%) foi obtido em soldas realizadas com um fluxo de  $TiO_2$ , o que foi atribuído à atuação conjunta da constrição elétrica do arco e da inversão na convecção de Marangoni. A utilização do  $Al_2O_3$  produziu apenas um pequeno aumento na penetração da solda, uma vez que o  $Al_2O_3$  não se decompõe facilmente na poça de fusão, não fornecendo a quantidade de oxigênio livre necessária à reversão da convecção de Marangoni.

Além do tipo de fluxo, MODENESI *et al.* (2013) avaliaram o efeito da concentração superficial de fluxo no aumento de penetração da solda. A concentração superficial de fluxo afetou na penetração da solda, ocorrendo um aumento brusco de penetração e da área do cordão para concentrações entre 7,5 e 15  $g/m^2$ , seguido por uma variação mais suave para concentrações até 120  $g/m^2$  (Figura 3.10). XU *et al.* (2007) descrevem que a penetração não aumenta linearmente com o conteúdo de fluxo aplicado, e que, quando o conteúdo atinge um valor crítico, a penetração diminui drasticamente.

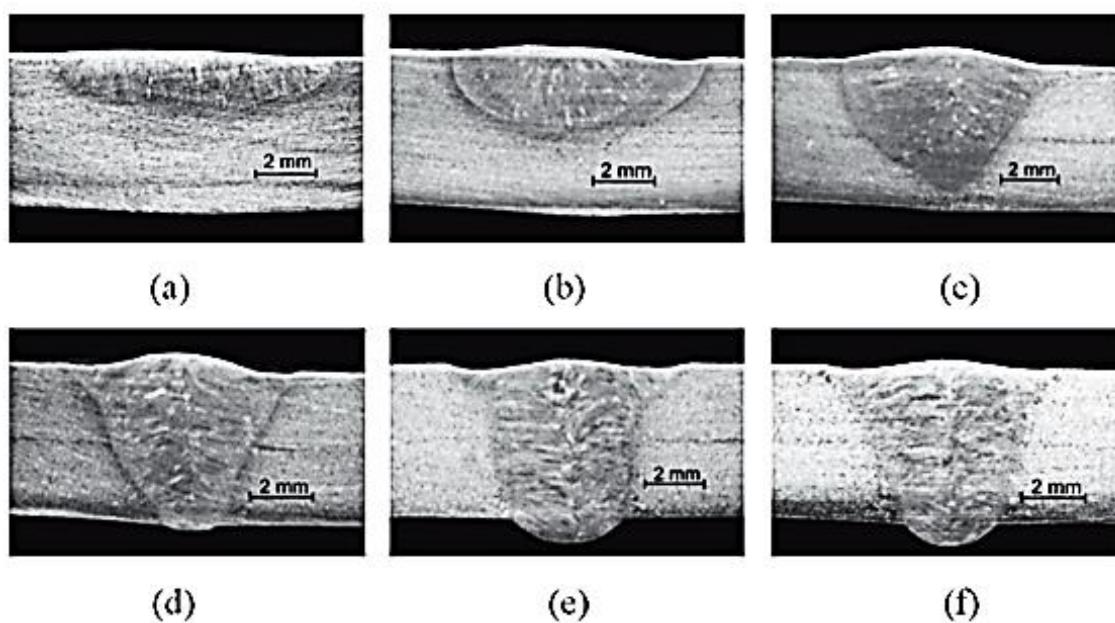
LU *et al.* (2002) também avaliaram o efeito da quantidade superficial de fluxos de um componente ( $Cu_2O$ ,  $NiO$ ,  $SiO_2$  e  $TiO_2$ ) no formato do cordão e na concentração de oxigênio no metal de solda. Foi observado um aumento no teor de oxigênio com a quantidade de fluxo, enquanto que a razão entre a penetração e a largura do cordão tendeu a aumentar com a quantidade de fluxo usada, passando por um máximo e depois se reduzindo. Uma conclusão importante foi a relação penetração/largura do cordão para o  $TiO_2$  não ter sido sensível à variações na quantidade aplicada do mesmo, revelando

que o  $\text{TiO}_2$  é um fluxo altamente recomendado para aplicações práticas do processo A-TIG.


LU *et al.* (2003) concluíram, para o  $\text{Cu}_2\text{O}$ ,  $\text{NiO}$ ,  $\text{SiO}_2$  e  $\text{CaO}$ , que cada um destes têm sua faixa de densidade superficial adequada para ocorrência do aumento de penetração (Figura 3.11), e que isto estaria correlacionado com a estabilidade química e com o tamanho da partícula de fluxo. Fluxos muito estáveis ou com maior granulometria não são decompostos pela ação do arco, o que não promove o aumento de penetração (Figura 3.12). Além disso, os autores dizem que a inversão da convecção de Marangoni é essencial para o aumento de penetração, e que muitos fenômenos não podem ser explicados somente pelas teorias relacionadas à constrição do arco elétrico.



**Figura 3.9** - Efeito de diferentes fluxos no formato do cordão de solda (TSENG e HSU 2010).



**Figura 3.10** - Efeito da concentração superficial de fluxo ( $\text{Cr}_2\text{O}_3$ ) no formato do cordão de solda: (a) TIG, (b) A-TIG -  $7,5 \text{ g/m}^2$ , (c) A-TIG -  $15 \text{ g/m}^2$ , (d) A-TIG -  $30 \text{ g/m}^2$ , (e) A-TIG -  $60 \text{ g/m}^2$ , (f) A-TIG -  $120 \text{ g/m}^2$  (MODENESI *et al.*, 2013).

Fluxo	Quantidade de fluxo $\times 10^{-2} \text{ mol}$					
	1.0	16	40	80	120	480
$\text{Cu}_2\text{O}$						
$\text{NiO}$						
$\text{SiO}_2$						
$\text{CaO}$						
$\text{Al}_2\text{O}_3$						
Sem fluxo	 2mm					

**Figura 3.11** - Efeito da concentração superficial de diversos fluxos no formato do cordão de solda (LU *et al.*, 2003).



Tamanho da partícula ( $\mu\text{m}$ )	Quantidade de fluxo $\times 10^{-5}$ mol					
	1,0	16,0	40,0	80,0	120,0	480,0
0,8						
4,0						
25,0						

**Figura 3.12** - Efeito da concentração superficial e do tamanho da partícula de sílica no formato do cordão de solda (LU *et al.*, 2003).

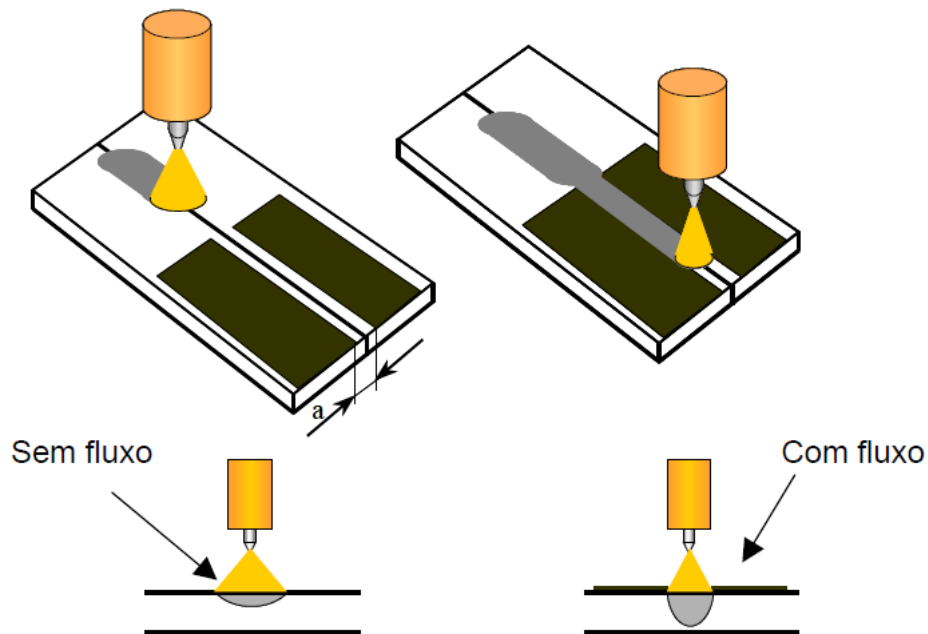
### 3.4 - Processo FB-TIG (Flux-Bounded TIG) ou Técnica da Constrição Direcionada

O processo FB-TIG foi proposto por SIRE *et al.* (2002), enquanto que a Técnica da Constrição Direcionada por RICHETTI (2003). A diferença entre elas está apenas no nome, pois ambas consistem na aplicação do fluxo como duas faixas laterais paralelas à junta.

Na Técnica da Constrição Direcionada ou processo FB-TIG é proposta outra forma de aplicação da camada de fluxo, que permita obter soldas com bom acabamento superficial, redução da quantidade de escória formada e o aumento de penetração inerente ao processo A-TIG. A ideia é utilizar o fluxo como uma camada que isole elétrica e termicamente certas regiões da superfície da peça com o intuito de direcionar a região de incidência do arco. Neste caso, a energia do arco é concentrada em uma região mais estreita da peça delimitada pela distância de separação entre as faixas cobertas com fluxo (parâmetro “a”, Figura 3.13) de modo a causar um efeito de constrição. RICHETTI (2003) atribui este efeito à maior resistência à passagem da corrente elétrica na região recoberta com o fluxo.

Nesta técnica, quando o arco entra na região separada pelas faixas de fluxo, a sua raiz é contraída pelas faixas de fluxo, que dificultam a passagem da corrente elétrica, forçando-o a incidir apenas sobre o metal de base. Simultaneamente, a redução do

contato do fluxo com a poça de fusão em relação ao A-TIG tradicional permite que o acabamento superficial não seja tão prejudicado, aumentando a possibilidade de uso desta técnica (RICHETTI, 2003).



**Figura 3.13** - Procedimento proposto para aplicação da camada de fluxo ativo na Técnica de Constrição Direcionada (RICHETTI, 2003).

MARYA (2004); citado por AZEVEDO *et al.* (2006), empregou uma técnica semelhante a esta em aços inoxidáveis austeníticos, alumínio e ligas de titânio, tendo denominado a técnica de FB-TIG (Flux Bounded TIG). O autor observou que as temperaturas no arco tendem a aumentar com a redução da abertura (parâmetro “a”) e, conseqüentemente, penetrações mais próximas dos valores alcançados com o A-TIG convencional são obtidas.

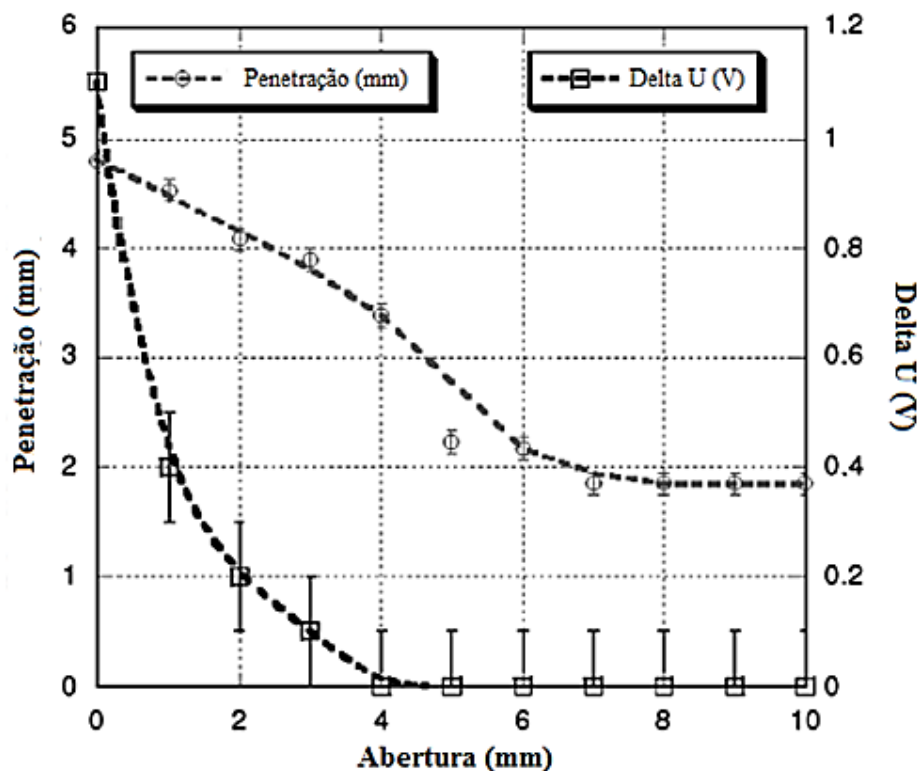
De acordo com RICHETTI (2003), o arco tem a tendência de seguir o caminho sobre o metal, que possui menor resistividade elétrica do que a parte isolada com o fluxo. Desta forma, além da constrição controlada do cordão, há a possibilidade de fazer o arco seguir trajetos com ligeiros desvios de linearidade, de modo que juntas preparadas com pequenos desvios em relação ao trajeto da tocha de soldagem poderiam ser soldadas satisfatoriamente com esta nova técnica de aplicação da camada de fluxo.

É esperado que a diferença entre as características do cordão de solda A-TIG e FB-TIG seja influenciada pelo valor da abertura em função da largura da poça de fusão, visto que valores de abertura próximos da largura da poça de fusão causarão pequenos aumentos de penetração. No processo A-TIG, antes do arco ser direcionado, o revestimento na zona central precisa ser fundido, o que exige um gasto de energia que poderia ser aplicado na criação da poça de fusão. Isto provavelmente explica a alta eficiência energética do processo FB-TIG do ponto de vista da penetração da solda. Por fim, espera-se que os processos A-TIG e FB-TIG tenham resultados mais próximos com o aumento da energia de soldagem (RÜCKERT *et al.*, 2007).

RÜCKERT *et al.* (2007) avaliaram o efeito da abertura entre as camadas paralelas de fluxo de sílica com 50  $\mu\text{m}$  de granulometria. Foi concluído que quando o espaçamento entre os revestimentos de fluxo é maior que a largura esperada da poça de fusão no processo TIG, o fluxo não têm qualquer efeito, e que a tensão do arco em TIG e FB-TIG são bem próximas, uma vez que o revestimento de fluxo está afastado da poça de fusão. Porém, quando a abertura é reduzida progressivamente e torna-se menor do que a largura da poça de fusão, o fluxo contribui na formação do perfil da solda, sendo que a penetração do cordão e tensão de soldagem foram particularmente afetadas para aberturas inferiores a 4 mm (figura 3.14). O termo Delta U representa a diferença entre a tensão de soldagem no processo FB-TIG e a tensão de soldagem no processo TIG.

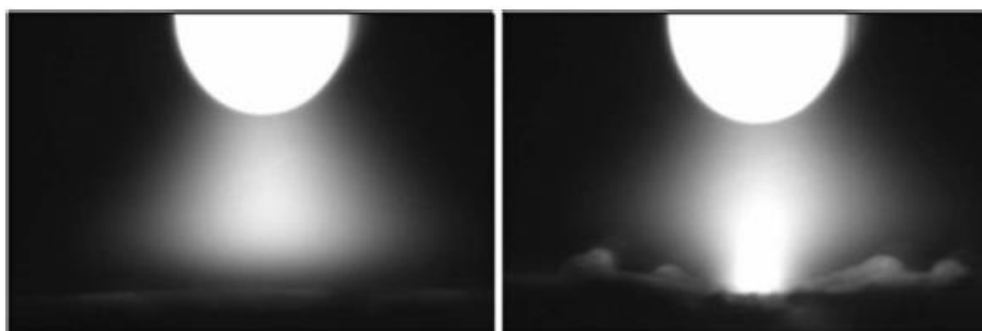
RÜCKERT *et al.* (2007) avaliaram a penetração da solda utilizando fluxo de sílica, revelando, invariavelmente, maiores penetrações com o processo A-TIG. Penetrações de solda equivalentes foram obtidas no caso de FB-TIG, porém com uma maior espessura do revestimento.

SIRE *et al.* (2002) sugerem que na soldagem A-TIG partículas de sílica sofram dissociação incompleta nas regiões mais frias do arco, com a consequente presença de moléculas de SiO. Devido à sua eletroafinidade, o SiO tenderia a capturar elétrons na parte exterior do arco, tornando a constrição química do arco o principal mecanismo para o aumento de penetração. Por outro lado, no processo FB-TIG a constrição mecânica do arco se tornaria mais relevante, o que é atribuído às elevadas resistividade elétrica e temperatura de fusão da sílica.



**Figura 3.14** - Penetração da solda e variação de tensão do arco em função da abertura entre camadas paralelas de sílica (Modificado de RÜCKERT *et al.*, 2007).

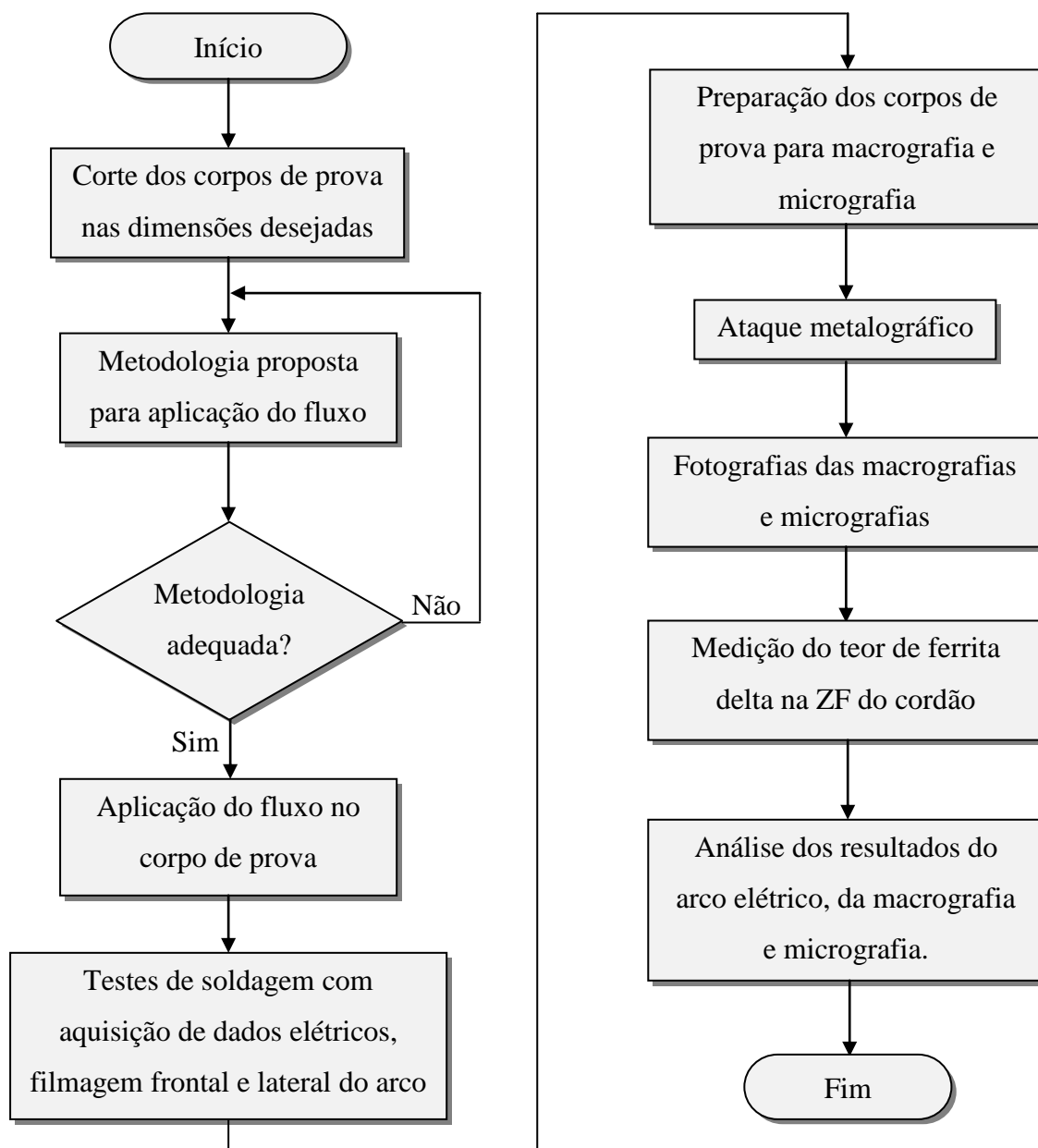
SIRE *et al.* (2002) também observaram a ocorrência da constrição do arco durante a soldagem FB-TIG de alumínio. Na Figura 3.15, a região mais luminosa representa locais com temperaturas mais elevadas, que no processo FB-TIG, são mais concentradas na superfície da poça de fusão. Além disso, neste processo a poça de fusão parece estar cada vez mais deprimida sob o arco. Também é sugerido que a abertura governa o tamanho da raiz anódica, e, conseqüentemente, a densidade de energia.



**Figura 3.15** - Vista frontal do arco elétrico em soldagem de alumínio sem presença de fluxo (esquerda) e presença de sílica com abertura de 4 mm (direita) (SIRE *et al.*, 2002).

#### 4 - METODOLOGIA

O fluxograma apresentado na Figura 4.1 descreve sucintamente a metodologia utilizada no presente trabalho para avaliar a ocorrência de constrição mecânica do arco na soldagem A-TIG de aços inoxidáveis austeníticos com fluxos de óxidos de um único componente.



**Figura 4.1** - Fluxograma da metodologia utilizada no presente trabalho.

Foram realizadas filmagens frontais do arco elétrico visando detectar alguma mudança em sua forma caso houvesse a constrição mecânica do arco. Também foram realizadas filmagens laterais do arco para analisar seu comportamento na presença dos fluxos, avaliando possíveis deflexões do arco na presença dos fluxos. Além disso, avaliou-se a influência de variações nos esquemas de deposição do fluxo sobre o metal base, o uso de diferentes tipos de fluxos e aplicação dos fluxos com densidades superficiais distintas no formato do cordão de solda.

#### **4.1 - Equipamentos e Materiais**

##### **4.1.1 - Equipamentos e bancada de soldagem**

A fonte de energia utilizada para a soldagem foi uma fonte transistorizada multiprocessos INVERSAL 300 da IMC (Figura 4.2).



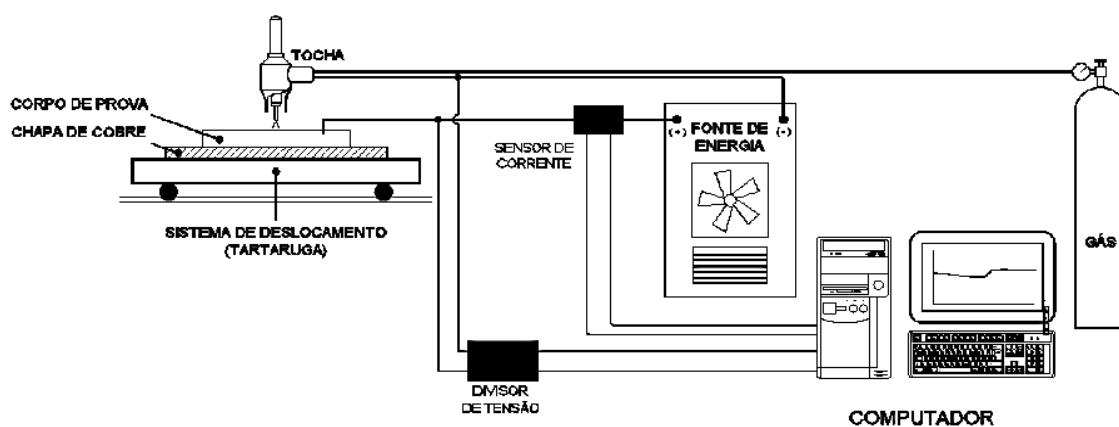
**Figura 4.2** - Fonte transistorizada multiprocessos INVERSAL 300 da IMC.

Os testes de soldagem foram realizados utilizando-se uma tocha refrigerada a água com um bocal de proteção cerâmico de diâmetro interno igual a 10 mm e um eletrodo de tungstênio dopado com óxido de tório com diâmetro de 3,2 mm. A cada teste, a ponta do eletrodo foi mantida com o ângulo de 60° mediante a técnica de esmerilhamento.

A tocha foi acoplada a uma haste fixada sobre a bancada de testes, permanecendo estática durante a soldagem para a realização da filmagem do arco elétrico. Para o deslocamento do corpo de prova durante a soldagem foi utilizada uma tartaruga modelo V1 da IMC. Este dispositivo permitiu controlar a velocidade e o sentido de deslocamento de soldagem dentro de uma faixa de operação de 5 a 160 cm/min. A calibração da tartaruga foi efetuada para assegurar o valor real da velocidade de soldagem. A Figura 4.3 mostra uma representação esquemática da montagem utilizada nos testes. A filmagem do arco foi realizada com a câmera Hitachi KP-M1A, adaptada com luneta e filtro de luz, e posicionada com o auxílio de um tripé.

#### 4.1.2 - Aquisição de dados

A tensão e corrente de soldagem foram coletados a uma frequência de 10000 Hz e armazenados em um microcomputador com sistema digital de aquisição de dados Data Translation USB Série ECON, modelo DT9816, através do software Low Rate UI, desenvolvido no LRSS/LabSEND com a plataforma Measure Foundry da Data Translation. Estes dados foram analisados com o programa SINAL, também desenvolvido no LRSS/LabSEND.



**Figura 4.3** - Representação esquemática da montagem experimental (LIBERATO, 2013).

### 4.1.3 - Materiais

Para a soldagem, foi utilizado como metal de base o aço inoxidável austenítico AISI 304, fornecido pela Aperam South América, em forma de chapa de 6,0 mm de espessura, laminado a quente. Sua composição química está na Tabela IV.1. Para a proteção gasosa utilizou-se argônio com pureza de 99,99%.

**Tabela IV.1** - Composição química do metal base utilizado (Dados da Aperam).

Cr	Ni	Mn	Si	Co	Cu	Mo	C	V	P	S
18,277	8,013	1,154	0,418	0,115	0,085	0,063	0,055	0,045	0,025	0,001

Os fluxos utilizados foram previamente preparados na forma de pó com granulometria inferior a 400 mesh, fornecidos pela ESAB Comércio e Indústria Ltda. Certificados fornecidos pela ESAB indicavam pureza típica de 99,8 % para o  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  e 99,2% para o  $\text{SiO}_2$ .

## 4.2 - Procedimento Experimental

Nesta seção é descrita a preparação dos corpos de prova e a aplicação dos fluxos, os diferentes esquemas para deposição de fluxo, além de abordar os testes de soldagem realizados e como foi realizada a caracterização dos cordões de solda TIG e A-TIG.

### 4.2.1 - Preparação dos corpos de prova e aplicação dos fluxos

Para o corte dos corpos de prova foi utilizada a máquina de corte a plasma Hypertherm Powermax 1250 G3 Series. As dimensões dos corpos de prova ficaram definidas como 150 x 50 x 6 mm. Dois furos de 5 mm de diâmetro foram feitos no corpo de prova com a intenção de fixá-lo à uma placa de cobre com o objetivo de minimizar distorções durante a soldagem.

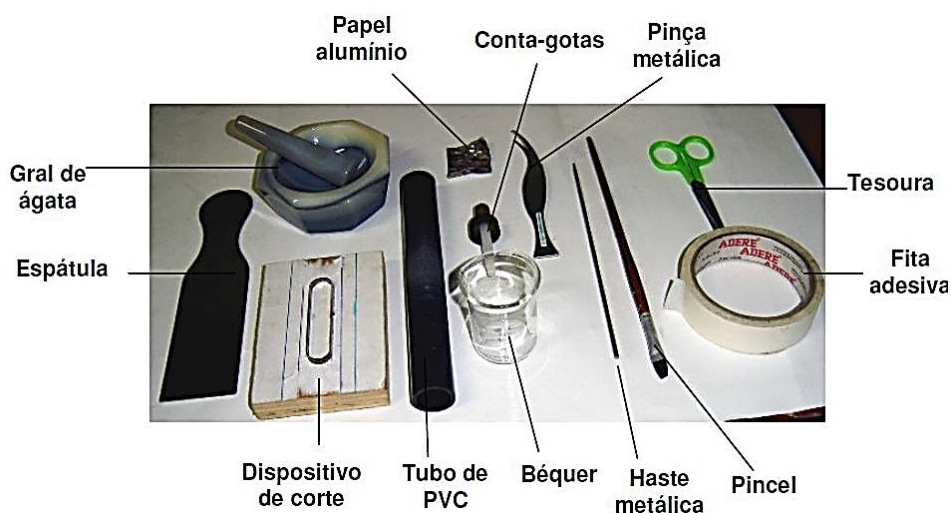
Além da fixação do corpo de prova, a placa de cobre tem a função de auxiliar a dissipação do calor gerado durante a soldagem, mantendo condições de resfriamento mais uniformes ao longo do cordão e similares para os diversos testes. Um rasgo foi usinado no centro da placa de cobre para permitir a formação da raiz da solda caso esta atingisse penetração total.



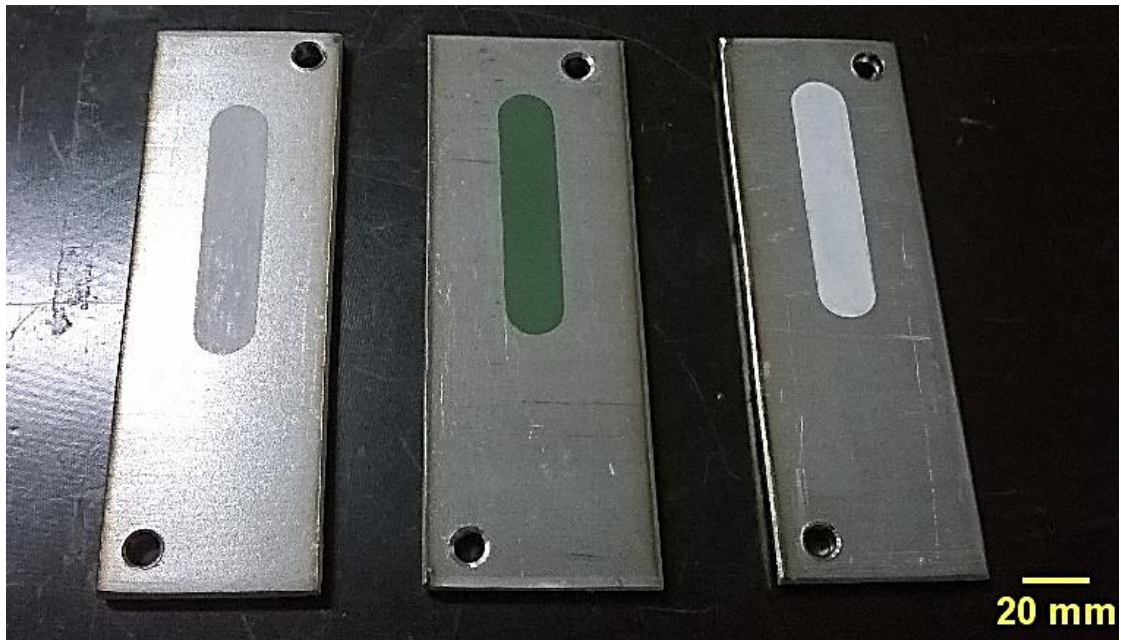
Antes da aplicação dos fluxos sobre os corpos de prova foi realizada a limpeza superficial dos mesmos com acetona PA para evitar contaminações químicas. As massas dos fluxos foram medidas com a balança analítica digital Bioprecisa FA2104N com incerteza de  $1 \times 10^{-4}$  g e, posteriormente, armazenadas em pedaços de papel alumínio, identificadas quanto ao tipo e quantidade de fluxo.

Realizada a limpeza superficial do corpo de prova, delimitou-se através de uma máscara e uma fita adesiva a região onde seria aplicado o fluxo. Esta delimitação é explicada na seção 4.2.2. Em seguida, o fluxo foi aplicado sobre esta região com o uso de álcool absoluto PA. Para que o fluxo fosse homogeneamente aplicado na região delimitada foram utilizadas hastes metálicas para sua dispersão, uma vez que a homogeneidade na aplicação do fluxo é um quesito importante, e foi levado em conta na metodologia descrita. Após a evaporação do álcool absoluto P.A, retiraram-se a máscara e a fita adesiva. Os materiais e instrumentos usados estão mostrados na Figura 4.4. A Figura 4.5 mostra os corpos de prova após a aplicação de fluxo e a Figura 4.6 mostra um corpo de prova fixado à placa de cobre.

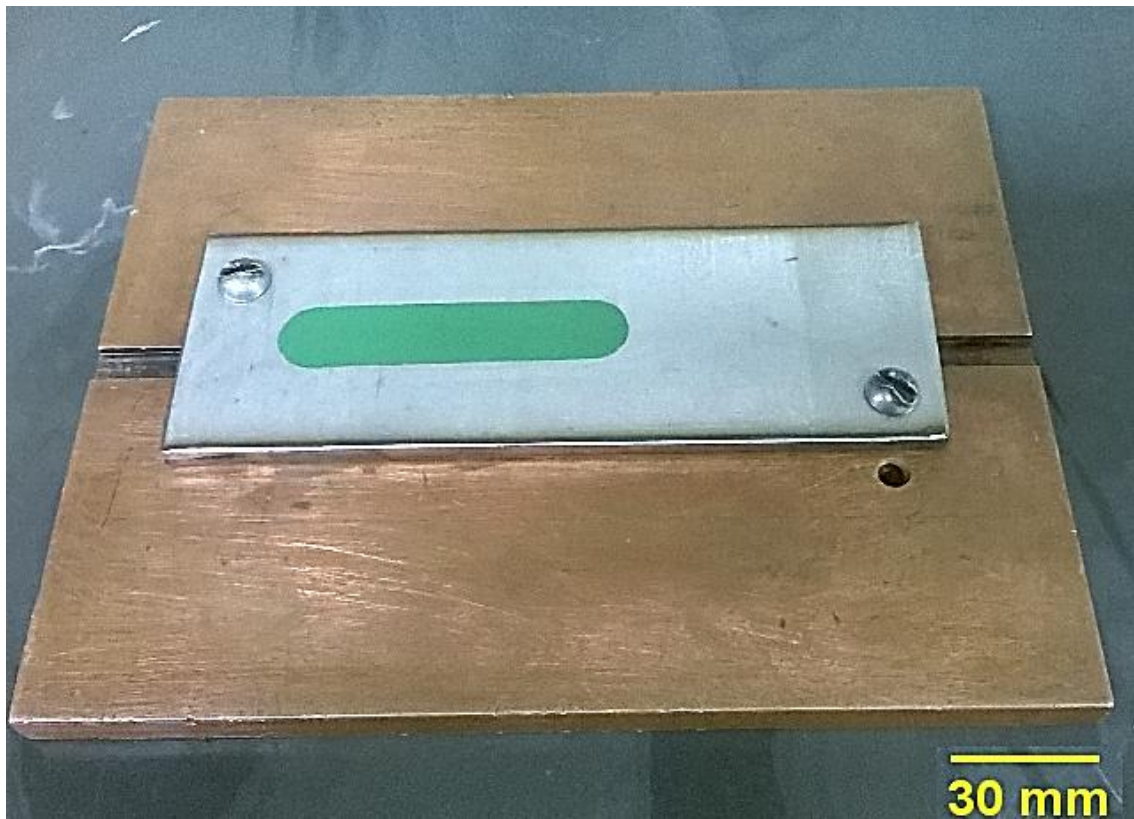
O dispositivo de corte da fita adesiva foi confeccionado no LRSS/LabSEND com o objetivo de manter constante a área de aplicação dos fluxos a ser usada em todos os testes. Este dispositivo realiza o corte da fita adesiva definindo a área de aplicação do fluxo com valor nominal de  $1000 \text{ mm}^2$ .



**Figura 4.4** - Materiais necessários para preparação e aplicação dos fluxos (NETO, 2012).



**Figura 4.5** - Corpos de prova após a aplicação do fluxo. Os fluxos são alumina, cromita e sílica da esquerda para direita.



**Figura 4.6** - Corpo de prova fixado na placa de cobre.

#### **4.2.2 - Esquemas de deposição de fluxo**

Os diferentes esquemas de deposição de fluxo foram caracterizados pela distância que haveria entre duas camadas paralelas de fluxo, como descrito na seção 3.4. Esta distância foi denominada abertura. Os diferentes esquemas de deposição foram obtidos alterando-se o valor desta abertura.

Na seção anterior (4.2.1), as Figuras 4.5 e 4.6 mostram os fluxos aplicados sem a presença desta abertura, mas apenas na área obtida pela máscara adesiva. A máscara adesiva foi obtida pelo dispositivo de corte mostrado na Figura 4.4. Assim, para se obter uma região sem fluxo com um determinado valor de abertura, preparou-se uma fita adesiva com largura igual ao valor desta abertura, e colocou-se, centralizada, sobre a máscara adesiva. A Figura 4.7 mostra alguns exemplos de esquemas obtidos com a colocação conjunta da máscara e da fita adesiva. O fluxo foi aplicado somente após a fita ter sido colocada sobre a máscara adesiva.

Contudo, precisava-se saber se esta metodologia conseguiria produzir os valores de abertura desejados de maneira satisfatória, bem como sua centralização em relação à máscara. Assim, foi realizada uma análise fotográfica de doze amostras, sendo três destas mostradas na Figura 4.7, para avaliar se a metodologia proposta seria de fato adequada. As fotografias foram tratadas com os programas Corel PaintShop Pro X6 e ImageJ versão 1.48 para determinação do valor da abertura e de sua centralização em relação à máscara. A Figura 4.8 mostra as medições realizadas para a determinação do valor da abertura e de sua centralização em relação à máscara.

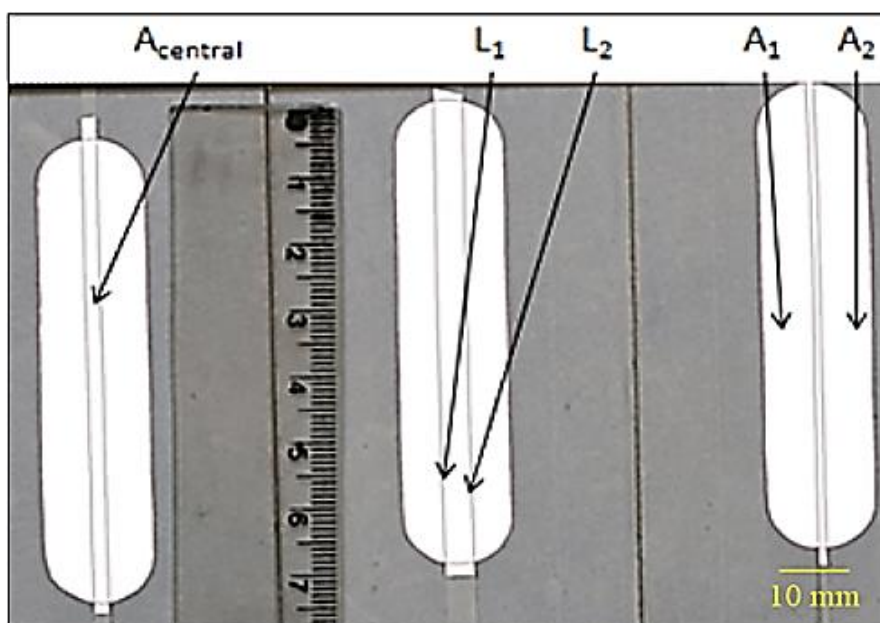
Para averiguar a incerteza das medidas obtidas, estas foram repetidas para as 12 amostras. Os resultados desta avaliação estão apresentados na seção 5.1, onde os dois conjuntos de medições são denominados de 1ª medição e 2ª medição. A análise estatística destas medições foi realizada com auxílio do programa estatístico Minitab 13.1.

Como valores diferentes de abertura interferem na área total disponível para aplicação de fluxo, foram feitas considerações para determinar as massas de fluxo a serem usadas em função da abertura de modo a manter constante o valor da densidade superficial de

fluxo. Os valores de massa a serem aplicados em cada esquema serão mostrados na seção 5.1.



**Figura 4.7** - Exemplos de amostras para determinação dos erros na preparação de máscaras com abertura. Da esquerda para a direita, têm-se aberturas de 2, 4 e 1 mm.



**Figura 4.8** - Contornos das amostras ressaltados com programa de processamento de imagem, indicando os termos medidos. Legenda:

- $A_{central}$ : Área da fita central utilizada para confecção da abertura desejada.
- $L_1$ : Comprimento da fita central à esquerda.

- $L_2$ : Comprimento da fita central à direita.
- $A_1$ : Área disponível para aplicação do fluxo à esquerda da abertura.
- $A_2$ : Área disponível para aplicação do fluxo à direita da abertura.

Com estas medições, calcularam-se os seguintes parâmetros:

$L_{med}$ : Comprimento médio da fita central. (Eq.4.1)

$$L_{med} = \frac{L_1 + L_2}{2} \quad (4.1)$$

$W_{med}$ : Largura média da fita central ou abertura. (Eq.4.2)

$$W_{med} = \frac{A_{central}}{L_{med}} \quad (4.2)$$

$R(A_1, A_2)$ : Variação percentual entre as áreas  $A_1$  e  $A_2$ . (Eq.4.3)

$$R(A_1, A_2) = \max \left( \frac{A_1 - A_2}{A_2}; \frac{A_2 - A_1}{A_1} \right) \times 100 \quad (4.3)$$

### 4.2.3 - Testes de soldagem

#### 4.2.3.1 - Testes iniciais

Os testes iniciais de soldagem foram realizados em amostras de aço carbono e aço inoxidável austenítico para verificação dos parâmetros de soldagem e verificação de todo o procedimento experimental. Nestes testes avaliou-se a viabilidade do procedimento para aplicação da máscara e do fluxo com as aberturas desejadas, o procedimento de soldagem e a análise macrográfica do cordão de solda. Os parâmetros de soldagem determinados e mantidos fixos em todos os testes realizados estão colocados na Tabela IV.2.

**Tabela IV.2** - Parâmetros de soldagem utilizados para os testes experimentais

Eletrodo	AWS EWh-2	Gás de Proteção	Argônio
Diâmetro (mm)	3,2	Vazão (L/min)	12
Ângulo de ponta (°)	60	Comprimento do arco (mm)	2
Corrente (A)	200	Polaridade	CC -
Velocidade (m/min)	0,2	Posição	Plana



#### 4.2.3.2 - Testes principais

Os testes principais foram realizados buscando avaliar indícios de constricção mecânica e a influência de três fatores na morfologia do cordão de solda: (a) o tipo de fluxo, (b) a densidade superficial e (c) a abertura entre camadas de fluxo.

Dentro de cada um destes fatores foram selecionados níveis. Escolheram-se três tipos de fluxos, dois valores de densidade superficial e quatro valores de abertura. Estes níveis estão apresentados na Tabela IV.3. O projeto fatorial usado resultou em 24 condições de ensaios para os testes principais, conforme mostra a Tabela IV.4. Os ensaios para cada condição experimental foram realizados em uma sequência aleatória para minimizar eventuais erros experimentais.

Para facilitar a identificação do ensaio e suas condições, cada teste foi codificado da seguinte maneira: (XY/Z), onde X é a 1ª letra de cada composto usado como fluxo: S - Sílica, C - Cromita e A - Alumina; Y é o valor da densidade superficial, por exemplo, S60 e A30 e, por fim, Z o valor da abertura, por exemplo, na Tabela IV.4, S30/2 (teste 11) e A60/4 (teste 24).

A filmagem frontal do arco foi realizada para 8 dos 24 testes principais, nos testes C30/1, C60/0, C60/2, S60/0, S60/1, S60/2, A60/0 e A60/2. Os valores de densidade superficial foram escolhidos a partir dos resultados de MODENESI *et al.* (2013), enquanto que os valores de abertura foram estabelecidos em função da largura esperada para os cordões de solda.

Em todos os testes principais, o corpo de prova foi fixado na chapa de cobre inicialmente à temperatura ambiente, e o conjunto placa e corpo de prova posicionado no sistema de deslocamento, enquanto a tocha de soldagem permaneceu fixa. Estabelecida a velocidade de soldagem, iniciou-se a aquisição de dados, a filmagem frontal do arco e a ignição do arco por toque com um eletrodo de tungstênio adicional. A ignição foi feita desta forma, pois um ignitor de alta frequência poderia danificar o aparelho de aquisição de dados elétricos do arco. O eletrodo adicional foi de tungstênio para evitar contaminações.

Após a abertura do arco, o sistema de deslocamento foi acionado. A filmagem frontal foi realizada posicionando-se a câmera paralelamente à direção de soldagem. Ao fim da soldagem, a corrente de soldagem foi interrompida, e, em seguida, o sistema de aquisição de dados e de filmagem do arco.

**Tabela IV.3** - Fluxos, densidades superficiais e aberturas avaliadas neste estudo

Fluxo	Densidade superficial (g/m <sup>2</sup> )	Abertura (mm)
Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , SiO <sub>2</sub>	30, 60	0, 1, 2, 4

**Tabela IV.4** - Projeto experimental dos testes principais

N° do corpo de prova	Fluxo	Densidade superficial (g/m <sup>2</sup> )	Abertura (mm)
1	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	0
2	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	1
3	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	2
4	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	4
5	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	0
6	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	1
7	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	2
8	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	4
9	SiO <sub>2</sub>	30	0
10	SiO <sub>2</sub>	30	1
11	SiO <sub>2</sub>	30	2
12	SiO <sub>2</sub>	30	4
13	SiO <sub>2</sub>	60	0
14	SiO <sub>2</sub>	60	1
15	SiO <sub>2</sub>	60	2
16	SiO <sub>2</sub>	60	4
17	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	0
18	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	1
19	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	2
20	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	4
21	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	0
22	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	1
23	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	2
24	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	4

### 4.2.3.3 - Testes complementares

Foram realizadas 8 testes complementares para avaliar a existência de algum erro experimental nos testes principais. Para isso, avaliou-se, estatisticamente, se a diferença nos valores da penetração entre os testes complementares e seus correspondentes testes principais foi diferente de zero ( $H_0: \mu_{\text{principais}} - \mu_{\text{complementares}} = 0$ ;  $H_a: \mu_{\text{principais}} - \mu_{\text{complementares}} \neq 0$ ). Os testes complementares foram nas mesmas condições dos testes principais filmados.

Também foram realizados mais 3 testes adicionais para a filmagem lateral do arco, nas condições C60/0, S60/0 e A60/0. A filmagem lateral foi realizada posicionando-se a câmera perpendicularmente à direção de soldagem. Os demais procedimentos foram os mesmos descritos para a filmagem frontal.

### 4.2.4 - Avaliação do processo de soldagem

#### 4.2.4.1 - Sinais elétricos

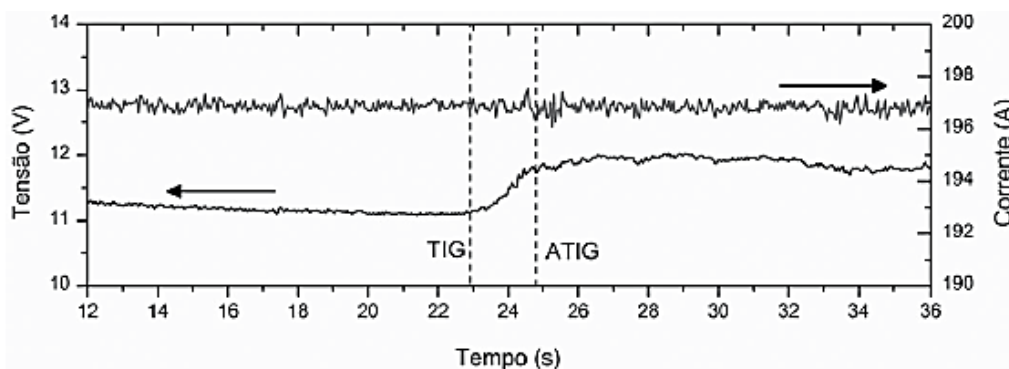
Os valores de tensão e corrente de soldagem de todos os testes foram processados com o programa SINAL, desenvolvido pelo LabSEND/LRSS, ambos na UFMG, para a determinação dos valores médios e desvios padrões. Também foi calculada a variação na tensão de soldagem relacionada à mudança das condições de soldagem de TIG para A-TIG ( $\Delta U$ ).

Como a tensão de soldagem pode variar ao longo de um ensaio,  $\Delta U$  foi convencionalmente considerada como sendo a diferença da tensão média da soldagem A-TIG em seus três segundos iniciais menos a tensão média da soldagem TIG em seus três segundos finais, desconsiderando-se período de transição entre as duas condições (Eq. 4.4). Este procedimento foi anteriormente aplicado por NETO (2012) no estudo da soldagem A-TIG de um aço inoxidável austenítico. Também foi avaliada a diferença da corrente média entre o processo TIG e A-TIG (Eq. 4.5). A Figura 4.9 mostra a região de transição entre as duas condições de soldagem

$$\Delta U = U_{\text{A-TIG}} - U_{\text{TIG}} \quad (4.4)$$

$$\Delta I = I_{\text{A-TIG}} - I_{\text{TIG}} \quad (4.5)$$





**Figura 4.9** - Variações de tensão e corrente na transição entre a soldagem TIG e A-TIG. O intervalo entre as linhas tracejadas identifica a região de transição do processo TIG para A-TIG (MODENESI *et al.*, 2013).

#### 4.2.4.2 - Filmagem frontal

Como já mencionado, para averiguar a existência ou não de indícios de constrição mecânica do arco no processo A-TIG, foram realizadas filmagens do arco elétrico para oito testes.

Inicialmente, foram selecionados frames específicos para cada uma das filmagens. Estes frames foram transformados em figuras (formato *png*) para a realização das análises descritas a seguir. Em cada filmagem, foram escolhidos seis frames, três durante o processo TIG e três durante A-TIG.

No processo TIG, o primeiro frame foi selecionado dois segundos após o estabelecimento do arco, o segundo no meio do processo e o terceiro dois segundos antes da região de transição TIG/A-TIG. No processo A-TIG, o primeiro frame foi selecionado dois segundos após a região de transição TIG/A-TIG, o segundo no meio do processo e o terceiro dois segundos antes do fim da soldagem. Isto foi feito para avaliar se, qualquer mudança de comportamento do arco ocorreria ao longo de toda a solda, ou se poderia ocorrer apenas de forma localizada.

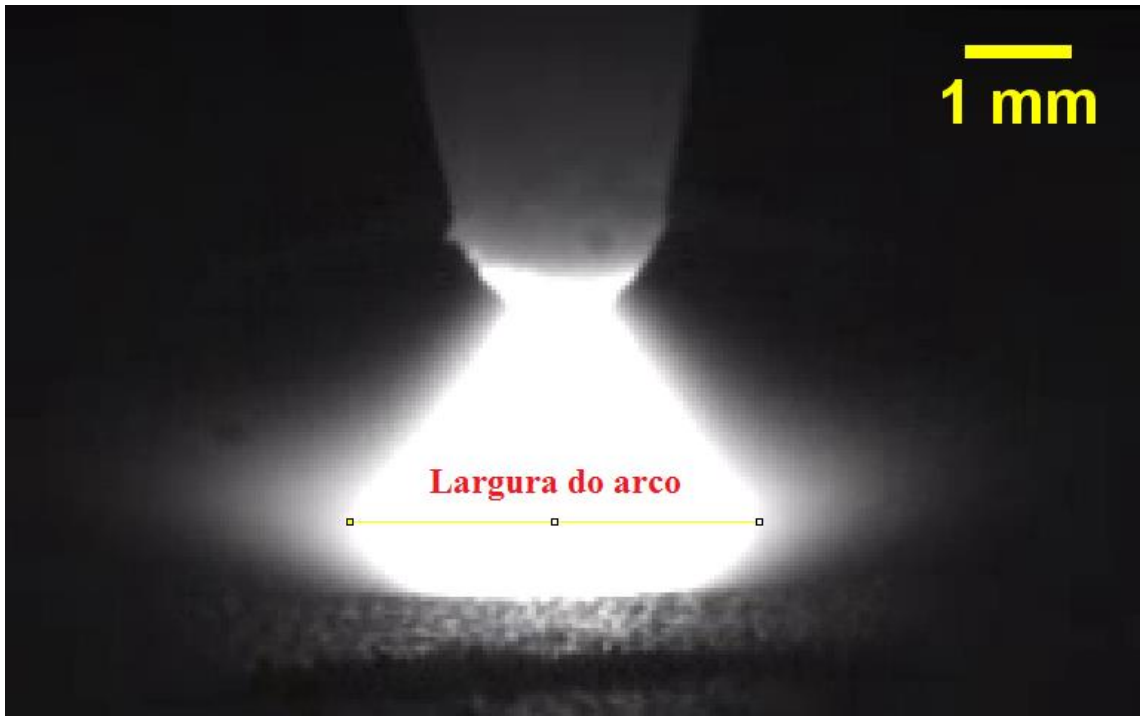
A análise consistiu na medição de 2 parâmetros determinados: a largura do arco e a altura entre a ponta do eletrodo e a região mais larga do arco (comprimento do arco estimado). A largura do arco foi medida para avaliar a variação relativa da largura do arco ao comparar-se sua largura na soldagem A-TIG e na soldagem TIG, de modo a

indicar se houve ou não a ocorrência de constrição do arco elétrico. A medição do comprimento do arco foi realizada para verificar se haveria mudanças importantes no seu valor devido à inclinação na bancada de soldagem, uma vez que esta possuía uma pequena inclinação, e não foi possível eliminá-la por completo. A Figura 4.11 indica como estes parâmetros foram medidos.

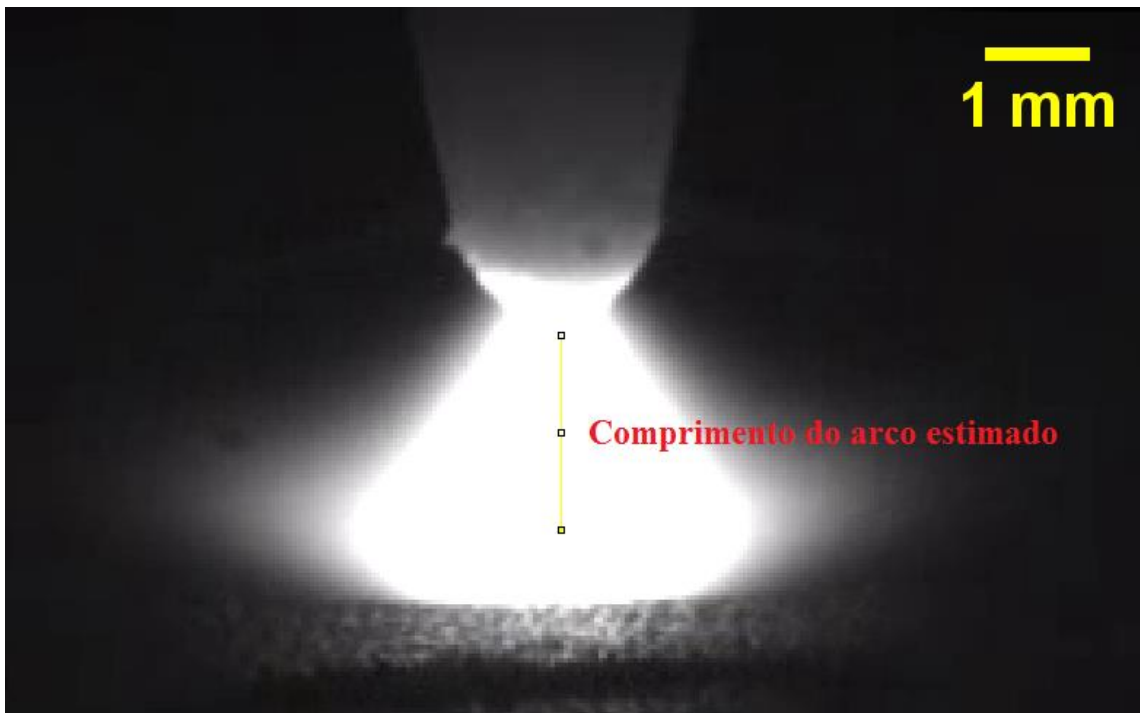
A largura do arco foi considerada como sendo a região mais larga do arco, devido à impossibilidade em determinar a posição em que o arco encontrava a superfície do corpo de prova. Para medir o comprimento do arco, primeiramente mediu-se a largura do mesmo, que corresponde à linha traçada na Figura 4.10 (a). Sobre esta linha, selecionou-se o ponto inferior da reta vertical da Figura 4.10 (b), e ligou-se até a ponta do eletrodo. O ponto superior foi estimado, pois não era possível visualizar a ponta do eletrodo.

Contudo, foi observada em alguns testes uma variação da luminosidade geral do arco obtida na filmagem, como mostra a Figura 4.11 (a). Para se determinar as fronteiras do arco nos testes com menor luminosidade, utilizou-se, no programa ImageJ, a ferramenta “Threshold”, que permitiu destacar, na imagem, os pixels com valores de luminosidade superiores a um dado limite. A Figura 4.11 (b) mostra, em vermelho, a região cujos pixels tinham luminosidade acima de determinado valor. Realizada esta delimitação, utilizou-se a mesma metodologia descrita para os arcos com maior luminosidade para determinação da largura e do comprimento do arco.

Após as medições, calcularam-se as variações relativas da largura do arco ao compararse sua largura na soldagem A-TIG e na soldagem TIG. Os valores de variação relativa da largura do arco foram utilizados para avaliar se houve ou não a ocorrência de constrição do arco elétrico.



(a)

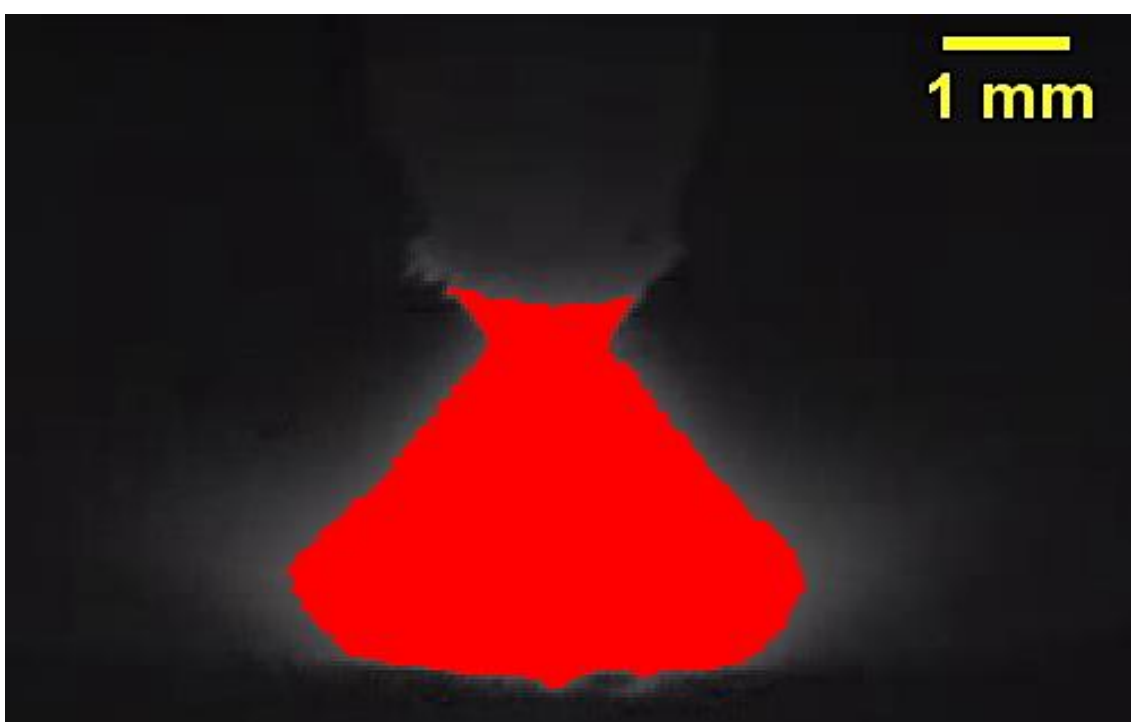


(b)

**Figura 4.10** - Parâmetros medidos para análise: (a) largura do arco; (b) comprimento do arco estimado.



(a)



(b)

**Figura 4.11** - Arco elétrico com menor luminosidade: (a) sem o uso da ferramenta “Threshold”; (b) com o uso da ferramenta “Threshold”.

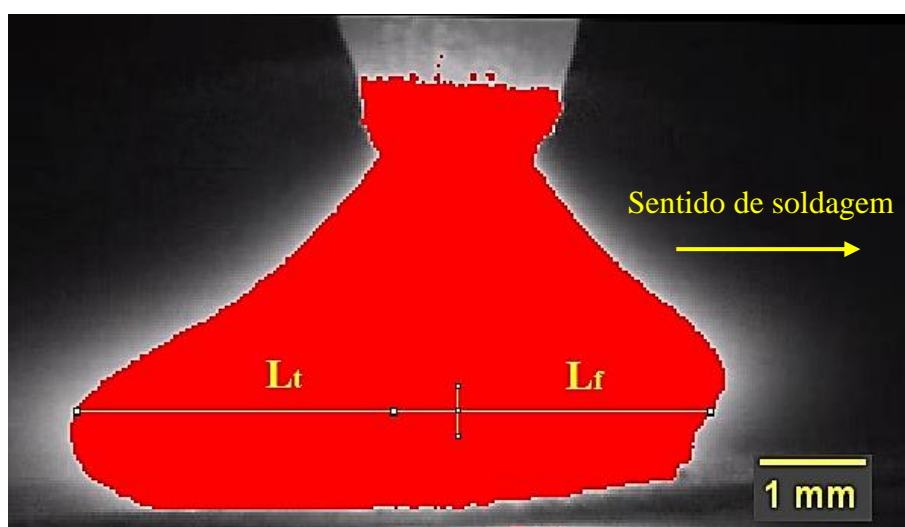
#### 4.2.4.3 - Filmagem lateral

Para verificar diferenças no arco nas condições de soldagem TIG e A-TIG foram realizadas também filmagens laterais do arco nas amostras C60/0, S60/0 e A60/0, que correspondem à maior densidade superficial para cada fluxo.

O procedimento de análise inicialmente consistiu em selecionar frames da filmagem de cada teste. Pela filmagem, percebeu-se que o arco no processo A-TIG apresentou um comportamento bem estável ao longo de toda a extensão. Por este motivo, escolheram-se dois frames no processo A-TIG para cada teste, um três segundos após a transição TIG/A-TIG e outro três segundos antes do fim do processo A-TIG.

Com o intuito de caracterizar a deflexão apresentada pelo arco elétrico, utilizou-se, para definir as fronteiras do arco de forma padronizada, a ferramenta “Threshold”. Escolheu-se o valor arbitrário na escala de tons de cinza das imagens igual a 200. A Figura 4.12 mostra a metodologia aplicada.

Nestas imagens, foram feitas medidas das distâncias máximas do arco no sentido de soldagem ( $L_f$ ) e no sentido oposto ao de soldagem ( $L_t$ ). A linha vertical que separa  $L_f$  e  $L_t$  na Figura 4.12 foi obtida traçando-se uma reta a partir da ponta do eletrodo, o que corresponderia ao centro do arco sem deflexão. Como parâmetro de comparação, definiu-se um índice de simetria do arco como sendo a razão entre  $L_f$  e  $L_t$ , de modo que quanto mais próximo de 1, maior a simetria do arco.



**Figura 4.12** - Metodologia para análise da deflexão do arco na filmagem lateral.

## 4.2.5 - Caracterização do cordão de solda

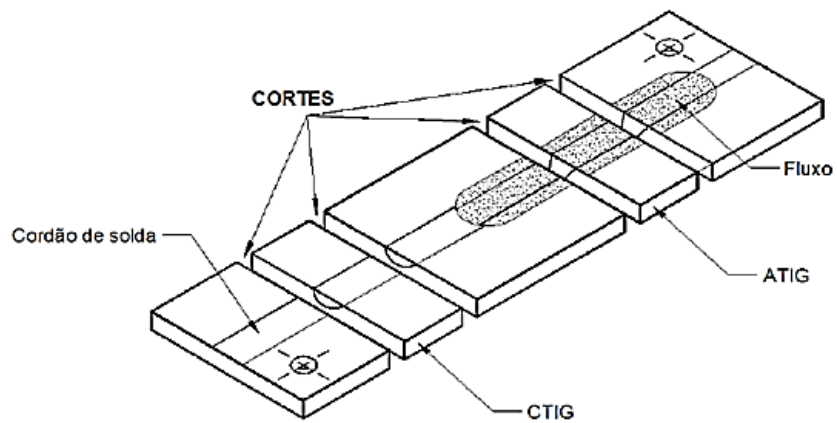
### 4.2.5.1 - Análise macrográfica

Duas amostras, cada uma com duas secções transversais, foram obtidas mediante quatro cortes em cada corpo de prova, obtendo-se uma amostra na região da soldagem TIG e outra na região da soldagem A-TIG (Figura 4.13). Os cortes foram realizados com a cortadora do tipo bancada Struers Labotom.

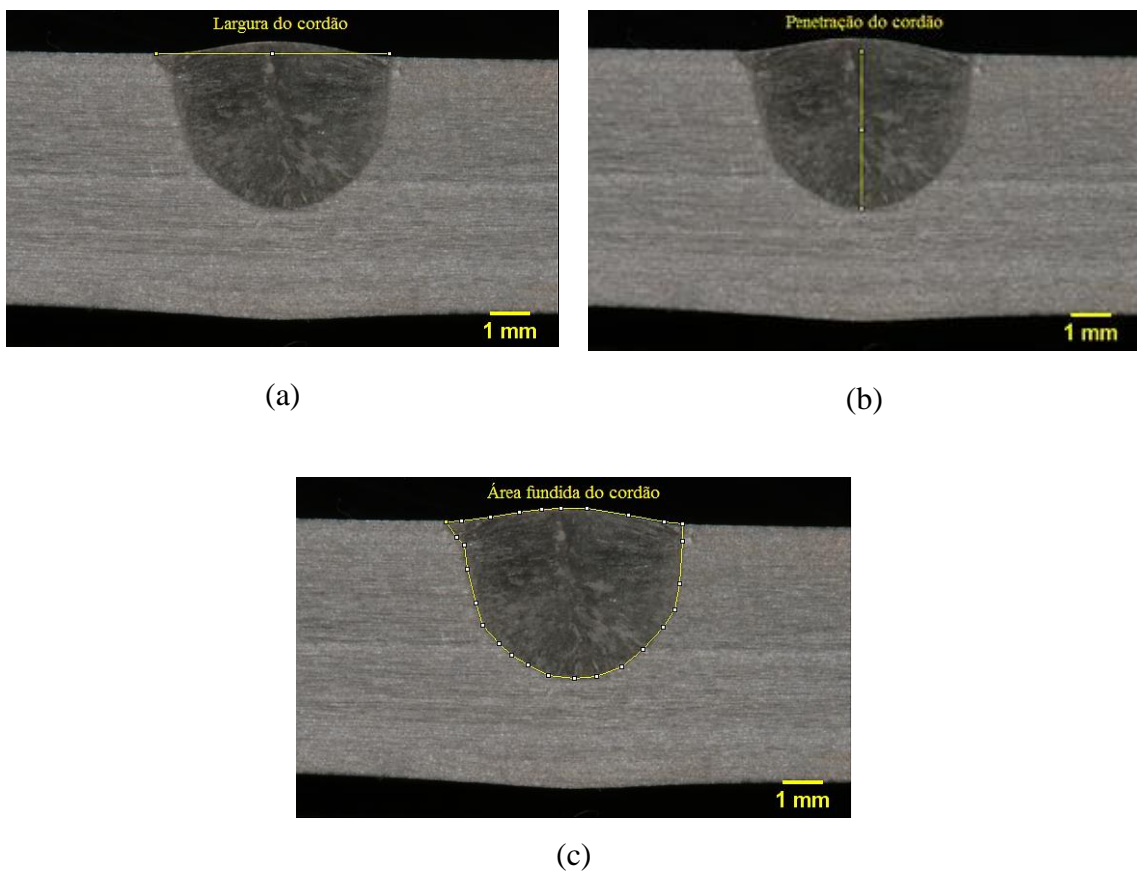
Para a análise macrográfica, as secções obtidas foram preparadas através de lixamento até granulometria de 600 mesh e atacadas com reativo Marble (4 g de sulfato de cobre + 20 mL de ácido clorídrico + 20 mL de água destilada). O ataque foi realizado por aplicação direta com o auxílio de um algodão por cerca de um minuto em média. O lixamento foi realizado na lixadeira de bancada Struers LaboPol-21

Realizado o ataque químico, as secções de interesse foram fotografadas juntamente com uma escala. As imagens foram transferidas para um computador e as dimensões da largura (L), penetração (P) e área fundida do cordão de solda (A) foram medidas com o software ImageJ versão 1.48, do National Institute of Health nos Estados Unidos (<http://imagej.nih/ij>). A Figura 4.14 mostra as medidas realizadas. Para todos os procedimentos de cálculo, as dimensões foram calibradas no programa mediante a escala fotografada juntamente com a seção examinada. As imagens das seções das macrografias foram realizadas com a máquina digital Canon Rebel XTI com lente macro.

Quatro parâmetros de medição foram usados para avaliar o efeito dos fatores experimentais no formato do cordão de solda: variação da largura do cordão ( $L_{A-TIG} - L_{TIG}$ ); variação da penetração do cordão ( $P_{A-TIG} - P_{TIG}$ ); variação da área fundida do cordão ( $A_{A-TIG} - A_{TIG}$ ) e variação da razão profundidade de penetração/largura do cordão (razão  $P/L_{A-TIG} -$  razão  $P/L_{TIG}$ ).



**Figura 4.13** - Procedimento de corte para análise macrográfica (LIBERATO, 2013).



**Figura 4.14** - Exemplos de medições dos parâmetros do cordão de solda: (a) largura; (b) penetração e (c) área fundida.

#### 4.2.5.2 - Análise microestrutural

A análise metalográfica foi realizada para verificar uma possível alteração na microestrutura da zona fundida para soldas feitas na presença de fluxo (A-TIG) em

relação à obtida sem fluxo. Para esta análise, foram selecionadas as amostras C60/0, S60/0 e A60/0.

As amostras passaram pelas etapas de lixamento em lixas com granulometria de 180, 280, 400, 600 e 1000 mesh, polimento em panos com pasta de diamante de 9  $\mu\text{m}$ , 3  $\mu\text{m}$  e 1  $\mu\text{m}$  e pelo ataque metalográfico com o reativo Marble. Imagens da microestrutura foram obtidas através do software Leica Application Suite V3, instalado em um computador e acoplado a um microscópio óptico metalográfico marca Leitz, modelo Metallux II.

Foi realizada a medição do teor de ferrita delta na zona fundida nas regiões TIG e A-TIG com o auxílio do equipamento Feritscope Fisher MP30 (Figura 4.15). Foram feitas, na superfície superior do cordão, 10 medidas para o processo TIG e 10 para o A-TIG.



**Figura 4.15** - Feritscope Fischer MP30.

#### **4.2.6 - Análise estatística da influência dos fatores na morfologia do cordão de solda e tensão do arco elétrico**

Como neste trabalho foi realizado um planejamento fatorial sem réplicas, não haveria a possibilidade, considerando todas as interações possíveis, de estimar-se o erro para a análise de variância. Portanto, foram levados em conta apenas os termos de interação de segunda ordem, para que houvesse graus de liberdade para estimação do erro, no caso, aqueles associados ao termo de terceira ordem. A análise de variância e os gráficos de



efeitos principais e interações foram obtidos por meio do software Minitab 13.1. O significado destes gráficos será explicado na análise dos resultados.

Nas tabelas de análise de variância da seção Resultados e Discussões foi utilizado o símbolo asterisco (\*) para indicar a interação entre dois fatores. Assim, por exemplo, o termo Tipodefluxo\*Densidade significa a interação entre o tipo de fluxo e a densidade.

## 5 - RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesta seção são abordados os resultados referentes aos esquemas de disposição obtidos, bem como o cálculo de massa de fluxo para cada esquema de deposição. Também é mostrado como o acabamento superficial, a morfologia e a microestrutura dos cordões de solda foram afetados pelas variáveis de estudo. É apresentado o efeito das variáveis de estudo na tensão do arco elétrico e como o comportamento do arco elétrico foi afetado para as configurações testadas.

### 5.1 - Verificação dos valores e centralização da abertura

Nas Tabelas V.1 e V.2 são mostradas os resultados das medidas realizadas para avaliar a incerteza e a reprodutibilidade quanto à obtenção da abertura central sem fluxo para seus diferentes valores. As medidas correspondem aos testes descritos na seção 4.2.2.

Inicialmente, comparou-se o primeiro e segundo conjunto de medidas realizadas nos testes (Tabelas V.1 e V.2, respectivamente) para avaliar se houve alguma tendência de aumento ou diminuição das medidas realizadas entre os dois conjuntos de medidas. Para isso, calcularam-se as diferenças das medidas de  $A_1$  e  $A_2$  entre estes conjuntos. Em seguida, foi feito um teste de hipótese (t-pareado) para as diferenças de  $A_1$  e  $A_2$ , avaliando se a média das diferenças de  $A_1$  e  $A_2$  foi igual a zero (sem tendência de aumento ou diminuição). Os resultados estão na Tabela V.3.

**Tabela V.1** - Cálculo das aberturas e sua centralização na máscara

Abertura desejada (mm)	Parâmetros medidos						Parâmetros calculados		
	$A_1$ (mm <sup>2</sup> )	$A_2$ (mm <sup>2</sup> )	$A_{central}$ (mm <sup>2</sup> )	$A_{total}$ (mm <sup>2</sup> )	$L_1$ (mm)	$L_2$ (mm)	$L_{med}$ (mm)	$W_{med}$ (mm)	$R(A_1, A_2)$ (%)
1	464	467	71	1002	70,0	70,0	70,0	1,02	0,61
1	460	452	83	996	70,1	69,9	70,0	1,19	1,74
1	474	441	74	989	69,9	69,7	69,8	1,06	7,68
1	467	450	74	991	70,1	70,0	70,0	1,06	3,75
2	430	420	143	993	70,3	70,1	70,2	2,03	2,48
2	430	415	153	998	70,3	70,0	70,1	2,19	3,40
2	431	408	155	994	70,3	70,0	70,1	2,21	5,61
2	429	426	145	999	70,3	70,1	70,2	2,06	0,80
4	351	356	286	993	70,1	69,7	69,9	4,09	1,60
4	385	347	269	1001	70,0	69,7	69,9	3,85	10,87
4	357	370	270	997	70,1	69,8	70,0	3,86	3,45
4	351	358	288	997	70,3	70,0	70,1	4,10	1,81

**Tabela V.2** - Cálculo das aberturas e sua centralização na máscara

Abertura desejada (mm)	Parâmetros medidos					Parâmetros calculados			
	A <sub>1</sub> (mm <sup>2</sup> )	A <sub>2</sub> (mm <sup>2</sup> )	A <sub>central</sub> (mm <sup>2</sup> )	A <sub>total</sub> (mm <sup>2</sup> )	L <sub>1</sub> (mm)	L <sub>2</sub> (mm)	L <sub>med</sub> (mm)	W <sub>med</sub> (mm)	R(A <sub>1</sub> ,A <sub>2</sub> ) (%)
1	467	464	69	1001	70,3	70,1	70,2	0,98	0,58
1	464	457	77	997	70,1	70,0	70,1	1,09	1,53
1	470	443	77	990	70,0	69,7	69,9	1,10	6,04
1	469	451	71	991	70,1	69,8	70,0	1,01	4,01
2	427	423	141	992	70,0	69,9	69,9	2,02	0,93
2	433	417	150	1000	70,3	70,1	70,2	2,13	3,76
2	433	414	150	997	70,3	70,0	70,1	2,14	4,67
2	433	427	139	999	70,0	70,0	70,0	1,98	1,31
4	358	358	280	996	70,1	69,7	69,9	4,00	0,12
4	380	346	270	997	70,1	69,7	69,9	3,87	9,91
4	356	369	270	996	70,1	69,8	70,0	3,86	3,62
4	353	362	283	998	70,3	69,8	70,0	4,05	2,43

**Tabela V.3** - Análise de erro experimental das medidas realizadas

Diferença entre áreas		
p-valor	Média	Desvio padrão
0,01	-1,6	2,9

Considerando um nível de significância de 5% existem evidências suficientes para rejeição da hipótese da diferença de medidas de A<sub>1</sub> e A<sub>2</sub> ser igual a zero. O resultado demonstra que foi possível perceber um erro experimental nas medidas de A<sub>1</sub> e A<sub>2</sub>, em média de -1,6 mm<sup>2</sup>. O valor negativo indica que o segundo conjunto de medidas apresentou, em média, valores menores.

No entanto, levando em conta que o valor de 1,6 mm<sup>2</sup>, isto equivale a um erro inferior a 1% em relação à media das medidas de A<sub>1</sub> e A<sub>2</sub>. Além disso, admitindo que o comprimento médio da abertura (L<sub>med</sub>) seja de 70 mm, este erro de área corresponderia a uma mudança aproximada de 0,03 mm no valor da abertura, o que é aceitável considerando que corresponde, por exemplo, a uma variação de 1,5% para a abertura de 2 mm. Assim, mesmo com a rejeição da hipótese nula, considerou-se, para os objetivos do trabalho, que o erro sistemático apontado é pouco significativo.

A partir dos dados apresentados nas Tabelas V.1 e V.2 realizou-se uma análise estatística para verificar se a metodologia empregada foi capaz de fornecer os valores de

abertura desejados, assim como sua centralização na máscara. Os resultados obtidos foram resumidos na Tabela V.4.

**Tabela V.4** - Avaliação da metodologia para obtenção das aberturas desejadas

Abertura (mm)	p-valor	Intervalo de Confiança 95%
1	0,027	(1,0096 ; 1,1174)
2	0,015	(2,0249 ; 2,1678)
4	0,347	(3,8674 ; 4,0533)

Para um nível de significância de 5%, existem evidências suficientes para rejeição da hipótese nula ( $H_0: \mu =$  abertura especificada) referentes às aberturas de 1 e 2 mm, enquanto que para a abertura de 4 mm não há evidências suficientes para a rejeição de  $H_0$ .

Percebe-se que, para as menores aberturas, as médias dos valores obtidos foram ligeiramente superiores aos valores desejados, possivelmente pela maior dificuldade em obter-se tiras de menor largura. A diferença foi, contudo, muito pequena (em torno de 5%). Por outro lado, quando se compara os valores obtidos para as menores aberturas, existe uma diferença significativa entre elas. Assim, apesar desta diferença encontrada, decidiu-se manter as condições de confecção das tiras para a definição das aberturas.

Quanto à centralização da abertura, considerou-se que caso a média de  $R(A_1, A_2)$  fosse menor que 5% a metodologia seria adequada ( $H_0: \mu_R = 5\%$  ;  $H_a: \mu_R > 5\%$ ). Este valor foi adotado considerando a variação na densidade de fluxo que seria causada à esquerda e à direita da abertura. Caso  $R(A_1, A_2)$  fosse igual à 5%, a diferença de densidade entre os lados seria inferior a 5%.

A partir do trabalho de NETO (2012), é visto, para o caso da cromita, que uma variação de densidade inferior a 5%, para os níveis utilizados, não afeta de forma significativa o formato do cordão de solda, mostrando ser pouco provável que o valor de  $R(A_1, A_2)$  menor ou igual à 5% cause mudanças importantes nos resultados. Assumiu-se que o comportamento da sílica e da alumina fosse similar ao da cromita.

Assim, para um teste unilateral, o p-valor encontrado foi de 0,923. Então, para um nível de significância de 5%, não existem evidências suficientes para a rejeição de  $H_0$ . Portanto, a metodologia utilizada foi considerada adequada para os fins desejados, tanto para a obtenção dos valores de abertura desejados quanto para sua centralização na máscara.

Além disso, com as medições realizadas nas máscaras, calcularam-se as quantidades de fluxo a serem aplicadas para cada valor de abertura de modo a manter a densidade superficial constante. Assumiu-se para efeito de cálculo uma centralização perfeita da abertura na máscara. Os resultados estão na Tabela V.5.

**Tabela V.5 - Massa de fluxo aplicada para cada valor de abertura**

<b>Abertura (mm)</b>	<b>Área de aplicação (mm<sup>2</sup>)</b>	<b>Densidade de fluxo (g/m<sup>2</sup>)</b>	<b>Massa total (mg)</b>	<b>Massa de cada lado (mg)</b>
0	1000	30	30,0	-
		60	60,0	-
1	920	30	27,6	13,8
		60	55,2	27,6
2	849	30	25,5	12,7
		60	51,0	25,5
4	720	30	21,6	10,8
		60	43,2	21,6

## **5.2 - Aspectos do processo**

### **5.2.1 - Análise dos dados elétricos do arco**

Os dados de tensão e corrente do arco elétrico são mostrados nas Tabelas V.6 e V.7, respectivamente. Os valores de tensão média e desvio padrão correspondem ao intervalo de três segundos utilizado para o cálculo de  $\Delta U$  e  $\Delta I$ .

Os valores de corrente do arco mostram a estabilidade da fonte transistorizada utilizada operando em modo de corrente constante. Os valores de desvio padrão para a tensão do arco refletem a elevada estabilidade típica da soldagem TIG e, também, da A-TIG.

**Tabela V.6** - Dados de tensão do arco elétrico no processo TIG e A-TIG

Teste	Fluxo	Densidade (g/m <sup>2</sup> )	Abertura (mm)	Tensão TIG (V)		Tensão A-TIG (V)		Δ Tensão (V)
				Média	Desvio	Média	Desvio	
C30/0	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	0	11,3	0,1	12,1	0,0	0,8
C30/1	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	1	11,5	0,0	12,1	0,0	0,6
C30/2	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	2	10,3	0,1	11,0	0,1	0,6
C30/4	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	4	11,2	0,1	11,3	0,1	0,2
C60/0	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	0	10,7	0,1	11,6	0,1	0,9
C60/1	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	1	10,8	0,1	11,7	0,1	0,9
C60/2	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	2	11,2	0,1	11,8	0,0	0,6
C60/4	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	4	11,3	0,1	11,6	0,0	0,3
S30/0	SiO <sub>2</sub>	30	0	10,7	0,1	11,4	0,1	0,7
S30/1	SiO <sub>2</sub>	30	1	11,1	0,0	11,7	0,1	0,6
S30/2	SiO <sub>2</sub>	30	2	11,0	0,0	11,3	0,2	0,4
S30/4	SiO <sub>2</sub>	30	4	11,1	0,0	11,4	0,1	0,3
S60/0	SiO <sub>2</sub>	60	0	11,3	0,0	12,1	0,1	0,8
S60/1	SiO <sub>2</sub>	60	1	10,6	0,0	11,1	0,1	0,5
S60/2	SiO <sub>2</sub>	60	2	10,7	0,0	11,5	0,0	0,7
S60/4	SiO <sub>2</sub>	60	4	10,9	0,1	11,3	0,1	0,3
A30/0	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	0	11,0	0,1	11,2	0,0	0,2
A30/1	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	1	10,7	0,0	11,1	0,1	0,3
A30/2	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	2	10,9	0,0	11,3	0,1	0,4
A30/4	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	4	10,8	0,1	10,8	0,0	0,0
A60/0	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	0	10,9	0,0	11,4	0,1	0,5
A60/1	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	1	10,7	0,0	11,0	0,1	0,3
A60/2	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	2	10,7	0,1	10,9	0,1	0,2
A60/4	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	4	10,9	0,1	11,0	0,1	0,1

**Tabela V.7** - Corrente do arco elétrico no processo TIG e A-TIG

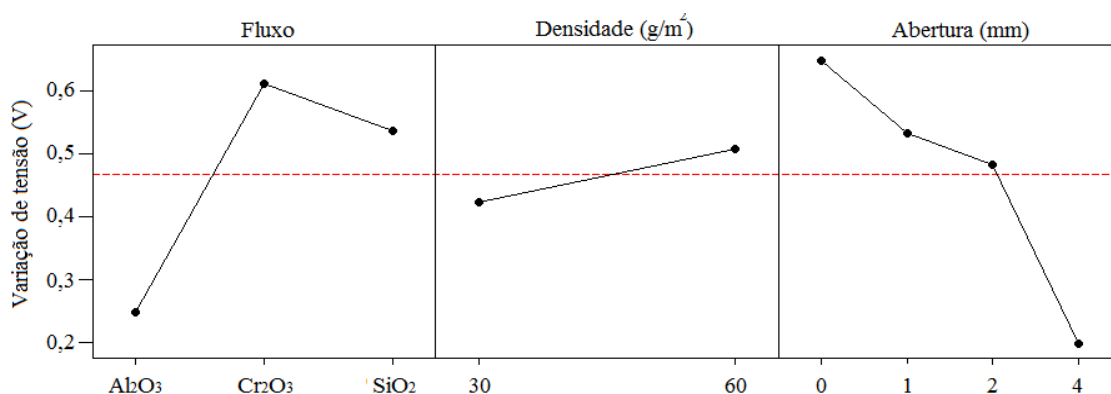
Teste	Fluxo	Densidade (g/m <sup>2</sup> )	Abertura (mm)	Corrente TIG (A)		Corrente A-TIG (A)		Δ Corrente (A)
				Média	Desvio	Média	Desvio	
C30/0	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	0	190,7	0,1	190,7	0,1	0,0
C30/1	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	1	191,8	0,1	191,8	0,1	0,0
C30/2	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	2	188,2	0,1	188,2	0,1	0,0
C30/4	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	4	191,6	0,1	191,6	0,1	0,0
C60/0	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	0	188,7	0,1	188,6	0,1	-0,1
C60/1	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	1	191,1	0,1	191,0	0,1	0,0
C60/2	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	2	191,9	0,1	191,9	0,1	0,0
C60/4	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	4	189,1	0,1	189,0	0,1	0,0
S30/0	SiO <sub>2</sub>	30	0	188,8	0,1	188,8	0,1	0,0
S30/1	SiO <sub>2</sub>	30	1	188,7	0,1	188,7	0,1	-0,1
S30/2	SiO <sub>2</sub>	30	2	190,4	0,1	190,4	0,1	0,0
S30/4	SiO <sub>2</sub>	30	4	188,6	0,1	188,6	0,1	0,0
S60/0	SiO <sub>2</sub>	60	0	191,2	0,1	191,2	0,1	0,0
S60/1	SiO <sub>2</sub>	60	1	188,3	0,1	188,3	0,1	0,0
S60/2	SiO <sub>2</sub>	60	2	188,5	0,1	188,5	0,1	0,0
S60/4	SiO <sub>2</sub>	60	4	191,3	0,1	191,2	0,1	0,0
A30/0	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	0	190,4	0,1	190,4	0,1	0,0
A30/1	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	1	188,0	0,1	188,0	0,1	0,0
A30/2	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	2	189,0	0,1	189,0	0,1	0,0
A30/4	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	4	188,2	0,1	188,2	0,1	0,0
A60/0	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	0	189,1	0,1	189,1	0,1	0,0
A60/1	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	1	188,8	0,1	188,8	0,1	0,0
A60/2	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	2	192,6	0,1	192,6	0,1	0,0
A60/4	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	4	192,7	0,1	192,7	0,1	0,0

A análise de variância do efeito dos fatores na tensão do arco está mostrada nas Figuras 5.1 e 5.2 e na Tabela V.8. Como dito na metodologia, a análise de variância permitiu avaliar os efeitos principais dos fatores (Figura 5.1) e os efeitos de interação entre estes fatores (Figura 5.2).

O gráfico de efeitos principais avalia a influência isolada dos fatores, ou seja, o efeito de cada fator individualmente no parâmetro de interesse. Por exemplo, como mostrado na Figura 5.1, o ponto referente ao fluxo de sílica indica qual foi a variação média na tensão do arco elétrico causada pela sílica, levando-se em conta todos os testes realizados com este fluxo. O ponto referente à abertura de 4 mm indica qual foi a variação média de tensão do arco elétrico para uma abertura de 4 mm, levando-se em conta todos os testes realizados com este valor de abertura.

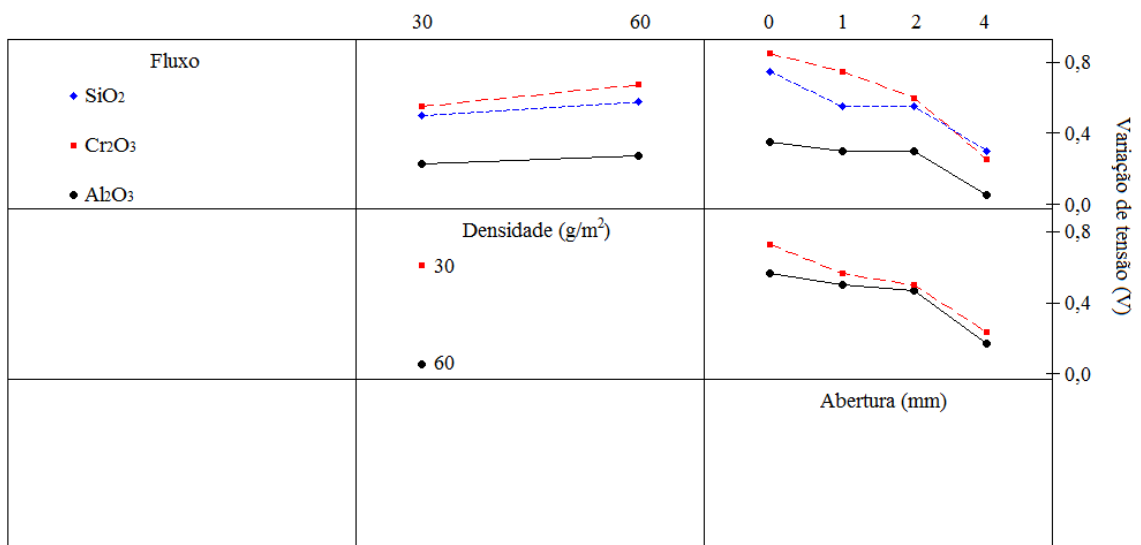
O gráfico de interação entre fatores corresponde à diferença de comportamento de um fator (por exemplo, o tipo de fluxo) nos diferentes níveis de outro fator (por exemplo, a densidade superficial) com respeito ao parâmetro de interesse (por exemplo, a tensão do arco). Assim, na Figura 5.2, o quadro do tipo de fluxo e densidade superficial apresenta como cada fluxo, para as duas densidades superficiais, afetou, em média, a tensão do arco elétrico. Percebe-se, por exemplo, que todos os fluxos tiveram o mesmo comportamento, causaram maiores aumentos na tensão do arco para a maior densidade, o que mostra que não houve interação entre o tipo de fluxo e a densidade.

A Tabela V.8 apresenta o p-valor para cada termo individual e suas interações. Caso o p-valor de um termo seja menor que o nível de significância utilizado, considera-se este termo significativo. Caso o p-valor de um termo seja próximo do nível de significância (pouco acima ou abaixo), o teste é inconclusivo. Contudo, mesmo inconclusivo, quem analisa os resultados pode, assumindo certos riscos, considerá-lo significativo ou não.



**Figura 5.1** - Efeitos principais do tipo de fluxo, densidade e abertura na variação da tensão do arco. A linha tracejada vermelha representa a média geral de variação da tensão do arco.





**Figura 5.2** - Análise de interação entre tipo de fluxo, densidade e abertura na variação da tensão do arco.

**Tabela V.8** - Análise de variância para a variação de tensão do arco elétrico

Fator	Estatística F	p-valor
Tipo de fluxo	14,96	0,005
Densidade	2,13	0,195
Abertura	11,18	0,007
Tipo de fluxo*Densidade	0,15	0,865
Tipo de fluxo*Abertura	0,60	0,723
Densidade*Abertura	0,26	0,855

Admitindo-se um nível de significância de 5%, a análise estatística indicou evidências suficientes de que o tipo de fluxo e a abertura influenciaram na variação da tensão do arco para as condições experimentais utilizadas.

Cromita e sílica tiveram maior influência na tensão do arco, em média, 0,6 e 0,53 V, respectivamente, enquanto que para a alumina o efeito foi menos importante, em torno de 0,25 V. Segundo MIDDEL *et al.* (1998), o aumento da tensão na soldagem A-TIG têm valores da ordem de 1 V ou menores.

RÜCKERT *et al.* (2007), utilizando a sílica como fluxo, sugere que a presença de elementos do fluxo possam modificar a distribuição de portadores de carga prevalente

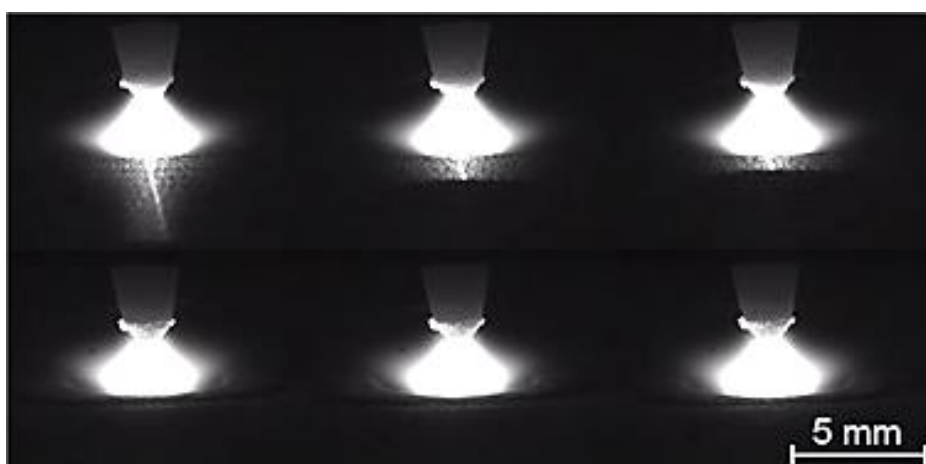
no arco, o que causaria o seu aumento de tensão. Além disso, os autores constataram, mediante filmagem lateral do arco, uma deflexão para trás do mesmo, sendo dito que isto aumentaria o comprimento efetivo do arco, e, conseqüentemente, a sua tensão.

Quanto ao efeito da abertura, à medida que esta vai aumentando, a variação na tensão do arco vai sendo reduzida (Figuras 5.1 e 5.2). RÜCKERT *et al.* (2007) encontraram o mesmo comportamento com o uso de sílica. Segundo os autores, a presença de uma abertura sem fluxo facilita bastante a formação da mancha anódica e a estabilidade do arco mesmo em baixas correntes, reduzindo sua tensão. Portanto, à medida que a abertura aumenta, menor é o aumento de tensão devido à presença de fluxo.

## 5.2.2 - Aspectos do arco elétrico

### 5.2.2.1 - Filmagem frontal do arco elétrico

Durante as medições realizadas em imagens obtidas pela filmagem frontal do arco elétrico, percebeu-se que o comprimento do arco estimado apresentou variações ao longo do cordão de solda. No entanto, estas variações foram pequenas (Tabela V.9) e, como será mostrado a seguir, não influenciaram nas conclusões obtidas. A Figura 5.3 mostra a filmagem frontal do arco elétrico no teste S60/0. A linha luminosa abaixo do arco nas três imagens superiores corresponde à linha de centro que foi traçada no corpo de prova para facilitar a aplicação do fluxo. Nas imagens inferiores ela não é vista, pois está coberta pelo fluxo.



**Figura 5.3** - Imagens da filmagem frontal do arco referente ao teste S60/0. As três imagens superiores correspondem à região sem fluxo e as três inferiores com fluxo.

A variação do comprimento do arco é indesejável, pois influencia na largura do próprio arco, que foi o parâmetro utilizado para averiguar indícios da ocorrência da constrição mecânica. A Tabela V.9 mostra os resultados das medidas de largura e comprimento do arco.

**Tabela V.9** - Variação da largura e do comprimento do arco entre os processos A-TIG e TIG

Nº da amostra	Fluxo	Densidade (g/m <sup>2</sup> )	Abertura (mm)	Variação da largura do arco		Variação do comprimento do arco	
				(mm)	(%)	(mm)	(%)
2	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30	1	0,17	4,4	-0,02	-1,2
5	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	0	0,17	4,4	0,08	6,6
7	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	2	0,07	1,9	0,05	3,8
13	SiO <sub>2</sub>	60	0	-0,01	-0,3	-0,11	-7,9
14	SiO <sub>2</sub>	60	1	0,09	2,5	-0,10	-7,5
15	SiO <sub>2</sub>	60	2	-0,03	-0,7	-0,06	-3,4
21	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	0	0,10	2,5	0,07	3,6
23	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	60	2	0,10	2,4	0,01	0,8

Aparentemente, a Tabela V.9 indica que a variação no comprimento do arco não apresentou tendência de aumento ou diminuição, mas uma distribuição aleatória. Para confirmar esta observação, foi feito o teste de hipótese para avaliar se esta variação seria significativamente diferente de zero ( $H_0: \Delta a_{med} = 0$  ;  $H_a \Delta a_{med} \neq 0$ ). Os resultados estão na Tabela V.10.

**Tabela V.10** - Análise estatística referente à variação do comprimento do arco

Parâmetro do arco	Intervalo de confiança (95%)	p-valor
Variação do comprimento de arco estimado (mm)	(-0,0726 ; 0,0526)	0,717

Considerando o nível de 5% de significância, não existem evidências suficientes para se concluir que a variação do comprimento do arco foi diferente de zero nos locais onde as medidas de largura do arco foram realizadas.

Com relação à variação da largura do arco, a Tabela V.9 mostra que nenhum teste apresentou uma variação negativa acentuada, sendo a maior redução de largura observada inferior a 1%. Portanto, com a metodologia e equipamentos utilizados, não foram visualizados indícios de constrição do arco tendo a largura do arco como parâmetro de avaliação.

Por meio de modelamento matemático, XU *et al.* (2007) mostraram que os efeitos da constrição do arco no perfil da solda são muito pequenos, especialmente quanto à penetração, enquanto que variações significativas decorrem da inversão na convecção de Marangoni.

LI *et al.* (2007) indicam que o aumento de penetração observado com a aplicação de SiO<sub>2</sub> e TiO<sub>2</sub> possuem razões distintas. Para o SiO<sub>2</sub>, a constrição mecânica do arco seria o mecanismo principal para aumentar a penetração da solda. Ao usar o TiO<sub>2</sub>, o efeito Marangoni seria o mecanismo principal, e a constrição mecânica desempenharia um papel secundário na penetração da solda. O SiO<sub>2</sub>, por ser um óxido covalente, tem uma maior resistividade elétrica, favorecendo o mecanismo de constrição mecânica do arco.

TSENG *et al.* (2014) mostram que micropartículas e nanopartículas de sílica causam constrição no arco elétrico, enquanto que micropartículas e nanopartículas de alumina não geram constrição do arco, visto que o alumínio, comparado ao silício, tem menor eletroafinidade.

Segundo AHMADI *et al.* (2015), o uso de sílica e cromita podem ocasionar a constrição do arco elétrico, sendo o efeito da sílica mais acentuado. Uma possível explicação seria a maior resistividade elétrica da sílica (um óxido covalente) em relação aos outros óxidos. Nesse caso, a formação do contato elétrico entre o eletrodo e a superfície do fluxo é mais difícil, e este seria formado somente em uma pequena região do metal base onde o fluxo é decomposto pela energia do arco. Assim, a coluna do arco é formada com menor diâmetro, evidenciando sua constrição.

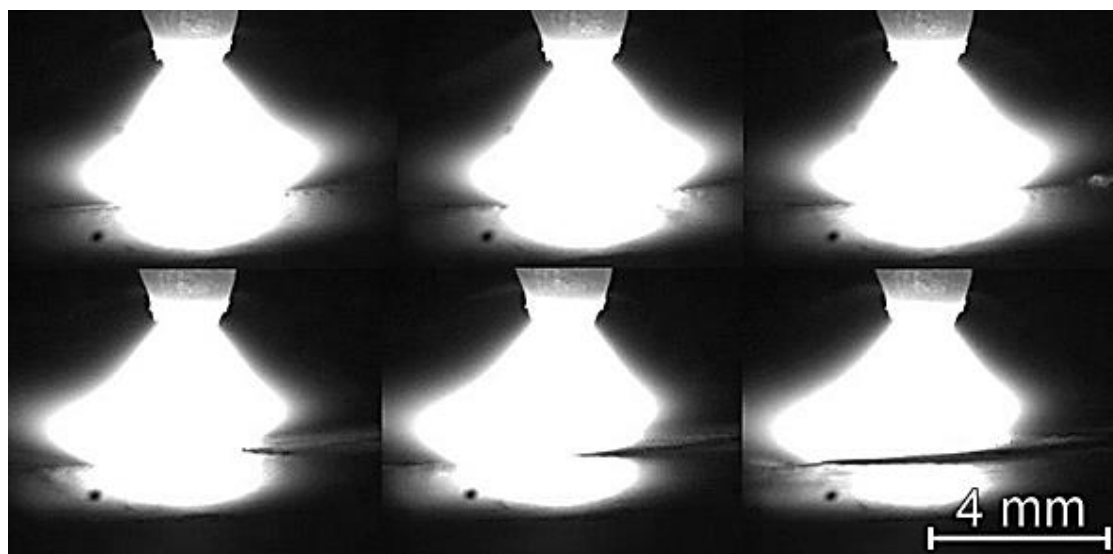
SIRE *et al.* (2002) observaram a ocorrência da constrição do arco durante a soldagem FB-TIG de alumínio com uso de sílica. Os autores sugerem que no processo FB-TIG a

constricção mecânica do arco se tornaria mais relevante que a constricção química, o que é atribuído às elevadas resistividade elétrica e temperatura de fusão da sílica.

Assim, percebe-se que a literatura não possui um denominador comum com relação ao principal mecanismo atuante na soldagem A-TIG. Contudo, as filmagens neste trabalho não evidenciaram indícios de constricção do arco quando a largura máxima do arco foi usada como parâmetro de avaliação.

### 5.2.2.2 - Filmagem lateral do arco elétrico

A análise da filmagem lateral do arco permitiu observar oscilação do arco para frente ou para trás quando esta passa da condição de soldagem sem fluxo para a soldagem com fluxo. Para caracterizar este comportamento foram definidos os parâmetros  $L_t$ ,  $L_f$  e o índice de simetria (ver seção 4.3.1.3). A Figura 5.4 apresenta as imagens da filmagem lateral para o teste S60/0.



**Figura 5.4** - Imagens da filmagem lateral da região do arco durante o teste S60/0. As três imagens superiores correspondem à região do cordão sem fluxo e as três inferiores, com fluxo. O sentido de soldagem é da esquerda para a direita.

Os resultados obtidos mostram que a sílica causou a maior deflexão para trás do arco, com um índice de simetria de aproximadamente 0,6 para o teste S60/0. Efeito similar, mas menos intenso, foi também observado para a  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  e a  $\text{Al}_2\text{O}_3$ . Estes fluxos apresentaram índice de simetria de aproximadamente 0,9.

Segundo RÜCKERT *et al.* (2007), a deflexão para trás do arco, no caso da sílica, aumenta para maiores espessuras da camada de fluxo para uma dada corrente de soldagem. Esta deflexão está relacionada com a resistividade elétrica da sílica, que, segundo os autores, diminui com o aumento da temperatura, e, particularmente, quando ocorre sua fusão. Como a temperatura da poça de fusão é maior na região oposta ao avanço da poça de fusão, o arco tende defletir “para trás” em relação à ponta do eletrodo.

LI *et al.* (2007) também observaram uma deflexão para trás do arco quando utilizaram como fluxo a sílica. Para estes autores, a deflexão ocorre pelo fato da camada de sílica atrás do arco elétrico ser parcialmente vaporizada pela passagem do mesmo, o que facilita o contato elétrico entre o arco e a peça nesta região, constatada pela deflexão. Ainda neste trabalho, foi observado que o  $\text{TiO}_2$  não causou deflexão do arco, o que foi explicado pelos autores pelo fato da sílica ter maior resistividade elétrica.

A explicação dada por RÜCKERT *et al.* (2007), na verdade, pode ser aplicada para a cromita e alumina, pois é bem provável que a resistividade elétrica de ambos diminua com a temperatura. A explicação de LI *et al.* (2007), com relação a vaporização do fluxo, pode explicar o fato da sílica ter sido o fluxo que causou a maior deflexão do arco, devido sua menor temperatura de vaporização. Assim, tanto a explicação de RÜCKERT *et al.* (2007) quanto a de LI *et al.* (2007) são prováveis, pois conseguem explicar o efeito dos três fluxos na deflexão para trás do arco.

Além disso, foi observado que, para os três fluxos, houve o aumento de tensão (seção 5.2.1) e a deflexão do arco para trás. Este resultado, contudo, não pode ser usado para validar a suposição de que o aumento da tensão do arco esteja associado com o aumento de seu comprimento causado pela deflexão para trás. Isto porque o fluxo de sílica, que apresentou a maior deflexão, não apresentou o maior aumento na tensão do arco, enquanto que a cromita e a alumina, cujas deflexões foram semelhantes, tiveram aumentos na tensão bem distintos.

### **5.3 - Aspectos macroscópicos do cordão**

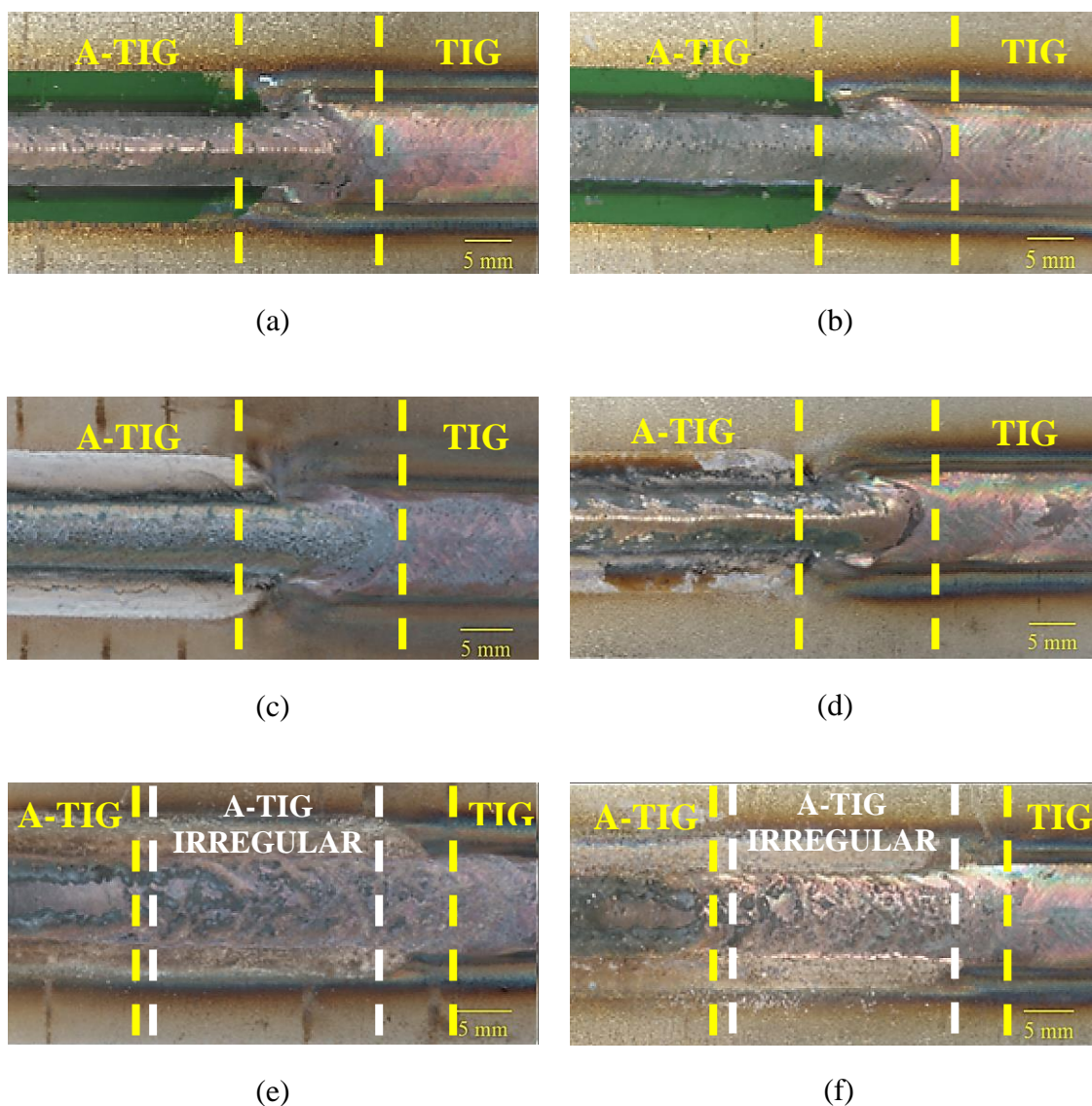
#### **5.3.1 - Acabamento superficial dos cordões de solda**

Fotografias de alguns corpos de provas dos testes principais estão apresentadas na Figura 5.5. Como indicado nesta figura, os cordões de solda com uso de cromita apresentaram, em geral, o melhor acabamento superficial, seguidos pelos cordões feitos com sílica e alumina. De forma similar, TSENG *et al.* (2014) diz que a sílica produz um acabamento superficial razoável do cordão quando comparado com cordões feitos com a alumina.

No geral, verificou-se que maiores quantidades de fluxo geraram maior quantidade de escória na superfície do cordão, sendo mais prejudicial quanto ao aspecto superficial no caso da sílica. Comparando as Figuras 5.5 (c) e (d) pode-se verificar diferenças no formato do cordão, caracterizadas por um aumento da convexidade do cordão, além da presença de mordeduras.

Nos testes feitos com alumina, alguns cordões apresentaram um comportamento distinto. Como mostrado nas Figuras 5.5 (e) e (f), a região A-TIG após a transição apresentou irregularidades superficiais (região A-TIG irregular), as quais, mais à frente, desapareceram. Este comportamento não foi visto nos cordões feitos com cromita e sílica. Nos testes realizados com filmagem foi observado que, na entrada da região recoberta com alumina, o jato de plasma ou o próprio gás de proteção removiu esta camada. Este efeito cessava após certo tempo, o que pode explicar a variação do aspecto do cordão obtida na soldagem A-TIG com alumina.

A análise macrográfica mostrou que, de fato, na região com irregularidades superficiais do cordão A-TIG não houve aumento de penetração, enquanto que, na região onde estas cessaram, um aumento foi percebido. Nas Figuras 5.5 (e) e (f) pode-se perceber que o próprio cordão parece mais estreito na região A-TIG sem a presença das irregularidades. Possivelmente, nesta região uma maior quantidade de fluxo interagiu com a poça de fusão, o que levou às mudanças observadas na morfologia do cordão de solda.

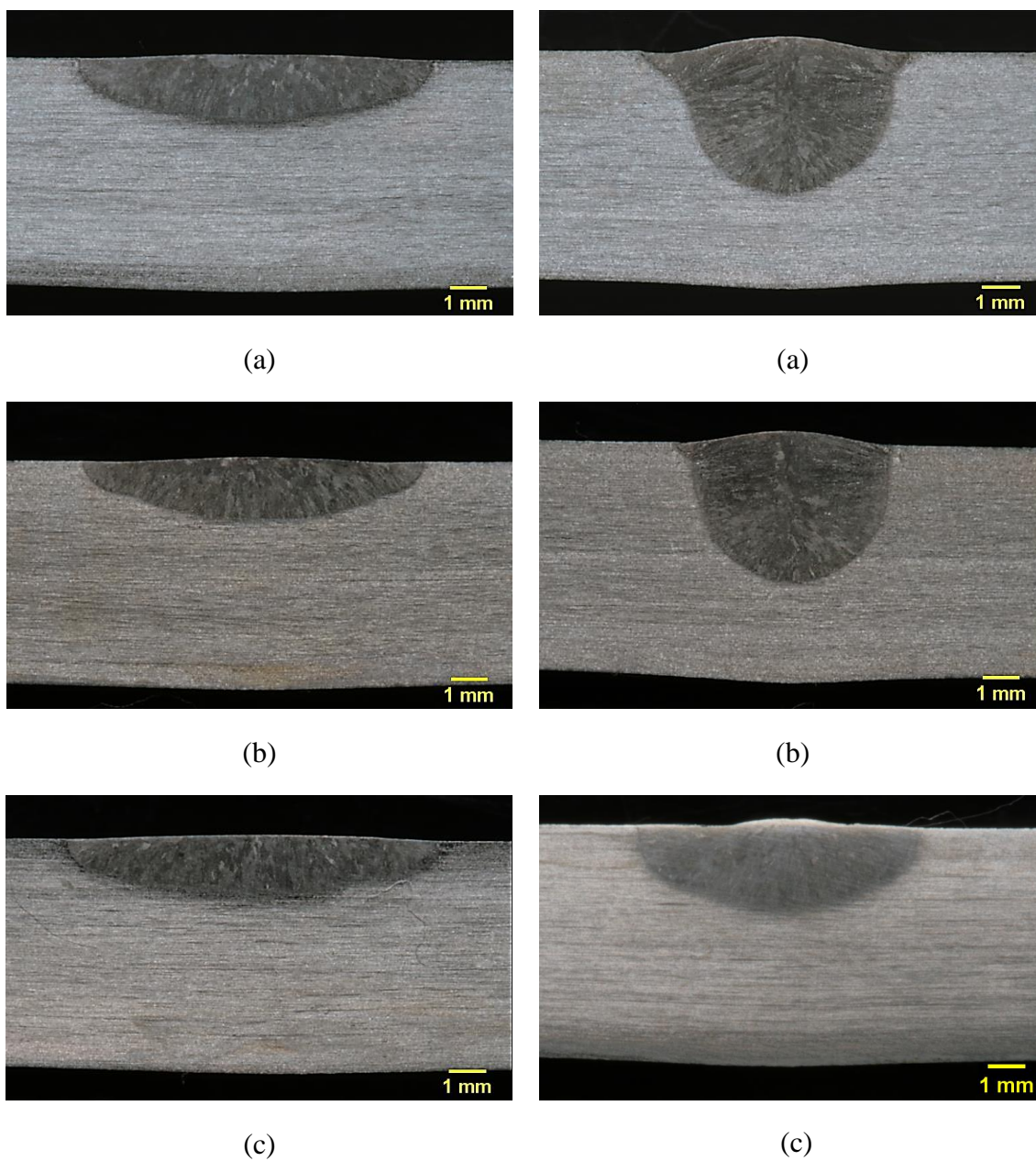


**Figura 5.5** - Aspecto dos cordões de solda dos testes: (a) C30/1; (b) C60/0; (c) S30/1; (d) S60/0; (e) A30/1; (f) A60/0.

### 5.3.2 - Macrografias dos cordões de solda

Dentre as macrografias realizadas, algumas são mostradas na Figura 5.6. Sem nenhuma análise estatística percebe-se, para as amostras da Figura 5.6, uma mudança morfológica dos cordões de solda na presença dos fluxos, sendo o efeito da alumina o menos intenso. A mudança morfológica consiste num aumento na penetração, redução da largura e aumento da área fundida.





**Figura 5.6** - Macrografias de soldas TIG (coluna esquerda) e A-TIG (coluna direita) dos corpos de prova número: (a) C30/1; (b) S30/1 e (c) A30/1.

#### **5.4 - Análise da morfologia dos cordões de solda**

##### **5.4.1 - Comparação entre os testes complementares e os testes principais**

Os testes complementares tiveram por objetivo avaliar a confiabilidade dos dados obtidos nos testes principais, avaliando possíveis mudanças no formato do cordão de solda. Esta avaliação está apresentada na Tabela V.11.

**Tabela V.11** - Análise estatística referente à diferença de penetração do cordão entre os testes complementares e os testes principais correspondentes

p-valor	Intervalo de Confiança (95%)
0,298	(-0,1534; 0,0503)

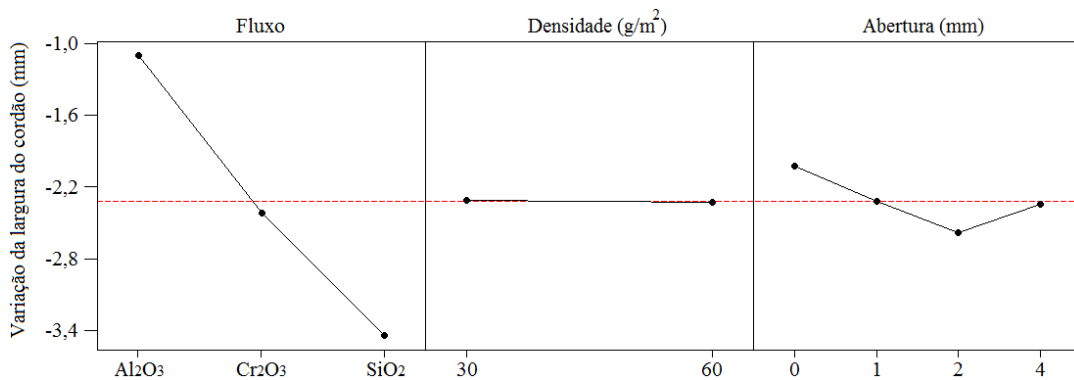
Assim, ao nível de significância de 5%, conclui-se que não existem indícios evidentes para a rejeição da hipótese nula. Esta conclusão confere às análises apresentadas para os testes principais (Seção 5.4.2) maior confiabilidade, uma vez que os testes complementares e seus testes principais correspondentes não apresentaram diferenças significativas, ao menos para a penetração do cordão.

#### 5.4.2 - Influência dos fatores avaliados na morfologia do cordão de solda

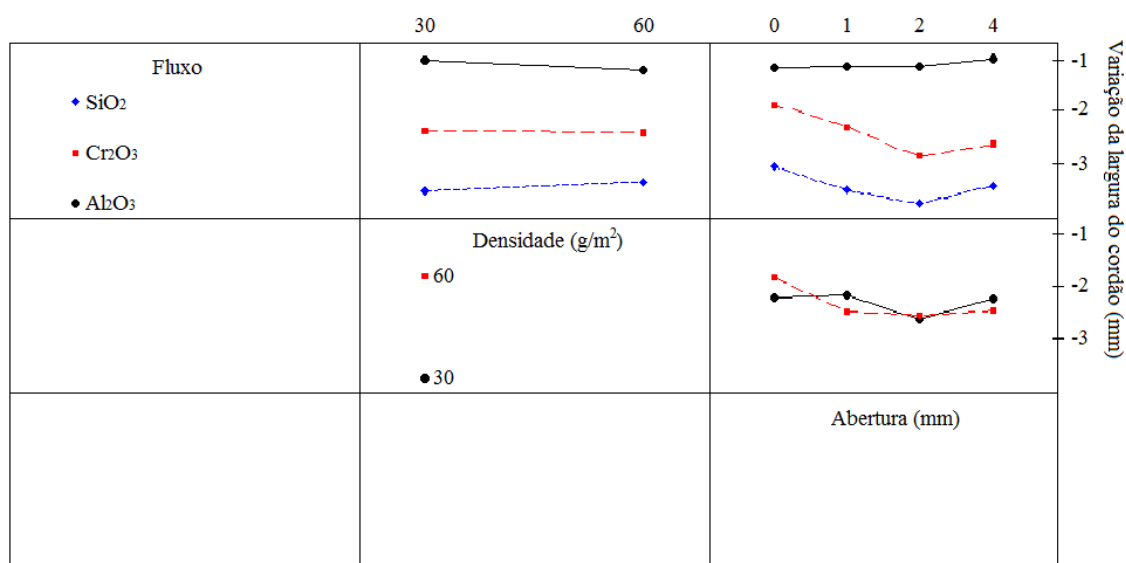
Inicialmente, é apresentada a análise estatística quanto à influência do tipo de fluxo, da densidade superficial e da abertura na morfologia do cordão de solda. Em seguida, é realizada uma discussão e o levantamento de hipóteses considerando as variações na morfologia do cordão de solda como um todo (seção 5.4.2.5), e de forma específica, considerando individualmente os parâmetros do cordão (seção 5.4.2.6).

##### 5.4.2.1 - Largura do cordão

A análise do efeito dos fatores na largura do cordão de solda está mostrada nas Figuras 5.7 e 5.8 e na Tabela V.12.



**Figura 5.7** - Efeitos principais do tipo de fluxo, densidade e abertura na variação da largura do cordão. A linha tracejada vermelha representa a média geral de variação da largura do cordão.



**Figura 5.8** - Análise de interação entre tipo de fluxo, densidade e abertura na variação da largura do cordão.

**Tabela V.12** - Análise de variância para a variação da largura do cordão

Fator	Estadística F	p-valor
Tipo de fluxo	168,50	0,000
Densidade	0,03	0,866
Abertura	5,00	0,045
Tipo de fluxo*Densidade	1,07	0,399
Tipo de fluxo*Abertura	1,77	0,252
Densidade*Abertura	2,24	0,184

Considerando um nível de 5% de significância, existem evidências suficientes de que o tipo de fluxo e a abertura influenciaram na largura do cordão de solda nas condições testadas. Segundo a Figura 5.7, todos os fluxos diminuíram a largura do cordão, mas a sílica foi quem causou a maior variação na largura do cordão, cerca de 38%, enquanto que para a alumina a redução da largura do cordão foi em torno de 12%. A seção 5.4.3 faz uma análise estatística à parte para o fluxo de alumina, mostrando a significância deste e outros resultados.

Quanto à abertura, o p-valor foi muito próximo do nível de significância utilizado, porém, optou-se por adotar uma posição menos conservadora, considerando este fator

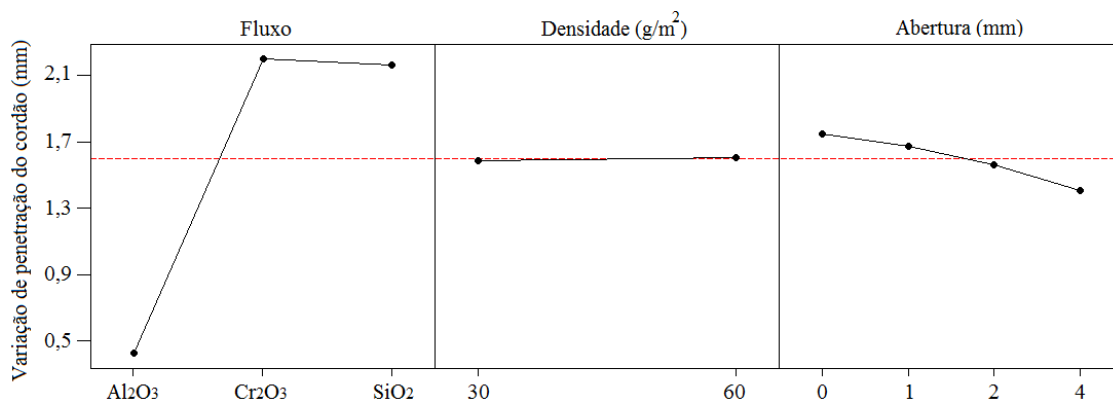
estatisticamente significativo. A Figura 5.8 sugere, para a sílica e cromita, que a colocação de uma faixa central sem fluxo pode afetar o processo, causando uma redução da largura do cordão.

A maior redução na largura do cordão ocorreu, em média, para “a” = 2 mm, e não para “a” = 4 mm, o que pode indicar a existência de um valor ótimo de abertura que minimize a largura do cordão. Deve-se deixar claro que a análise estatística não fornece subsídios para afirmar que a abertura de 2 mm é um mínimo local, mas apenas que a abertura influenciou a largura do cordão.

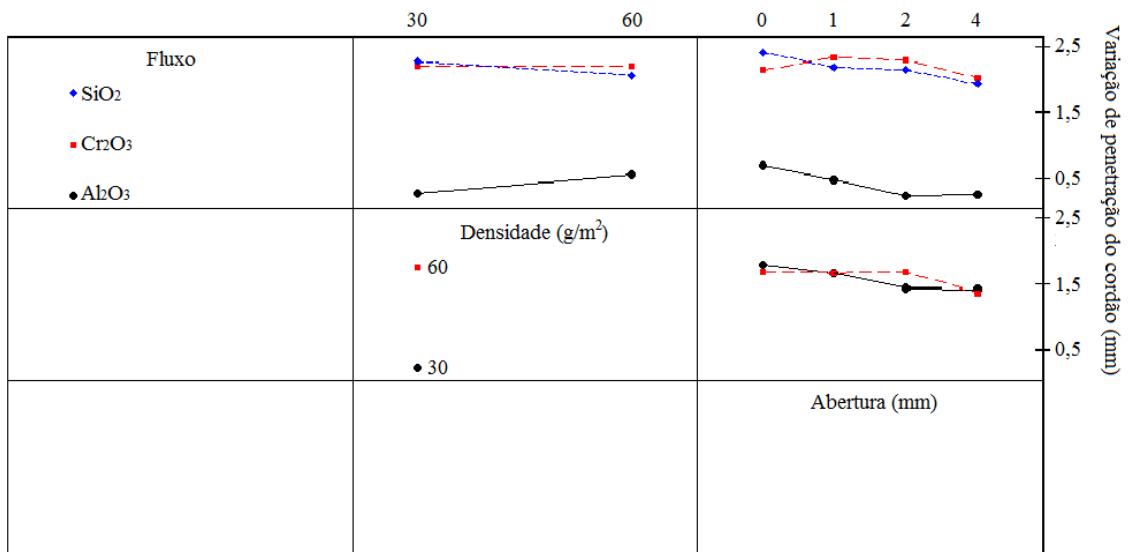
Portanto, a suposição da existência de um valor ótimo de abertura que minimize a largura do cordão se baseia no comportamento dos dados, independente da análise estatística apresentada. Torna-se necessário maior estudo acerca da variação da largura do cordão em função da abertura para avaliar se a suposição apresentada é plausível.

#### 5.4.2.2 - Penetração do cordão

Quanto ao efeito dos fatores na penetração do cordão de solda, os resultados são mostrados nas Figuras 5.9 e 5.10 e na Tabela V.13.



**Figura 5.9** - Efeitos principais do tipo de fluxo, densidade e abertura na variação da penetração do cordão. A linha tracejada vermelha representa a média geral de variação de penetração do cordão.



**Figura 5.10** - Análise de interação entre tipo de fluxo, densidade e abertura na variação de penetração do cordão.

**Tabela V.13** - Análise de variância para a variação de penetração do cordão

Fator	Estatística F	p-valor
Tipo de fluxo	315,92	0,000
Densidade	0,09	0,772
Abertura	5,11	0,043
Tipo de fluxo*Densidade	4,48	0,064
Tipo de fluxo*Abertura	1,46	0,327
Densidade*Abertura	1,43	0,324

Para um nível de 5% de significância, existem evidências suficientes de que o tipo de fluxo e a abertura influenciaram na penetração do cordão de solda para as condições testadas.

A Figura 5.9 mostra que todos os fluxos aumentaram a penetração, sendo os efeitos da cromita e sílica os mais significativos (cerca de 140%). O efeito da alumina (em torno 30%) corresponde a um aumento relativamente pequeno na penetração da solda.

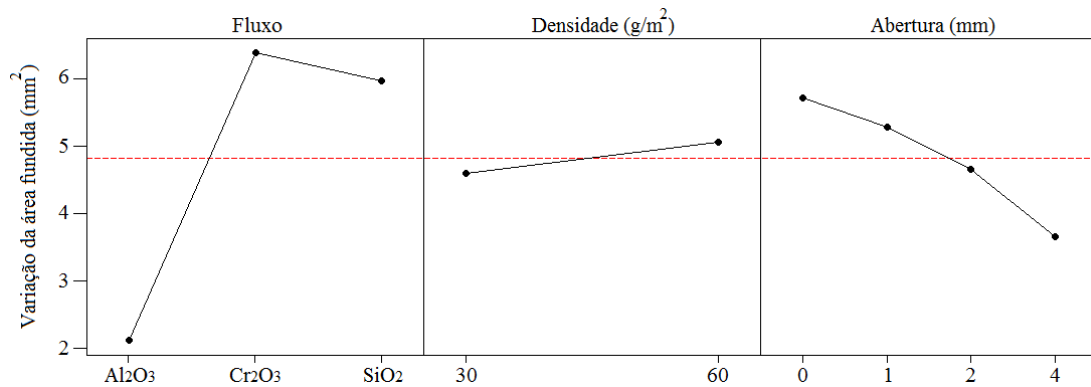
A densidade superficial, para os níveis analisados, não foi estatisticamente importante no aumento de penetração. Ao menos para o fluxo de  $\text{Cr}_2\text{O}_3$ , este resultado era

esperado, pois os níveis usados de densidade superficial estão em um intervalo em que o efeito do fluxo no formato do cordão é maximizado (MODENESI *et al.* 2013)

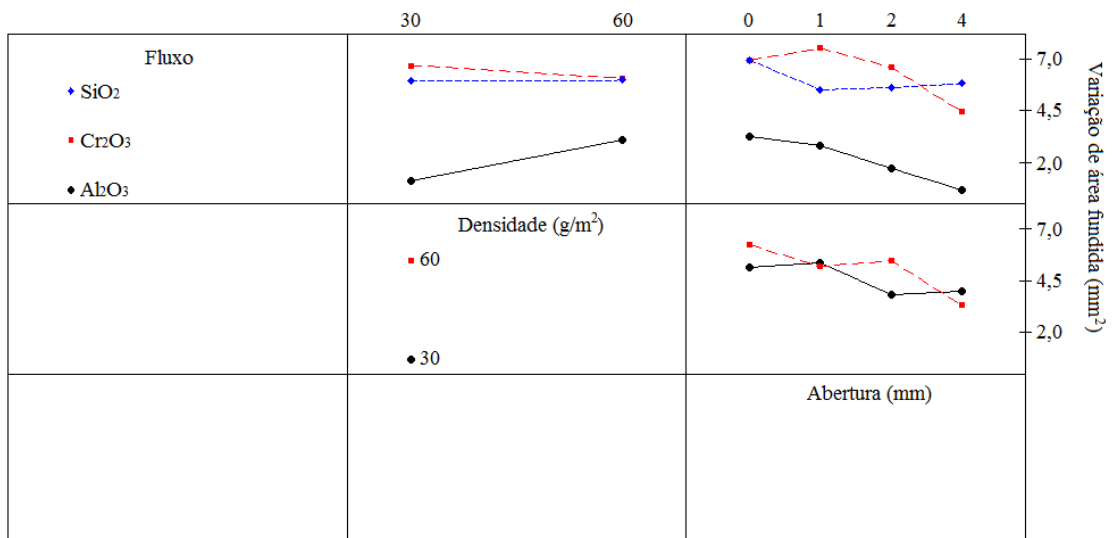
Os resultados da sílica para a tensão do arco e a penetração do cordão em função da abertura (Figuras 5.2 e 5.10, respectivamente) estão razoavelmente de acordo com a Figura 3.14 do trabalho de RÜCKERT *et al.*, (2007).

### 5.4.2.3 - Área fundida do cordão

Quanto ao efeito dos fatores na área fundida do cordão de solda, os resultados são mostrados nas Figuras 5.11 e 5.12 e na Tabela V.14.



**Figura 5.11** - Efeitos principais do tipo de fluxo, densidade e abertura na variação da área fundida do cordão. A linha tracejada vermelha representa a média geral de variação da área fundida do cordão.



**Figura 5.12** - Análise de interação entre tipo de fluxo, densidade e abertura na variação da área fundida do cordão.

**Tabela V.14** - Análise de variância para a variação da área fundida do cordão

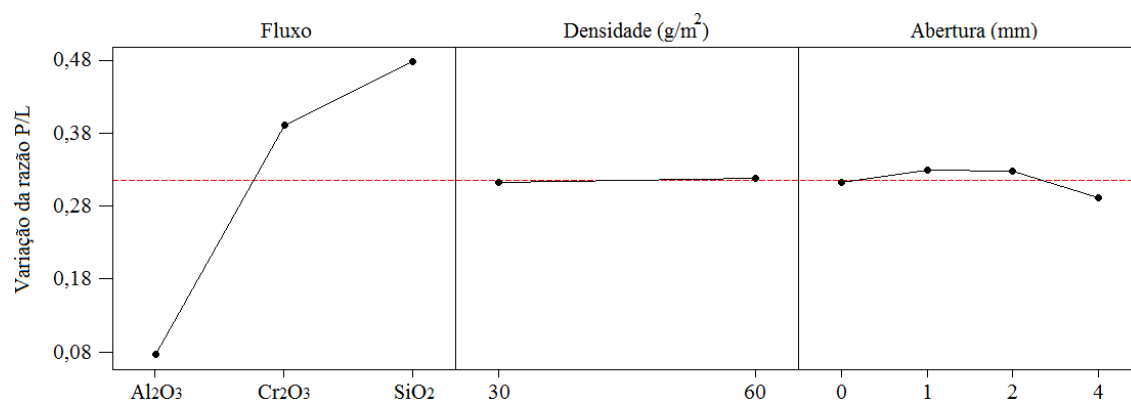
Fator	Estatística F	p-valor
Tipo de fluxo	58,64	0,000
Densidade	1,75	0,234
Abertura	6,28	0,028
Tipo de fluxo*Densidade	4,93	0,054
Tipo de fluxo*Abertura	1,49	0,319
Densidade*Abertura	2,32	0,175

Para um nível de 5% de significância, existem evidências suficientes de que o tipo de fluxo e a abertura influenciaram na área fundida do cordão de solda nas condições testadas. A Figura 5.11 mostra que cromita e sílica aumentaram bem mais a área fundida (54 e 49%, respectivamente) do que a alumina (cerca de 18%).

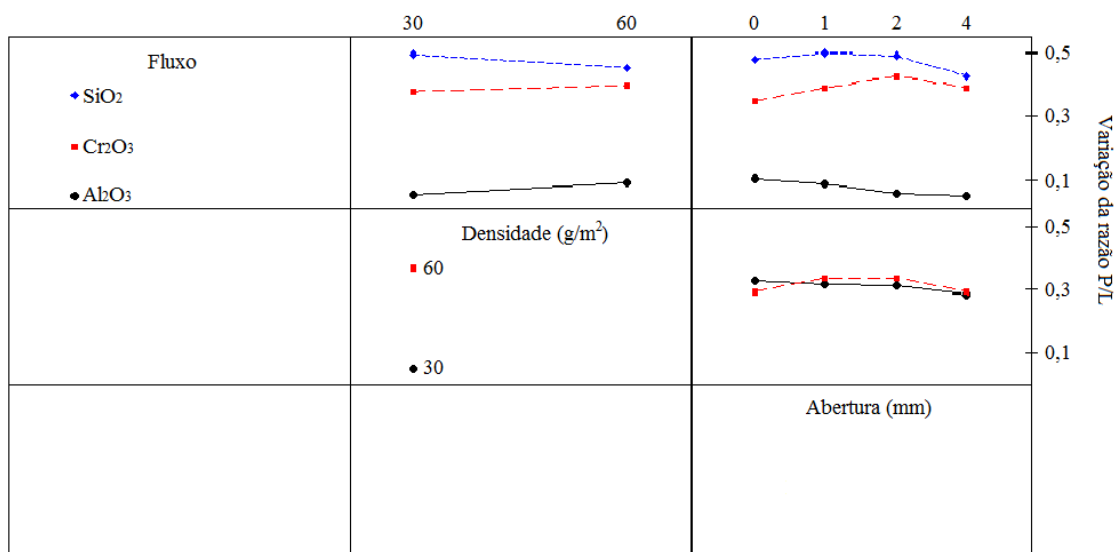
Os resultados analisados anteriormente apresentaram, para todos os fluxos, que, em média, o aumento da abertura levou, em geral, a menores largura e penetração do cordão, o que, geometricamente, levaria a menores áreas fundidas, como averiguado.

#### 5.4.2.4 - Razão penetração/largura (razão P/L) do cordão

Quanto ao efeito dos fatores na razão P/L do cordão de solda, os resultados são mostrados nas Figuras 5.13 e 5.14 e na Tabela V.15.



**Figura 5.13** - Efeitos principais do tipo de fluxo, densidade e abertura na variação da razão P/L do cordão. A linha tracejada vermelha representa a média geral de variação da razão P/L do cordão.



**Figura 5.14** - Análise de interação entre tipo de fluxo, densidade e abertura na variação da razão P/L do cordão.

**Tabela V.15** - Análise de variância para a variação da razão P/L do cordão

Fator	Estatística F	p-valor
Tipo de fluxo	831,77	0,000
Densidade	0,35	0,577
Abertura	4,39	0,059
Tipo de fluxo*Densidade	8,19	0,019
Tipo de fluxo*Abertura	4,41	0,047
Densidade*Abertura	2,38	0,169

Ao nível de 5% de significância, existem evidências suficientes de que o tipo de fluxo e a interação entre tipo de fluxo e densidade influenciaram na razão P/L do cordão de solda nas condições testadas. Embora o p-valor para a interação entre o tipo de fluxo e a abertura tenha sido pouco abaixo de 5%, este fator não foi considerado significativo.

Na Figura 5.13 é mostrado que sílica e cromita tiveram maior influência no aumento da razão P/L, em média, 284% e 221%, respectivamente. MODENESI *et al.* (2013) e LU *et al.* (2002) constata resultados semelhantes, revelando a eficácia destes óxidos para afetar a relação P/L no processo A-TIG.



#### 5.4.2.5 - Considerações gerais sobre a morfologia do cordão de solda

A presença dos três fluxos reduziu a largura do cordão e aumentou a sua penetração e área fundida em relação ao cordão obtido sem fluxo. Os fluxos de sílica e de cromita afetaram de forma mais intensa a morfologia do cordão do que a alumina. Contudo, embora tenha tido um menor efeito, o uso da alumina gerou mudanças morfológicas no cordão de solda, ao contrário do que, em geral, afirma a literatura.

A colocação de uma abertura central sem fluxo causou a redução da largura do cordão, além da diminuição de sua penetração e área fundida. Para as aberturas de 1, 2 e 4 mm, os cordões apresentaram, para a cromita e a sílica, menores larguras do que na condição sem abertura. Pode-se supor que a presença de uma abertura central favoreça a formação de cordões mais estreitos. Além disto, foi observado um indício da existência de um valor mínimo da largura do cordão para uma região sem fluxo de 2 mm de largura. Este resultado pode estar associado à ocorrência de uma constrição mecânica do arco.

Considerando apenas a atuação da convecção de Marangoni na soldagem A-TIG esperar-se-ia, com a presença da abertura sem fluxo, cordões de solda mais largos, com menores penetrações e menores áreas fundidas, pois a presença da abertura sem fluxo diminuiria a quantidade de fluxo incorporada à poça de fusão. De acordo com LU *et al.* (2003) quanto mais fluxo é incorporado à poça de fusão, dentro de certos limites (ver Figura 3.11), mais intenso é o mecanismo da convecção de Marangoni no processo A-TIG. NETO (2012) observou, com o uso de cromita, indícios de que uma densidade superficial de 120 g/m<sup>2</sup> diminuiu a capacidade de aumento de penetração no processo A-TIG quando comparada a densidade de 60 g/m<sup>2</sup>.

No entanto, com relação à largura do cordão, existe a possibilidade da convecção de Marangoni causar sua diminuição com a presença da abertura sem fluxo. BERTHIER *et al.* (2012) apresentam a deflexão lateral do cordão de solda quando apenas um lado da junta recebe o fluxo, sendo esta deflexão em direção à junta sem fluxo. Segundo MODENESI (2013), esta deflexão assemelha-se ao que ocorre na soldagem de um aço inoxidável austenítico com diferentes teores de enxofre, de modo que esta deflexão pode estar associada à convecção de Marangoni. Assim, considerando que a abertura

sem fluxo seria a região sem aplicação de fluxo entre duas camadas com a presença de fluxo, o cordão poderia ser defletido em direção à abertura, o que poderia causar a redução de sua largura.

Por outro lado, se fosse considerado apenas a atuação da constrição mecânica do arco na soldagem A-TIG esperar-se-ia, com a presença da abertura sem fluxo, cordões de solda mais estreitos, maiores penetrações e maiores áreas fundidas, uma vez que a abertura aumentaria a densidade de energia do arco sobre o metal base. Para valores de abertura excessivos as mudanças esperadas no cordão de solda seriam diferentes das citadas acima.

A análise estatística mostrou que a presença da abertura sem fluxo causou, em média, a redução da largura, da penetração e da área fundida do cordão. Como descrito acima, a diminuição da penetração e da área fundida não seriam esperados considerando a constrição mecânica do arco, contudo, seriam esperados no caso da convecção de Marangoni. Com relação à redução da largura do cordão, isto seria esperado com a presença da constrição mecânica, enquanto que a convecção de Marangoni poderia explicar este comportamento.

Assim, levando em conta o comportamento geral da morfologia do cordão com a presença da abertura sem fluxo acredita-se que a convecção de Marangoni seja o principal mecanismo responsável pelas mudanças na morfologia do cordão na soldagem A-TIG de aços inoxidáveis austeníticos.

#### **5.4.2.6 - Considerações específicas sobre a morfologia do cordão de solda**

Analisando o efeito da densidade na área fundida apenas a alumina apresentou, para a maior densidade, aumentos na área fundida. Com relação à razão P/L do cordão de solda, esta foi reduzida para a maior densidade apenas para sílica.

A partir do trabalho de LU *et al.* (2003), uma possível explicação seria que para um óxido de menor estabilidade termodinâmica como a sílica, menores quantidades aplicadas seriam suficientes para maximizar a convecção de Marangoni. Assim, para maiores quantidades aplicadas (caso de 60 g/m<sup>2</sup>), este efeito não seria aumentado, e a maior quantidade de escória formada poderia diminuir a eficácia da convecção de

Marangoni. Para a alumina, devido sua maior estabilidade termodinâmica, maiores quantidades aplicadas (abaixo de um valor crítico) poderia intensificar a convecção de Marangoni, favorecendo maiores áreas fundidas.

Segundo o diagrama de Ellingham, a estabilidade termodinâmica dos óxidos utilizados em ordem decrescente é alumina, sílica e cromita. Assim, a alumina seria o fluxo com menor capacidade de fornecer oxigênio à poça de fusão, favorecendo uma menor intensidade da convecção de Marangoni.

Em relação ao aumento da razão P/L do cordão de solda, a sílica foi o fluxo mais eficaz, seguido da cromita e alumina. Segundo AHMADI *et al.* (2015), a maior capacidade da sílica, em relação à cromita, no aumento da razão P/L ocorre pelo fato do silício reduzir a viscosidade da poça de fusão, e, caso exista o fluxo de metal líquido de cima para baixo característico da convecção de Marangoni, a velocidade do metal líquido aumenta e, portanto, a penetração.

A alumina causou o menor aumento na razão P/L, em média, de 50%. SAMBHERAO (2013) diz que a alumina causa apenas um pequeno aumento de penetração. Segundo TSENG e HSU (2010), a alumina têm efeito negativo na morfologia do cordão de solda, reduzindo a razão P/L em relação a soldagem sem fluxo, sendo assim, inadequada para o processo A-TIG.

SAMBHERAO (2013) e TSENG e HSU (2010) acreditam que a alumina não fornece quantidade de oxigênio suficiente para a existência da convecção de Marangoni. No entanto, como será mostrado na seção 5.4.3, o efeito da alumina no cordão de solda foi estatisticamente significativo.

#### **5.4.3 - Análise da morfologia do cordão de solda com o uso da alumina**

Como a alumina foi o fluxo que apresentou uma menor influência no formato do cordão de solda, foi feita uma análise estatística para determinar se esta influência foi estatisticamente significativa nos parâmetros do cordão analisados. Realizaram-se testes de hipótese para avaliar se a mudança causada pela alumina foi diferente de zero para os parâmetros largura, penetração, área fundida e razão P/L do cordão. O resultado é mostrado na Tabela V.16

**Tabela V.16** - Análise estatística sobre o efeito da alumina no cordão de solda

<b>Parâmetro do cordão</b>	<b>Estatística t</b>	<b>p-valor</b>
Largura	-12,89	0,000
Penetração	4,31	0,002
Área fundida	3,58	0,004
Razão P/L	5,95	0,000

Considerando um nível de significância de 5%, a análise de variância mostra evidências suficientes para rejeição das hipóteses de que a alumina não influenciou na largura, penetração, área fundida e razão P/L do cordão de solda.

Na literatura, em geral, a alumina é um fluxo que não altera a morfologia do cordão. Entretanto, no presente trabalho este fluxo alterou a morfologia do cordão de solda, porém de forma menos acentuada quando comparada à cromita e sílica.

### **5.5 - Avaliação do teor de ferrita delta na zona fundida**

A avaliação do percentual de ferrita delta retida na zona fundida no processo TIG e A-TIG têm como objetivo verificar se a presença de fluxo altera a quantidade desta fase na zona fundida. Os resultados estão na Tabela V.17.

**Tabela V.17** - Teor percentual de ferrita delta na zona fundida do cordão de solda

<b>Teste</b>	<b>TIG</b>		<b>A-TIG</b>	
	<b>Média</b>	<b>Desvio padrão</b>	<b>Média</b>	<b>Desvio padrão</b>
C60/0	4,80	0,23	5,19	0,19
S60/0	4,93	0,49	5,06	0,28
A60/0	5,54	0,38	5,96	0,31

Os resultados indicam que não há evidências de que o percentual de ferrita delta na zona fundida seja afetado de forma importante pela presença de fluxo. NETO (2012) também não encontrou mudança significativa no teor de ferrita delta na zona fundida com o uso de cromita.

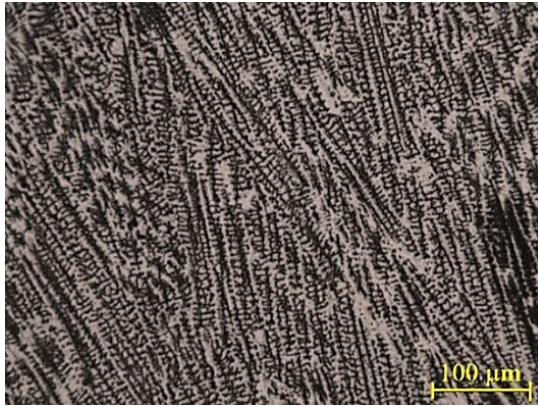
Embora o percentual de ferrita delta seja maior no processo A-TIG em comparação ao TIG dentro de todas as amostras, percebem-se desvios padrões consideráveis, e que, por exemplo, para a região TIG do teste A60/0, o valor é superior ao da região A-TIG dos testes C60/0 e S60/0.

A Figura 5.15 mostra micrografias de seções transversais do cordão retiradas das regiões de soldagem TIG e A-TIG do teste C60/0. Comparando-se as micrografias (b) e (d) desta figura, percebem-se diferenças na morfologia e no espaçamento da ferrita delta. Estas diferenças, contudo, foram consideradas pequenas e podem estar ligadas com o aumento da penetração nos cordões A-TIG. Nestes, a poça de fusão alcança regiões mais centrais do metal base, onde é possível existir diferenças na composição química da chapa (segregação na sua região central). Adicionalmente, a mudança do perfil da poça de fusão pode causar alterações no fluxo de calor e na morfologia das frentes de solidificação, o que poderia afetar a microestrutura da zona fundida. Estes aspectos, contudo, não foram estudados no presente trabalho.

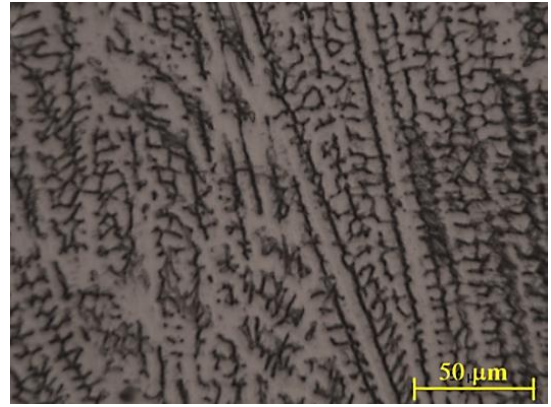
LIU *et al.* (2015) afirmam que o uso de fluxos na soldagem A-TIG pode aumentar a quantidade de ferrita delta na zona fundida, mas sem alterar significativamente a microestrutura.

Segundo AHMADI *et al.* (2015), a soldagem A-TIG pode aumentar o limite de resistência dos cordões de solda devido ao aumento do teor de ferrita delta na zona fundida. Utilizando-se sílica e cromita, o aumento do teor de ferrita delta foi de, respectivamente, 17 e 18 %, porém para condições de soldagem diferentes das utilizadas neste trabalho.

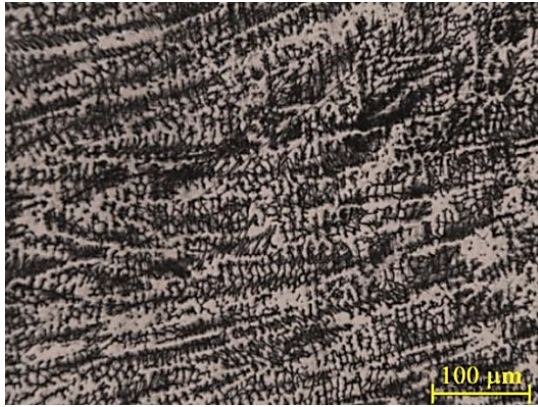
TSENG *et al.* (2014) afirmam que micropartículas ou nanopartículas de sílica aumentam a quantidade de ferrita delta na zona fundida na soldagem A-TIG, enquanto que micropartículas ou nanopartículas de alumina não afetam significativamente a quantidade de ferrita delta.



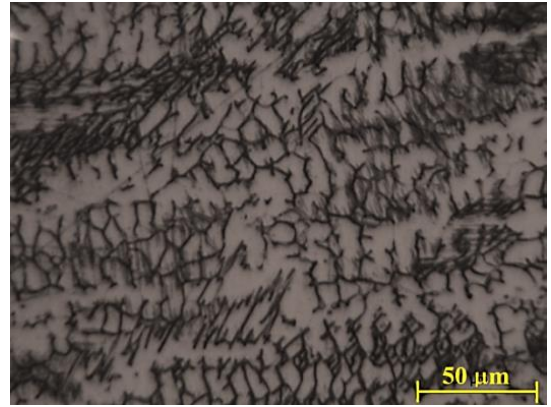
(a)



(b)



(c)



(d)

**Figura 5.15** - Micrografias do teste C60/0: (a) TIG com aumento de 200 X; (b) TIG com aumento de 500 X; (c) A-TIG com aumento de 200 X e (d) A-TIG com aumento de 500 X.

## 6 - CONCLUSÕES

No presente trabalho foi realizado um estudo experimental para avaliar a existência da constrição mecânica no arco utilizando-se óxidos de um único componente como fluxos. Além disso, também foi avaliado o efeito que diferentes fluxos, densidades superficiais e aberturas sem fluxo causaram na morfologia do cordão de solda e em aspectos operacionais do processo. Com base nos resultados obtidos, as principais conclusões do trabalho foram:

a) Com a metodologia e equipamentos utilizados, a filmagem frontal do arco na transição entre a soldagem sem e com fluxo não apresentou indícios de constrição do arco elétrico. A ausência de indícios de constrição do arco pode ser usada como um indício da convecção de Marangoni.

b) A filmagem lateral do arco elétrico indicou, na presença do fluxo de sílica, uma deflexão do arco em sentido oposto ao de seu avanço. Cromita e alumina também causaram deflexões do arco, porém menos intensas que a apresentada com o uso de sílica. Esta deflexão do arco pode estar ligada à dificuldade inicial do arco para fundir a camada de fluxo à medida que avança sobre esta e a ação desta como uma barreira para a passagem da corrente elétrica.

c) A tensão do arco elétrico foi afetada pelo tipo de fluxo e a abertura. Cromita e sílica tiveram maior influência na tensão do arco, em média, 0,6 e 0,53 V, respectivamente, enquanto que para a alumina o efeito foi menos importante, em torno de 0,25 V. Maiores aberturas sem fluxos reduziram os aumentos de tensão do arco. A presença da abertura sem fluxo pode facilitar a formação da mancha anódica e a estabilidade do arco, reduzindo sua tensão.

d) A colocação de uma abertura central sem fluxo causou a redução da largura, da penetração e da área fundida do cordão de solda. A diminuição da penetração e da área fundida não seria esperada considerando a constrição mecânica do arco, contudo, seria esperada no caso da convecção de Marangoni. A redução da largura do cordão seria esperada considerando a constrição mecânica, enquanto que a convecção de Marangoni

poderia explicar este comportamento. Observou-se um indício da existência de um valor mínimo da largura do cordão para uma abertura de 2 mm.

e) Analisando o comportamento geral da morfologia do cordão em relação à abertura sem fluxo e, somando-se a isso, a falta de indícios de constrição do arco mediante a filmagem frontal, acredita-se que a convecção de Marangoni seja o principal mecanismo responsável pelas mudanças morfológicas apresentadas na soldagem A-TIG de aços inoxidáveis austeníticos.

f) Os fluxos de sílica e de cromita afetaram de forma mais intensa a morfologia do cordão de solda do que a alumina, causando maiores reduções na largura do cordão e maiores aumentos de penetração. Sílica e cromita apresentaram aumentos na razão P/L, em média, de 284% e 221%, respectivamente, enquanto que a alumina apresentou um aumento, em média, de 50%. Embora a alumina tenha causado o menor efeito, o seu uso gerou mudanças morfológicas no cordão, ao contrário do que, em geral, afirma a literatura.

g) O acabamento superficial na região A-TIG das soldas com alumina foi inferior ao obtido com cromita e sílica.

h) Os fluxos não influenciaram, de maneira significativa, no teor de ferrita delta na zona fundida. Foram observadas mudanças pequenas na morfologia e tamanho desta ferrita.



## **7 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**

Algumas sugestões são apresentadas a seguir para trabalhos futuros visando o estudo da constrição mecânica do arco na soldagem A-TIG:

- Filmagem do arco elétrico através de um sistema de alta velocidade, permitindo visualizar, com maiores detalhes, possíveis indícios de constrição mecânica no arco.
- Estudar, em conjunto com filmagem de alta velocidade, o comportamento do arco com o fluxo de sílica para aberturas de 2 e 4 mm, avaliando a condição que, segundo os resultados deste trabalho, corresponderam ao mínimo de largura do cordão.
- Realizar testes utilizando a alumina para verificar se este fluxo de fato promove mudanças morfológicas no cordão de solda.

## 8 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- AHMADI, E., EBRAHIMI, A.R. Welding of 316L Austenitic Stainless Steel with Activated Tungsten Inert Gas Process. *Journal of Materials Engineering and Performance*, v.24(2), p. 1065-1071, February, 2015.
- ASM, *ASM Handbook: Welding, Brazing and Soldering*, v.6. 1993. 58p.
- AUSTRALIAN WELDING INSTITUTE, *TIG Welding*, 2002. Obtido em: [www.austwelding.com.au/Technical%20pages/tigwelding.pdf](http://www.austwelding.com.au/Technical%20pages/tigwelding.pdf) em agosto de 2014.
- AZEVEDO, A. G. L., FERRARESI, V. A., FARIAS, J. P. *Uma revisão sobre o processo de soldagem A-TIG*. Uberlândia, 2006. 10 p.
- BERTHIER, A., PAILLARD, P., CARIN, M., VALENSI, F., PELLERIN, S., TIG and A-TIG welding experimental investigations and comparison to simulation Part 1: Identification of Marangoni effect. *Science and Technology of Welding and Joining*, v.17 (8), p.609-615, 2012.
- BHADOSHIA, H.K.D.H., HONEYCOMBE, R.W.K. *Steels: Microstructure and Properties*. 3.ed. Cambridge: Elsevier, 2006. 357 p.
- DONG, C., ZHU, Y., CHAI, G., ZHANG, H., KATAYAMA, S. Preliminary study on the mechanism of arc welding with the activating flux, In: *Aeronautical Manufacturing Technology, Supplement 2004*. Paper presented at International Symposium, High Energy Density Beam Processing Technology, Kunming, China, 12-17 de setembro de 2004. p. 271-278.
- FAN, D., ZHANG, R., GU, Y. & USHIO, M. Effect of Flux on A-TIG Welding of Mild Steels. *Transactions of JWRI (Joining and Welding Research Institute)*, v.30, n.1, 2001, p.35-40.
- HEIPLE, C.R., ROPER, J.R. Mechanism for minor element effect on GTA fusion zone geometry. *Welding Journal*, v.61, p97s-102s, 1982.
- HOWSE, D.S. *Improved productivity in fusion welding*. England: University of Warwick, 2002. (Thesis Submitted for the Degree of Engineering Doctorate).

- HOWSE, D. S., LUCAS, W. An investigation into arc constriction by active fluxes for TIG (A-TIG) welding, *Science and Technology of Welding and Joining*, 5 (3), 2000, 189-193.
- KRAUSS, G. *Steels: Processing, Structure, and Performance*. 3.ed. Ohio: ASM International, 2005. 602 p.
- KUMAR, V., LUCAS, B., HOWSE, D., MELTON, G., RAGHUNATHAN, S., VILARINHO, L., Investigation of the A-TIG mechanism and the productivity benefits in TIG welding, In: 15<sup>th</sup> International Conference on the Joining of Materials (JOM 15) and 6th International Conference on Education in Welding (ICEW 6) Helsingor, Denmark, 3-6 de maio de 2009, 11p.
- LANCASTER, J. *Handbook of Structural Welding: Processes, Materials and Methods Used in the Welding of Major Structures, Pipelines and Process Plant*. 2. ed. Abington, Cambridge: Woodhead Publishing, 1997, 448 p.
- LECONTE, S., PAILLARD, P., SAINDRENAN, J., Effect of fluxes containing oxides on tungsten inert gas welding process. *Science and Technology of Welding and Joining*, 11 (1), 2006, p.43-47.
- LI, Q.M., WANG, X.H., ZOU, Z.D., WU, J. Effect of activating flux on arc shape and arc voltage in tungsten inert gas welding. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. China, v.17, p.486s-490s, fev. 2007.
- LIBERATO, F.M. *Soldagem A-TIG em Aços Inoxidáveis Ferríticos UNS S41003*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica). Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2013. 95 f.
- LIU, G., LIU, M., YI, Y., ZHANG, Y., LUO, Z., XU, L. Activated flux tungsten inert gas welding of 8 mm-thick AISI 304 austenitic stainless steel. *Central South University Press and Springer*, v.22, p.800–805, 2015.
- LOWKE, J. J., TANAKA, M., USHIO, M. Mechanisms giving increased weld depth due to a flux, *Journal of Physics D: Applied Physics*, 38, 2005, p. 3438-3445.

- LU, S., FUJII, H., NOGI, K. Marangoni convection and weld shape variations in He-CO<sub>2</sub> shielded gas tungsten arc welding on SUS304 stainless steel, *Journal of Materials Science*, v.43, 2008, p. 4583-4591.
- LU, S., FUJII, H., NOGI, K., SUGIYAMA, H. Mechanism and Optimization of Oxide Fluxes for Deep Penetration in Gas Tungsten Arc Welding. *Metallurgical and Materials Transactions A*, v. 34A, p. 1901-1907, 2003.
- LU, S., FUJII, H., TANAKA, M., NOGI, K. Oxide flux quantity and size effects on the penetration depth in A-TIG welding. *Transactions of JWRI*, v. 31, n. 2, p. 187-192, 2002.
- LUCAS, W. *TIG and Plasma Welding: Process Techniques, Recommended Practices and Applications*. 1. ed. Abington, Cambridge: Woodhead Publishing, 1990. 111p.
- LUCAS, W., HOWSE, D. "Activating Flux - Increasing the Performance and Productivity of the TIG and Plasma Processes", *Welding & Metal Fabrication*, 1996, p.11-17.
- MIDDEL, W. *Additives in GTA Welding*. Delft University of Technology, 2000. 153 p. (PhD Thesis).
- MIDDEL, W., DEN OUDEN, G. The effect of additives on arc characteristics in GTA welding, In: Proceedings of the 8th International Conference in Welding Research, ASM International, 1-5 de junho de 1998, 394-399.
- MILLS, K.C., KEENE, B.J. Factors affecting variable weld penetration, *International Materials Reviews*, v.35 (4), 1990, p. 185-216.
- MILLS, K.C., KEENE, B.J., BROOKS, R.F., SHIRALI, A., Marangoni effects in welding, *Philosophical Transactions of the Royal Society A* (1998) 356, 911-925.
- MODENESI, P.J. A química da formação do cordão na soldagem TIG. *Soldagem e Inspeção*. São Paulo, v.18 (3). p. 287s-300s, jul/set. 2013.
- MODENESI, P.J. *Soldabilidade de algumas ligas metálicas*. Belo Horizonte, 2011. 27 p.

- MODENESI, P.J., APOLINÁRIO, E. R. TIG Welding with single-component fluxes, *Journal of Materials Processing Technology*, v.99, 2000, p.260-265.
- MODENESI, P.J., MARQUES, P.V. *Soldagem I: Introdução aos Processos de Soldagem*. Belo Horizonte, 2013, 52 p.
- MODENESI, P.J., MARQUES, P.V., BRACARENSE, A.Q. *Soldagem: Fundamentos e tecnologia*. 3. ed. Belo Horizonte, Editora UFMG, 2009, 363 p.
- MODENESI, P.J., NETO, P.C., APOLINÁRIO, E.R., DIAS, K.B. Efeito da Densidade do Fluxo e da presença de aditivos na Soldagem ATIG de Aço Inoxidável Austenítico. *Soldagem e Inspeção*. São Paulo, v.18, p118s-126s, abr/jun. 2013.
- MUNCASTER, P.W. *Practical TIG Welding: A Survey of the Process and Equipment*. 1. ed. Abington, Cambridge: Woodhead Publishing, 1991. 131p.
- NAYEE, S.G., BADHEKA, V.J. Effect of oxide-based fluxes on mechanical and metallurgical properties of Dissimilar Activating Flux Assisted-Tungsten Inert Gas Welds, *Journal of Manufacturing Processes*, v.16, 2014, p. 137-143.
- NETO, P.C. *Efeito da Concentração do Fluxo na Soldagem ATIG de Aço Inoxidável Austenítico*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica). Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2012. 77 f.
- PASKELL, T., LUNDIN, C., CASTNER, H. GTAW Flux Increases Weld Joint Penetration, *Welding Journal*, v.76, n.4, p.57-62, apr. 1997.
- RICHETTI, A. Análise e Modelagem Empírica do Processo de Soldagem a Plasma com “keyhole” em Aço Inoxidável. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG. 2003. 292 p.
- RICHETTI, A., FERRARESI, V.A. Aplicação de fluxo ativo na soldagem TIG e Plasma, 13° POSMEC - Simpósio do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, 2003, 8 p.

- RÜCKERT, G., HUNEAU, B., MARYA, S. Optimizing the design of silica coating for productivity gains during the TIG welding of 304L stainless steel. *Elsevier*, Nantes, v.28, p2387s-p2393s, 2007.
- SAMBHERAO, A.B. Use of Activated Flux For Increasing Penetration In Austenitic Stainless Steel While Performing GTAW, *International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering*, v.3 (12), 2013, p. 520-524.
- SIMONIK, A. G., The effect of contraction of the arc discharge upon the introduction of electronegative elements, *Welding Production*, 3, 1976, 49-51.
- SINGH, R. *Applied Welding Engineering: Processes, Codes and Standards*. 1. ed. Waltham: Elsevier, 2012, 376 p.
- SIRE, S., MARYA, S. On the selective silica application to improve welding performance of the tungsten arc process for a plain carbon steel and for aluminium, *Comptes Rendus Mecanique*, v.330, 2002, p. 83–89.
- SKVORTSOV, E. A. Role of electronegative elements in contraction of the arc discharge, *Welding International*, 12 (6), 1998, p. 471-475.
- TANAKA, M., SHIMIZU, T., TERASAKI, H., KOSHI-ISHI, F., YANG, C.L. Effects of activating flux on arc phenomena in gas tungsten arc welding, *Science and Technology of Welding and Joining*, v.5 (6), 2000, p. 397-402.
- TSENG, K.H. Development and application of oxide-based flux powder for tungsten inert gas welding of austenitic stainless steels. *Powder Technology*. v.233, p.72-79, 2013.
- TSENG, K.H., CHUANG, K.J. Application of iron-based powders in tungsten inert gas welding for 17Cr–10Ni–2Mo alloys, *Powder Technology*, v.228, 2012, p. 36-46.
- TSENG, K.H., HSU, C.Y. Performance of activated TIG process in austenitic stainless steel welds. *Journal of Materials Processing Technology*, Neipu, v.211, p503s-512s, nov.2010.

- TSENG, K.H., LIN, P.Y. UNS S31603 Stainless Steel Tungsten Inert Gas Welds Made with Microparticle and Nanoparticle Oxides. *Materials*, v.7, p.4755-4772, June, 2014.
- TWI, The Welding Institute, 1995, "An Evaluation of the ATIG Welding Process".
- VASUDEVAN, M. Penetration Enhancing Activated Flux for TIG Welding of Stainless Steels, Materials Technology Division Metallurgy and Materials Group, IGCAR, *Technology-7*, 2008, p. 182-183.
- VILARINHO, L. O., BLACKBURN, J., RAGHUNATHAN, S., LUCAS, B. Spectroscopic measurement during a-tig welding of austenitic stainless steel. In: INTERNATIONAL CONGRESS OF MECHANICAL ENGINEERING, 20, 2009, Gramado, RS, Brazil.
- WEMAN, K. *Welding Process Handbook*. 2. ed. Sawston, Cambridge: Woodhead Publishing, 2012, 280p.
- XU, Y.L., DONG, Z.B., WEI, Y.H., YANG, C.L. Marangoni convection and weld shape variation in A-TIG welding process. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, v.48, 2007, p. 178-186.
- ZHANG, R.H., PAN, J.L., KATAYAMA, S. The mechanism of penetration increase in A-TIG welding. *Frontiers of Materials Science*, v.5(2), p.109-118, 2011.
- ZHAO, Y., ZHOU, H., SHI, Y. The Study of Surface-Active Element Oxygen on Flow Patterns and Penetration in ATIG Welding. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, England, v.14, p.331-349, March, 2006.