

ANNA TOKAR

**CONFEÇÃO DE CANAIS SUBSUPERFICIAIS DE
RESFRIAMENTO/AQUECIMENTO EM PEÇAS METÁLICAS PELA
AÇÃO DE UM ARCO DE SOLDAGEM**



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

2015

ANNA TOKAR

**CONFECÇÃO DE CANAIS SUBSUPERFICIAIS DE
RESFRIAMENTO/AQUECIMENTO EM PEÇAS METÁLICAS PELA
AÇÃO DE UM ARCO DE SOLDAGEM**

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **DOUTORADO EM ENGENHARIA MECÂNICA.**

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Ruham Pablo Reis

Co-Orientação: Prof. Dr Volodymyr Ponomarov

UBERLÂNDIA - MG

2015

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

T646c Tokar, Anna, 1986-
2015 Confecção de canais subsuperficiais de resfriamento/aquecimento em peças metálicas pela ação de um arco voltaico / Anna Tokar. - 2015. 150 f. : il.

Orientador: Ruham Pablo Reis.
Coorientador: Volodymyr Ponomarov.
Tese (doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Soldagem - Teses. 3. Soldagem elétrica - Teses. I. Reis, Ruham Pablo, 1979- II. Ponomarov, Volodymyr. III. Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

CDU: 621

ANNA TOKAR

**CONFECÇÃO DE CANAIS SUBSUPERFICIAIS DE
RESFRIAMENTO/AQUECIMENTO EM PEÇAS METÁLICAS PELA
AÇÃO DE UM ARCO DE SOLDAGEM**

Tese **APROVADA** pelo Programa de Pós-graduação
em Engenharia Mecânica da Universidade Federal
de Uberlândia.

Área de Concentração: Materiais e Processos de
Fabricação.

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Ruham Pablo Reis – UFU - Orientador

Prof. Dr. Volodymyr Ponomarov - UFU - Co-Orientador

Prof. Dr. Louriel Oliveira Vilarinho - UFU

Prof. Dr. Marcio Bacci da Silva - UFU

Prof. Dr. Paulo José Modenesi - UFMG

Prof. Dr. Regis Henrique Goncalves e Silva - UFSC

Uberlândia, Setembro de 2015

Aos meus pais, Elena e Vladimir.

Ao meu irmão, Pavel.

Ao meu namorado, Juan.

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Volodymyr Ponomarov por servir como exemplo de bom trabalhador científico, quem demonstrou um certo nível de paciência ao repassar para mim conhecimentos essenciais, ideias inspiradoras, mostrando muitas oportunidades das quais tomei proveito e pela contribuição direta na realização deste trabalho, assim como pela confiança investida em mim.

Ao Prof. Ruham Pablo Reis pelo apoio oferecido no decorrer de todo trabalho.

À minha família, o alicerce da minha vida, pelo carinho, incentivo, paciência e apoio constante.

Ao meu namorado, Juan Gabriel Paz Alegria, por estar ao meu lado durante todo esse período, pela compreensão, pela paciência, pelas contribuições e pelo auxílio na execução deste trabalho.

Ao programa de Pós-graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica da UFU, pela oportunidade de eu realizar o sonho de me tornar um doutor, pelos recursos oferecidos e pelo acompanhamento valioso de que sempre precisei.

Ao CNPq, pelo apoio financeiro.

Ao Laprosolda da UFU, pelo apoio técnico e laboratorial.

Aos meus amigos do Laprosolda, em especial Oksana, Maksym, Andriy e Yaroslav.

Aos técnicos do laboratório de usinagem da FEMEC da UFU, Lazinho e Passarinho.

A todos aqueles que me ajudaram a lidar com a língua portuguesa nas atividades diárias.

Tokar, A. **Confecção de canais subsuperficiais de resfriamento/aquecimento em peças metálicas pela ação de um arco voltaico**. 2015. 150 f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Minas Gerais, Brasil.

RESUMO

A confecção de canais subsuperficiais pode ser uma solução para aquecimento ou resfriamento de peças que precisem ser aquecidas ou resfriadas. Os processos de soldagem, apesar de serem conhecidos e usados há anos, nunca foram usados para esta finalidade. Por isso o objetivo deste trabalho foi estudar os fatores (tipo de arco – TIG, Plasma, A-TIG, tipo de corrente – contínua, pulsada, formato de pulso de corrente, parâmetros de pulsação, valores de corrente e tensão, formato da afiação da ponta de eletrodo, ângulos de trabalho, velocidade de deslocamento da tocha, características físicas do metal base, outros) que proporcionariam melhor eficiência do processo (maior profundidade e seção transversal dos canais e maior produtividade), visando dominar o controle seguro da formação dos canais subsuperficiais de resfriamento/aquecimento nas peças metálicas pela ação do arco voltaico. Foram feitos testes de simples deposição sobre as chapas de aço carbono e aço inoxidável, usando soldagens TIG e Plasma, variando –se os fatores mencionados acima e visando desenvolver os defeitos típicos para estes processos de soldagem chamados na literatura "tunneling" (cavidades alongadas) em canais de resfriamento/aquecimento. Buscaram-se as técnicas e as condições de processo mais favoráveis para confecção dos canais. Procurou-se estudar ainda a influência dos fatores mencionados acima na geometria do cordão e na geração das cavidades. Conclui-se que o processo mais promissor para a confecção dos canais é o processo TIG com a corrente pulsada com os pulsos de corrente de alta amplitude. Foi demonstrado que a corrente contínua não favorece à geração dos canais. Também certificou-se que a confecção dos canais por processos de soldagem a arco é bem complexa e sensível a pequenas mudanças dos parâmetros do processo usado.

Palavras Chave: *TIG Pulsado; cavidades, geometria do cordão, canais subsuperficiais*

Tokar, A. **Manufacture of subsurface cooling/heating channels in metal parts by the action of a welding arc. 2015.** 150 p. Thesis, Federal University of Uberlandia, Uberlandia, Minas Gerais, Brazil.

ABSTRACT

The manufacturing of subsurface channels can be a solution for heating or cooling of parts that need to be heated or cooled. The welding process, although known and used for many years, has never been used for this purpose. Therefore the aim of this work was to study the factors (type of arc - TIG, Plasma, A-TIG, type of current - continuous or pulsed, current pulse shape, pulse parameters, current and voltage values, electrode sharpening angle, working angles, the torch travel speed, physical characteristics of the base metal, etc.) that would provide improved process efficiency (greater depth and cross section of the channels and increased productivity), aiming to improve the robustness of the formation of subsurface cooling/heating channels in metal parts by the action of the arc. Simple deposition tests were done on carbon steel sheets and stainless steel, using TIG and Plasma welding processes and varying all the factors mentioned above. The idea was to enhance the defects called in the literature as "tunneling" (elongated cavities) and "convert" them in subsurface cooling/heating channels. The most appropriate welding techniques and the most favorable welding conditions were looked for to achieve this aim. The influence of the factors mentioned above on the bead geometry and on the channel formation was studied as well. It was concluded that the most promising process for the channel manufacturing is the Pulsed TIG welding with high amplitude current pulses. It was shown that continuous current is not appropriate for the channel formation. It was also shown that the channel formation phenomenon using an arc welding process is a rather complex process, sensitive to any small changes of the used welding process parameters.

Keywords: *Pulsed TIG; cavities, bead geometry, subsurface channels*

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1	- Amostra com uma cavidade alongada na seção longitudinal do cordão (TOKAR, 2011)	2
Figura 2.1	- Influência da corrente nos parâmetros geométricos do cordão (L - largura e P - penetração) e na força do arco - F (adaptado de SMIRNOV, 1986)	4
Figura 2.2	- Influência da corrente nos parâmetros geométricos do cordão (largura e penetração) (a) e na força do arco (b) (SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979)	5
Figura 2.3	- Exemplo de um oscilograma de corrente pulsada no processo TIG (Tokar, 2011)	6
Figura 2.4	- Influência dos parâmetros da pulsação (I_p , I_b , f_p) e da corrente I_{rms} sobre a penetração nos processos PAW e TIG (OMAR; LUNDIN, 1979)	7
Figura 2.5	- Influência dos parâmetros de pulsação (I_p , I_b , f_p) e da corrente I_m sobre a penetração nos processos PAW e TIG (OMAR; LUNDIN, 1979)	8
Figura 2.6	- Influência do comprimento de arco nos parâmetros geométricos do cordão (a) e na pressão de arco (b) (SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979)	10
Figura 2.7	- Eletrodo de tungstênio e seus parâmetros de afiação	11
Figura 2.8	- Influência do diâmetro da ponta e do ângulo de afiação de eletrodo sobre a forma de arco e perfil da solda (KEY, 1990, v. 6, p. 86)	12
Figura 2.9	- Influência do ângulo de afiação de eletrodo na penetração (SHIRALI; MILLS, 1993)	13
Figura 2.10	- Influência do ângulo de afiação de eletrodo na tensão de arco (NILES; JACKSON, 1975)	13
Figura 2.11	- Influência do ângulo de afiação de eletrodo na eficiência de fusão (NILES; JACKSON, 1975)	14
Figura 2.12	- Efeito do gás de proteção na força do arco (SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979)	15
Figura 2.13	- Influência da posição da soldagem sobre as forças atuantes e sobre o perfil da poça de fusão (g - força de gravidade, E - força eletromagnética, M - força Marangoni) (SHIRALI; MILLS, 1993)	16
Figura 2.14	- Influência do ângulo de ataque na geometria do cordão	17
Figura 2.15	- Posições diferenciadas de entrada do arame frio na poça de fusão (YUDODIBROTO, 2010)	17
Figura 2.16	- Influência da adição do metal na formação do cordão (YUDODIBROTO, 2010); a solda autógena está à direita	18
Figura 2.17	- Padrões de fluxo de metal líquido induzido na poça de fusão, conforme Yudodibrito (2010): (a) solda autógena; (b) solda com adição de metal	19
Figura 2.18	- Cavidade alongada (Norma PETROBRAS N-1738, 2003)	19
Figura 2.19	- Cavidade alongada na seção longitudinal do cordão (KUDOYAROV; KURAGEV; HATUNZEV, 1968)	19
Figura 2.20	- Mapeamento das zonas de formação das cavidades em soldagem a	20

	Plasma "keyhole" para ligas de titânio de 11 mm de espessura e tensões de soldagem de 31-33 V: zonas C e D com a formação de cavidades e zonas A e B sem formação de cavidades (adaptado de RUSSO, 1972)	
Figura 2.21	- Seção longitudinal e transversal de uma solda com ênfase nos vazios internos e na cratera final deixada pelo arco (RICHETTI; FERRARESI, 2000)	21
Figura 2.22	- Esquema de formação de suspensão de metal líquido devido ao desvio do arco (adaptado de SUZDALEV et al., 1972)	21
Figura 2.23	- Mapeamento de formação das cavidades nas ligas de titânio na soldagem TIG com ângulo empurrando (a) , ângulo reto (b) e ângulo puxando (c) (adaptado de SUZDALEV et al., 1972)	22
Figura 2.24	- Influência do ângulo de afiação do eletrodo na formação das cavidades na soldagem TIG (adaptado de EROHIN; BUKAROV; ISHENKO, 1972)	22
Figura 2.25	- Influência da pressão do fluxo de plasma na formação dos canais como consequência do ângulo de afiação do eletrodo TIG: a) ângulo de afiação do eletrodo maior de que 30° – menor pressão; b) ângulo de afiação do eletrodo menor de que 30° – maior pressão (adaptado de EROHIN; BUKAROV; ISHENKO, 1972)	23
Figura 2.26	- Influência da velocidade de soldagem (V_s), corrente (I_s) - (a) e do tempo de ciclo (T) - (b) na formação das cavidades: a - região sem formação das cavidades, para cada ponto desta região está indicado o valor da penetração entre parênteses em milímetros; b - região com formação as cavidades curtas; c - região da formação as cavidades curtas e alongadas (adaptado de EROHIN; BUKAROV; ISHENKO, 1972)	24
Figura 2.27	- Influência das forças atuantes na formação do canal	
Figura 2.28	- Diagrama de distribuição das componentes do vetor de pressão do arco: a) modo <i>melt-in</i> para arco inclinado; b) modo <i>keyhole</i> para arco inclinado; c) modo <i>keyhole</i> para arco vertical (adaptado de RUSSO et al., 1972)	27
Figura 2.29	- Esquema de formação o canal alongado ao longo do cordão, sendo T_{fus} a temperatura de fusão (adaptado de KUDAYAROV; SUZDALEV; HATUNTSEV, 1971)	28
Figura 2.30	- Regiões de formação de cavidades em soldagem TIG para ligas de titânio de 25 mm de espessura (adaptado de KUDAYAROV; KURAGEV; HATUNTSEV, 1968)	29
Figura 2.31	- Influência da espessura de material na formação das cavidades: 1, 2 - Ar, $U_a = 10 - 11$ V, $V_s = 18$ m/h; 3 - He, $U_a = 15 - 17$ V, $V_s = 25$ m/h (adaptado de KUDAYAROV; KURAGEV; HATUNTSEV, 1968)	30
Figura 2.32	- Esquema de um submarino (Submarino, 2015)	31
Figura 2.33	- Um exemplo de aplicação dos canais subsuperficiais: nas válvulas de um submarino (adaptado de Soviet Submarine, 2014)	31
Figura 2.34	- Câmaras de combustão/exaustão de motores de foguete (WIKIPEDIA, 2015)	32

Figura 2.35	- Aplicação de canais de refrigeração em moldes utilizando o processo de sinterização direta de metais por laser (DMLS) (DULEBA; GRESKOVIC, ISSN 1338-0761)	33
Figura 2.36	- Canais de refrigeração de matriz utilizando processo de fabricação por furação e fresamento (MAZNAYA, 2015)	33
Figura 2.37	- Princípio da soldagem Friction Stir Welding (a) e confecção de canais por Friction Stir Channelling (b) (QUINTINO, L.; VILAÇA P.; MIRANDA R, 2011)	34
Figura 2.38	- Princípio de funcionamento do processo de prototipagem rápida com fontes de laser (a) e de feixe de elétrons (b) (DULEBA; GRESKOVIC, ISSN 1338-0761; desenvolvido pela NASA)	35
Figura 3.1	- Planejamento experimental dos testes	37
Figura 3.2	- Fonte de soldagem <i>IMC Inversal 450</i> e alimentador de arame <i>IMC STA - 20</i>	38
Figura 3.3	- Montagem da tocha TIG 27A-27B	39
Figura 3.4	- Tocha de soldagem a plasma PWM-300 da Thermal Dynamics Corporation	39
Figura 3.5	- Mesa de coordenadas utilizada para a realização dos experimentos	40
Figura 3.6	- Sistema de aquisição de dados (à esquerda) e de controle da mesa de coordenadas (à direita)	41
Figura 3.7	- Bancada experimental e câmera de alta velocidade usadas na Universidade de Alberta	42
Figura 3.8	- Afiadores de eletrodo de tungstênio: (a) modelo AFT 3500 e (b) modelo Euro-Tool	42
Figura 3.9	- Máquinas de corte metalográficas: (a) CM 70 fabricado pelo Teclago e (b) Labotom 3 da fabricante Struers	43
Figura 4.1	- Aspecto superficial dos cordões executados conforme a Tab. 4.1	45
Figura 4.2	- Área fundida e os parâmetros geométricos do cordão com corrente constante: a) 100 A; b) 200 A e c) 300 A	46
Figura 4.3	- Defeitos em forma das cavidades com $\Delta I = 300$ A: a) frequência 1 Hz; b) frequência 2 Hz; c) frequência 3 Hz	47
Figura 4.4	- Influência da frequência da pulsação sobre a geração das cavidades em com $\Delta I = 300$ A (são apresentadas seções longitudinais do cordão)	48
Figura 4.5	- Seções transversais de cordões com corrente pulsada sem alimentação do arame com a frequência de pulsação de 1 (F1) e 2 Hz (F2)	48
Figura 4.6	- Cavidade alongada nas seções longitudinais de cordões sem alimentação de arame para $\Delta I = 300$ A: a) frequência 1 Hz; b) frequência 2 Hz	48
Figura 4.7	- Influência da velocidade de soldagem sobre a formação de cavidades em cordões com solda TIG com $\Delta I = 300$, $f_p = 1$ Hz e $L_a = 4,0$ mm: a) $V_s = 12,0$ cm/min; b) $V_s = 24,0$ cm/min; c) $V_s = 30,0$ cm/min; d) $V_s = 36,0$ cm/min; e) $V_s = 48,0$ cm/min; f) $V_s = 60,0$ cm/min	50
Figura 4.8	- Ilustração da formação das cavidades e crateras periódicas	51
Figura 4.9	- (a) aparência e seção longitudinal do cordão com efeito parecido ao	52

	humping (TOKAR, 2011); (b) aparência e seção transversal do cordão com efeito de humping (SCHWEDERSKY, 2009)	
Figura 4.10	- Dependência dos parâmetros A_{ft} , P e L em relação à diferença da corrente de pulsação ΔI	57
Figura 4.11	- Dependência dos parâmetros A_{ft} , P e L em relação aos valores de corrente contínua	59
Figura 4.12	- Ilustração da influência do efeito mecânico do jato de plasma e do calor representado pelo valor da corrente eficaz na geometria do cordão na soldagem TIG pulsada	59
Figura 4.13	- Diferentes formatos de pulsos de corrente: a) pulso retangular; b) pulso trapezoidal; c) pulso trapezoidal oblíquo (início sem rampa e final com diminuição lento da corrente); d) pulso trapezoidal oblíquo (início com aumento lento da corrente e final sem rampa)	63
Figura 4.14	- Influência da frequência de pulsação nos parâmetros geométricos (P , L , A_{ft}) dos cordões	66
Figura 4.15	- Influência da frequência da pulsação sobre a geração das cavidades em seções longitudinais do cordão com $\Delta I = 335$ A em chapas de aço inoxidável	67
Figura 4.16	- Formatos dos pulsos trapezoidais de corrente com respectiva parametrização. a) pulso de formato de trapézio isósceles com patamar curto; b) pulso de formato de trapézio isósceles com patamar longo; c) pulso de formato de trapézio oblíquo com rampa de descida de corrente no final; d) pulso de formato de trapézio oblíquo com rampa de crescimento de corrente no início	68
Figura 4.17	- Ilustração da curva de corrente com os pacotes de pulsos	71
Figura 4.18	- Influência do ângulo de afiação do eletrodo na formação das mordeduras; (a) ponta obtusa; (b) ponta aguda	74
Figura 4.19	- Influência do ângulo de afiação do eletrodo sobre os parâmetros geométricos (P , L , A_{ft}) do cordão	75
Figura 4.20	- Influência do ângulo de afiação do eletrodo sobre a tensão do arco e na geometria da zona fundida	76
Figura 4.21	- Cavidade alongada e alinhada com o eixo do cordão (o ângulo de afiação do eletrodo = 80°)	76
Figura 4.22	- Representação esquemática da medida do comprimento de arco	77
Figura 4.23	- Influência do ângulo de inclinação da tocha (puxando) na geometria do cordão	79
Figura 4.24	- Influência do ângulo de inclinação da tocha (empurrando) na geometria do cordão	80
Figura 4.25	- Influência do comprimento de arco nos parâmetros geométricos (P , L , A_{ft}) para corrente contínua de 233 A (chapas de aço inoxidável)	83
Figura 4.26	- Influência do comprimento de arco nos parâmetros geométricos (P , L , A_{ft}) para corrente contínua de 233 A (chapas de aço carbono)	85
Figura 4.27	- Influência do comprimento de arco sobre a geometria do cordão nas chapas de aço inox: a) arco curto; b) arco médio; c) arco longo	86
Figura 4.28	- Influência do comprimento de arco sobre a geometria do cordão nas chapas de aço carbono: a) arco curto; b) arco médio; c) arco longo	86
Figura 4.29	- Influência do comprimento de arco nos parâmetros geométricos (P , L ,	89

	A_{ft}) para corrente pulsada em chapas de aço inoxidável	
Figura 4.30	- Influência do comprimento de arco nos parâmetros geométricos (P , L , A_{ft}) para corrente pulsada em chapas de aço carbono	91
Figura 4.31	- Canais alongados utilizando alta corrente de pulso com relação $t_p < t_b$	98
Figura 4.32	- Ilustração da formação dos canais pela ação do arco de soldagem do processo TIG Pulsado	99
Figura 4.33	- Aspecto superficial (<i>a</i>) e secção longitudinal (<i>b</i>) de peça metálica com canal subsuperficial feito pela ação do arco de soldagem do processo TIG Pulsado	99
Figura 4.34	- Secções transversais de peças metálicas com canais subsuperficiais feitos pela ação do arco de soldagem do processo TIG Pulsado	100
Figura 4.35	- Bancada de soldagem utilizada para soldagens na posição sobrecabeça	100
Figura 4.36	- Influência da posição sobrecabeça na formação das cavidades nas diferentes condições de soldagem: a) $V_s = 27$ cm/min com $F = 1$ Hz; b) $V_s = 27$ cm/min com $F = 2$ Hz; c) $V_s = 18$ cm/min com $F = 2$ Hz	101
Figura 4.37	- Bancada de soldagem utilizada para confecção dos canais curvilíneos	101
Figura 4.38	- Canais curvilíneos obtidos com a utilização do robô: a) Velocidade de soldagem constante: cordão com o canal fechado no meio; b) Velocidade de soldagem variável: cordão com o canal contínuo	102
Figura 4.39	- Aspecto superficial e as macrografias das seções transversais das soldas feitas sem e com utilização do fluxo na corrente pulsada	105
Figura 4.40	- Aspecto superficial do cordão sobre chapa em corrente contínua sem e com utilização do fluxo; a) face da solda; b) raiz da solda	105
Figura 4.41	- Técnica semi-automática da soldagem MIG/MAG	106
Figura 4.42	- Sequência de etapas para confecção de canais subsuperficiais com a técnica de calhas pré-confeccionadas recobertas pelo processo MIG/MAG; a) peça de trabalho, (b) peça com calhas e c) peça com canais	107
Figura 4.43	- Ilustração da confecção de canal subsuperficial com a técnica de calhas pré-confeccionadas recobertas pelo processo MIG/MAG; a) esquema da técnica e b) canal confeccionado	108
Figura 4.44	- Ilustração da confecção de canal superficial com a técnica de cordões-paredes paralelos pré-depositados e recobertos pelo processo MIG/MAG; a) peça de trabalho, b) peça com cordões-paredes paralelos e c) peça com canais	109
Figura 4.45	- Ilustração da confecção de canal superficial com a técnica de cordões-paredes paralelos pré-depositados e recobertos pelo processo MIG/MAG; a) esquema da técnica e b) canal confeccionado	109
Figura 4.46	- Canal superficial com a técnica de cordões-paredes paralelos pré-depositados e recobertos pelo processo MIG/MAG	109
Figura 4.47	- Ilustração da confecção de canal superficial com a técnica de tecimento especial do arco usando o processo MIG/MAG; a) peça de trabalho, b) esquema da técnica e c) canal confeccionado	110
Figura 4.48	- Canal confeccionado com a técnica de tecimento especial do arco usando o processo MIG/MAG	110
Figura 4.49	- Possibilidade de aplicação das técnicas alternativas (com calhas (a) e	111

	(b) e com cordões-paredes paralelos pré-confeccionadas (c)) em diferentes posições de soldagem	
Figura 7.1	- Ilustração da confecção de canal subsuperficial em peças metálicas com assistência de gás de purga utilizando uma bifurcação	119
Figura 7.2	- Conexão do gás de purga	120
Figura 7.3	- Posição do eletrodo em relação à cratera final do canal anterior: a) eletrodo perto da parede traseira da cratera; b) eletrodo longe da parede traseira da cratera	120
Figura 7.4	- Técnica de confecção de canais subsuperficiais em peças metálicas com assistência de gás de purga: a) utilização de gás de purga com vazão um pouco elevada; b) utilização de gás de purga com baixa vazão	121
Figura 7.5	- Deterioração da proteção causada pelo fluxo do gás de purga: a) proteção normal; b) proteção perturbada	121
Figura 7.6	- Arranjo com dois reguladores separados	122
Figura 7.7	- Etapas de confecção de canal subsuperficial em peças metálicas com a técnica de resfriamento adicional usando arame maciço	122
Figura 7.8	- Técnica de confecção de canal subsuperficial em peças metálicas com a técnica de resfriamento adicional usando arame maciço	123
Figura 7.9	- Alimentação do argônio suplementar por um eletrodo oco de tungstênio	123
Figura 7.10	- Oscilação longitudinal do eletrodo para confecção de canais subsuperficiais em peças metálicas	124

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1	- Estrutura resumida da tese	2
Tabela 3.1	- Características técnicas da <i>IMC Inversal 450</i>	38
Tabela 4.1	- Parâmetros de soldagem TIG Pulsada dos testes preliminares nas chapas de aço ao carbono	45
Tabela 4.2	- Geometria dos cordões executados conforme a Tab. 4.1	46
Tabela 4.3	- Parâmetros dos experimentos com a corrente pulsada e contínua	53
Tabela 4.4	- Influência da frequência de corrente pulsada no aspecto superficial de cordão de solda, nas macroestruturas (transversal e longitudinal) e na geometria da zona de fusão	54
Tabela 4.5	- Influência da ΔI na aparência do cordão e na geometria da zona de fusão	56
Tabela 4.6	- Influência do valor da corrente contínua na aparência do cordão e na geometria da zona de fusão	58
Tabela 4.7	- Parâmetros regulados e monitorados dos testes sobre a influência da corrente pulsada e da frequência de pulsação na ocorrência das cavidades em chapas de aço inoxidável	60
Tabela 4.8	- Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes conforme as condições indicadas na Tab. 4.7	61
Tabela 4.9	- Parâmetros regulados e monitorados dos testes	63
Tabela 4.10	- Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes com pulso de corrente retangular conforme as condições indicadas na Tab. 4.9	64
Tabela 4.11	- Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes com pulsos de corrente de formato trapezoidal conforme as condições indicadas na Tab. 4.9.	69
Tabela 4.12	- Dados para o levantamento do “pacote” de pulsos	71
Tabela 4.13	- Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes com “pacote” de pulsos de corrente conforme as condições indicadas nas Tabs. 4.9 e 4.12	72
Tabela 4.14	- Parâmetros regulados e monitorados dos testes sobre a influência do ângulo de afiação do eletrodo na ocorrência das cavidades em chapas de aço inoxidável	73
Tabela 4.15	- Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes conforme as condições indicadas na Tab. 4.14	74
Tabela 4.16	- Parâmetros regulados e monitorados dos testes sobre a influência do ângulo de ataque da tocha na ocorrência das cavidades em chapas de aço inoxidável	78
Tabela 4.17	- Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes conforme as condições indicadas na Tab. 4.16	78
Tabela 4.18	- Parâmetros regulados e monitorados dos testes sobre a influência do comprimento do arco na geração das cavidades nas chapas de aço inoxidável (corrente contínua)	81
Tabela 4.19	- Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes conforme as condições indicadas na Tab. 4.18	82
Tabela 4.20	- Parâmetros de regulação e monitorados dos experimentos para	84

	corrente contínua feitos nas chapas de aço carbono	
Tabela 4.21	- Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes conforme as condições indicadas na Tab. 4.20	84
Tabela 4.22	- Parâmetros de regulação e monitorados dos experimentos para corrente pulsada em chapas de aço inoxidável	87
Tabela 4.23	- Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes realizados conforme as condições indicadas na Tab. 4.22	88
Tabela 4.24	- Parâmetros de regulação e monitorados dos experimentos para corrente pulsada em chapas de aço carbono	90
Tabela 4.25	- Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes realizados conforme as condições indicadas na Tab. 4.24	90
Tabela 4.26	- Parâmetros regulados e monitorados dos testes sobre a influência da velocidade de soldagem na geração de cavidades em chapas de aço inoxidável	92
Tabela 4.27	- Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes conforme as condições indicadas na Tab. 4.26	92
Tabela 4.28	- Parâmetros regulados e monitorados dos testes adicionais	94
Tabela 4.29	- Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes com pulso de corrente retangular conforme as condições indicadas na Tab. 4.28	95
Tabela 4.30	- Condições utilizadas para as soldagens A-TIG	104
Tabela 4.31	- Condições utilizadas para as técnicas alternativas	107

LISTA DE SIMBOLOGIA

β	- ângulo de ataque
γ	- ângulo de afiação do eletrodo
ΔI	- diferença de corrente de pulso-corrente de base
λ	- inclinação significativa da poça
ρ	- densidade de metal líquido
σ	- fator de tensão superficial, que depende das propriedades de metal líquido e da temperatura
A_r	- área de reforço
A_{fl}	- área fundida longitudinal do cordão
A_{ft}	- área fundida transversal do cordão
A_{stc}	- área de seção transversal de canal
CC	- corrente constante
d_e	- diâmetro de eletrodo de tungstênio
d_a	- diâmetro de arame de adição
F	- força do arco
f_p	- frequência da corrente pulsada
FT	- fator de trabalho
g	- aceleração da gravidade
I_b	- corrente de base
I_m	- corrente média
I_p	- corrente de pulso
I_{rms}	- corrente eficaz
I_s	- corrente de soldagem
k	- coeficiente, que depende do tipo de corrente, polaridade, diâmetro do eletrodo, etc
L_a	- distância eletrodo-peça
L	- largura do cordão
P	- penetração do cordão
P_{hidr}	- pressão hidrostática
P_{tens}	- tensão superficial
P_{arc}	- pressão do arco
R	- reforço do cordão
r	- raio de curvatura da superfície da cavidade formada
S	- espessura de chapa
T	- tempo de ciclo
t_b	- tempo de base
t_p	- tempo de pulso
U_a	- tensão de arco
U_m	- tensão média
V_{alim}	- velocidade de alimentação de arame de adição
V_{max}	- velocidade de soldagem máxima
V_s	- velocidade de soldagem

Obs. O termo "corrente constante" usado no texto deste trabalho significa "corrente contínua com o mesmo nível")

SUMÁRIO

Lista de simbologia	xvii
Resumo	xviii
Capítulo I	INTRODUÇÃO
Capítulo II	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA
2.1	Objetivos da Revisão Bibliográfica
2.2	Influência dos parâmetros do processo de soldagem TIG na formação do cordão
2.2.1	<i>Corrente de soldagem</i>
2.2.2	<i>Frequência da pulsação</i>
2.2.3	<i>Comprimento de arco</i>
2.2.4	<i>Diâmetro e ângulo de preparação de ponta de eletrodo</i>
2.2.5	<i>Velocidade de soldagem</i>
2.3.6	<i>Gases de proteção</i>
2.3.7	<i>Posição da soldagem</i>
2.3.8	<i>Ângulo de ataque</i>
2.3.9	<i>Posição da entrada do metal de adição</i>
2.3	Influência dos parâmetros do processo de soldagem TIG e Plasma na formação de cavidades
2.4	Exemplos de aplicações de canais e métodos existentes para fabricá-los
2.4.1	<i>Aplicação de canais subsuperficiais em válvulas de submarinos</i>
2.4.2	<i>Aplicação de canais subsuperficiais em cones dos foguetes</i>
2.4.3	<i>Aplicação dos canais subsuperficiais no projeto de moldes e matrizes</i>
2.4.4	<i>Técnicas para confecção de canais</i>
Capítulo III	METODOLOGIA, EQUIPAMENTOS E INSUMOS
3.1	Metodologia
3.2	Bancada experimental
3.2.1	<i>Fonte de soldagem</i>
3.2.2	<i>Tocha TIG</i>
3.2.3	<i>Tocha Plasma</i>
3.2.4	<i>Mesa de coordenadas XY (para manipulação da tocha de soldagem)</i>
3.2.5	<i>Sistema de aquisição de dados</i>
3.2.6	<i>Câmera de alta velocidade PHANTOM V210</i>
3.2.7	<i>Afiador de eletrodo de tungstênio</i>
3.2.8	<i>Máquina de corte metalográfica</i>
3.2.9	<i>Análise geométrica do cordão</i>

Capítulo IV	INFLUÊNCIA DE DIFERENTES TÉCNICAS E CONDIÇÕES DE SOLDAGEM SOBRE A GEOMETRIA DO CORDÃO E A FORMAÇÃO DAS CAVIDADES	44
4.1	Introdução	44
4.2	TIG Pulsado com e sem arame frio em chapas de aço ao carbono	44
4.3	Causas e mecanismos de formação das cavidades nas chapas de aço carbono	47
4.4	Efeitos térmicos e mecânicos da pulsação de corrente no processo TIG Pulsado sobre a formação do cordão de solda	52
4.5	Influência da diferença de corrente entre corrente de pulso e de base na geração das cavidades em chapas de aço inoxidável	60
4.6	Influência do formato de onda de corrente do processo TIG Pulsado na ocorrência das cavidades em chapas de aço inoxidável	62
4.6.1	<i>Influência da frequência do pulso de corrente retangular na geometria do cordão e na formação dos canais</i>	64
4.6.2	<i>Influência do formato trapezoidal de pulso de corrente na formação dos canais</i>	67
4.6.3	<i>Influência do “pacote” de pulsos de corrente composto por dois pulsos consecutivos (um longo seguido por outro curto) na formação dos canais</i>	70
4.7	Influência do ângulo de afiação do eletrodo na ocorrência das cavidades em chapas de aço inoxidável	73
4.8	Influência do ângulo de ataque da tocha na geração das cavidades em chapas de aço inoxidável	77
4.9	Influência do comprimento do arco na geração das cavidades em chapas de aço inoxidável e ao carbono	80
4.10	Influência da velocidade de soldagem na geração das cavidades em chapas de aço inoxidável	91
4.11	Influência da relação entre tempo de pulso e de base na geração de cavidades em chapas de aço inoxidável	93
4.12	Mecanismo de formação de canais	98
4.13	Influência da posição sobrecabeça na geração das cavidades	100
4.14	Aplicação do robô para confecção de canais subsuperficiais curvilíneos	101
4.15	Influência da técnica de soldagem a Plasma na formação de cavidades	102
4.16	Influência da técnica de soldagem A-TIG na formação de cavidades	103
4.17	Confecção de canais superficiais em peças metálicas usando técnicas alternativas	106
4.17.1	<i>Técnica de confecção de canais superficiais com calhas pré-confeccionadas recobertas pelo processo MIG/MAG</i>	107
4.17.2	<i>Técnica de confecção de canais superficiais em peças metálicas usando cordões-paredes paralelos pré-depositados e recobertos pelo processo MIG/MAG</i>	108
4.17.3	<i>Técnica de confecção de canais superficiais em peças metálicas por tecimento especial do arco usando o processo MIG/MAG</i>	110

Capítulo V	ANÁLISE RESUMIDA DOS FATORES QUE DETERMINAM A FORMAÇÃO DOS CANAIS	112
5.1	Tipo e valor de corrente	112
5.2	Ângulo de afiação do eletrodo	112
5.3	Ângulo de ataque da tocha	113
5.4	Comprimento de arco	113
5.5	Velocidade de soldagem	113
5.6	Formato de onda de corrente do processo TIG Pulsado	113
5.7	Material de base	114
Capítulo VI	CONCLUSÕES	115
Capítulo VII	RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	118
7.1	Técnica de confecção de canais subsuperficiais em peças metálicas com assistência de gás de purga	118
7.2	Técnica de confecção de canais superficiais em peças metálicas com ajuda de arames-parede	122
7.3	Técnica de confecção de canais subsuperficiais em peças metálicas com a alimentação do argônio suplementar por um eletrodo oco de tungstênio	123
7.4	Técnica de confecção de canais subsuperficiais em peças metálicas com a oscilação longitudinal do eletrodo	124
Capítulo VIII	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	125

CAPITULO I

INTRODUÇÃO

Muitos equipamentos industriais, de transporte e de outras áreas são constituídos por peças que sofrem aquecimento ou resfriamento excessivo em trabalho e, para manterem as suas propriedades operacionais, precisam ser resfriadas ou aquecidas para compensar as respectivas variações de temperatura. As abordagens mais usadas para esta finalidade são aletas externas (como em trocadores de calor) ou camisas de água (como nos motores de combustão), cuja utilização em muitas outras aplicações não é viável, por atrapalhar a operacionalidade (por exemplo, matrizes de fundição ou da conformação mecânica). A confecção de canais subsuperficiais aparece com alternativa para esses casos. Um método alternativo para confecção de canais subsuperficiais em peças metálicas foi proposto recentemente (QUINTINO; VILAÇA; MIRANDA, 2011) através de uma técnica denominada Friction Stir Channelling (FSC). Por esta técnica, que usa o princípio da soldagem por Friction Stir Welding (FSW), uma ferramenta giratória (algo como uma broca especial) plastifica o metal da peça (metal base), abrindo o canal no fundo da zona plastificada. As desvantagens desta técnica são que o metal base tem que ser dúctil e de baixa dureza (o que, por exemplo, não é o caso dos materiais para matrizes), o perfil da superfície não pode ter mudanças acentuadas, a área afetada é significativa, e o ferramental é sofisticado, complexo e caro.

Assim, faz-se necessário o estudo e desenvolvimento de novas técnicas isentas de tais limitações, ou seja, que permitam maior flexibilidade operacional e que possam ser aplicáveis a uma gama larga de materiais e de geometrias de peças.

Testes preliminares realizados no Laprosolda (TOKAR, 2011), usando soldagem TIG Pulsada mostraram que, sob certas condições paramétricas, apareciam vazios sob o cordão com semelhança de canais subsuperficiais, como ilustra a Fig. 1.1. Esse fenômeno que leva a formação destes vazios, chamados de "cavidades alongadas" ou "tunnelling" já foi descrito por outros pesquisadores (RUSSO et al., 1972; SCHÖBEL, 1965; MENDEZ; EAGAR, 2003).

Naquele momento, e em outras aparições deste fenômeno, estes vazios foram considerados como descontinuidades (defeitos de soldagem) que deveriam ser sanadas.



Figura 1.1 - Amostra com uma cavidade alongada na seção longitudinal do cordão (TOKAR, 2011)

Desta forma, a utilização destes vazios (formados por um arco elétrico) como canais para resfriamento/aquecimento parece ser promissora. Além de poder ser considerada uma técnica inovadora (não foram encontradas menções sobre este aproveitamento na literatura), o que por si só tem seus méritos, esta pode se tornar uma opção industrial para confecção de canais subsuperficiais (até pelo uso de equipamentos convencionais de soldagem a arco, TIG ou/e Plasma), superando as limitações acima mencionadas.

Assim, o objetivo deste trabalho é estudar os fatores que proporcionariam a eficiência do processo (maior profundidade da seção transversal dos canais e maior produtividade), visando dominar o controle seguro da formação dos canais subsuperficiais de resfriamento/aquecimento em peças metálicas pela ação do arco voltaico. Os fatores explorados são principalmente o tipo de arco (TIG, Plasma e Plasma-TIG), os valores de corrente e tensão, o tipo de corrente (constante, pulsada, formato de pulso de corrente e parâmetros de pulsação), o formato da afiação da ponta de eletrodo, o ângulo de ataque, a velocidade de deslocamento da tocha e as características físicas do metal base. Os trabalhos teóricos e experimentais são planejados conforme mostrado na Tab. 1.1

Tabela 1.1 - Estrutura resumida da tese

ATIVIDADES	CAPÍTULO DA TESE
<i>Escolha dos processos os mais promissores para o objetivo deste trabalho e a análise dos parâmetros deles na formação dos canais e geometria do cordão.</i>	Cap. II REVISÃO BIBLIOGRÁFICA
<i>Planejamento experimental, escolha dos equipamentos e consumíveis.</i>	Cap. III METODOLOGIA
<i>Análise da influência dos parâmetros de diferentes processos de soldagem na geometria do cordão e na formação dos canais.</i>	Cap. IV e Cap. V
<i>Conclusões.</i>	Cap. VI CONCLUSÕES
<i>Propostas para testes a ser feitos para aumentar robustez do processo de formação dos canais.</i>	Cap. VII TRABALHOS FUTUROS

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Objetivos da Revisão Bibliográfica

O tema deste trabalho é considerado inovador, logo foi difícil encontrar na literatura informações que podiam ser aproveitadas de maneira direta para os fins deste projeto. Por isso foram analisados trabalhos que podiam apresentar as informações necessárias de maneira indireta. Por exemplo, da análise dos trabalhos sobre a influência dos parâmetros do processo de soldagem TIG na formação do cordão e na formação dos defeitos do tipo cavidades, foram "extraídas" informações que poderiam ajudar a estimular ainda mais a formação desses defeitos. A mesma abordagem foi seguida no que diz respeito ao ângulo de afiação do eletrodo, ângulo de ataque, comprimento de arco, posição de soldagem e outros parâmetros de processo.

2.2 Influência dos parâmetros do processo de soldagem TIG na formação do cordão

Os fatores que determinam o processo de formação da poça fundida em soldagem por fusão são muito numerosos, tais como características do metal base (parâmetros geométricos, condutividade térmica, composição química, etc.) e do processo e parâmetros de soldagem (comprimento de arco, corrente, etc.). Quando se aplica a pulsação de corrente, esta complexidade aumenta ainda mais. Dentre os inúmeros parâmetros de regulagem da soldagem TIG, os principais fatores de controle da geometria do cordão de solda são:

- ✓ *Tipo de corrente contínua (constante e pulsada);*
- ✓ *Frequência da corrente pulsada;*
- ✓ *Polaridade;*
- ✓ *Comprimento de arco;*
- ✓ *Ângulo de afiação da ponta de eletrodo;*

- ✓ *Velocidade de soldagem;*
- ✓ *Gás de proteção;*
- ✓ *Posição da soldagem;*
- ✓ *Ângulo de ataque;*
- ✓ *Posição da entrada do metal de adição.*

Adiante são apresentadas informações encontradas e analisadas a respeito da influência de cada um destes parâmetros na geometria do cordão (principalmente na penetração) e na geração dos defeitos do tipo cavidades alongadas que serão aproveitadas para dar o início e formar os canais subsuperficiais.

2.2.1 Corrente de soldagem

Conforme a maioria das fontes bibliográficas, o aumento da corrente causa o crescimento da penetração e largura, cujo principal motivo é o calor imposto e a pressão crescente do arco elétrico. Paton (1974, p. 83) indica que a pressão do arco é proporcional ao quadrado da corrente. Segundo Smirnov (1986, p. 279), para correntes de até 150 A, a ação da pressão do arco é insignificante e a profundidade da poça é resultado principalmente do calor fornecido pelo arco e da maneira como acontece a convecção do metal fundido. Já na faixa de corrente entre 250 a 600 A a ação mecânica do arco passa a exercer um papel decisivo na formação da poça e, principalmente, na sua profundidade (Fig. 2.1).

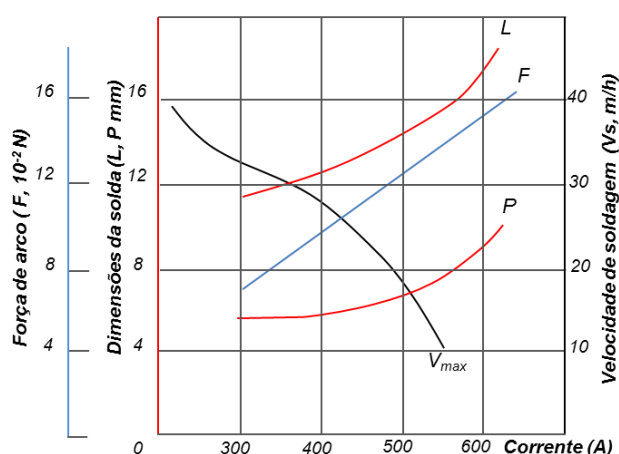


Figura 2.1 - Influência da corrente nos parâmetros geométricos do cordão (L - largura e P - penetração do cordão, V_{max} - velocidade de soldagem máxima) e na força do arco - F (adaptado de SMIRNOV, 1986)

Ainda segundo este autor, o aumento da corrente de soldagem de 300 até 600 A acarreta um aumento diretamente proporcional da força de arco de 6×10^{-2} N para 15×10^{-2} N. Chama-se atenção que o aumento da corrente em 2 vezes acarretou apenas o dobro da pressão, o que contradiz Paton (1974, p. 83) que afirma que a pressão do arco é proporcional ao quadrado da corrente. Smirnov (1986, p. 279) explica o aumento da penetração com o crescimento da corrente da seguinte maneira. Devido à pressão do jato de plasma, o acoplamento arco-metal mergulha no metal fundido da poça causando a diminuição da camada do metal líquido sob o arco e assim, oferecendo melhores condições de transferência de calor para o metal base. Porém, conforme Smirnov (1986, p. 279), a profundidade de penetração aumenta de apenas 40 a 80%, enquanto que a largura aumenta de quase o dobro. No trabalho referenciado, este fato é explicado pelo crescimento do diâmetro da coluna do arco e da mancha anódica com o aumento da corrente, ficando a densidade de fluxo de calor quase que inalterada. Savage; Nippes; Agusa (1979) também mostram uma influência semelhante da corrente na força de arco, largura e penetração (Fig. 2.2).

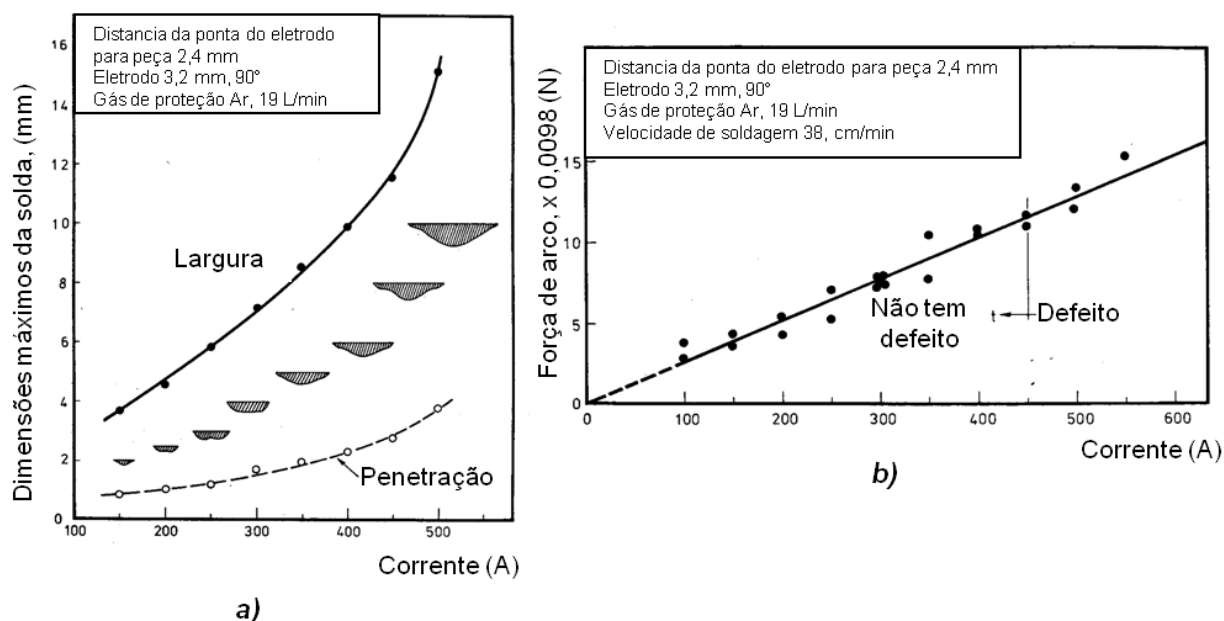


Figura 2.2 - Influência da corrente nos parâmetros geométricos do cordão (largura e penetração do cordão) (a) e na força do arco (b) (SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979)

Já a corrente constante pulsada influi nos parâmetros geométricos do cordão de maneira diferente, pois envolve a variação repetitiva da corrente do arco entre um valor mínimo (base) e um valor máximo (pulso) como ilustrado na Fig. 2.3.

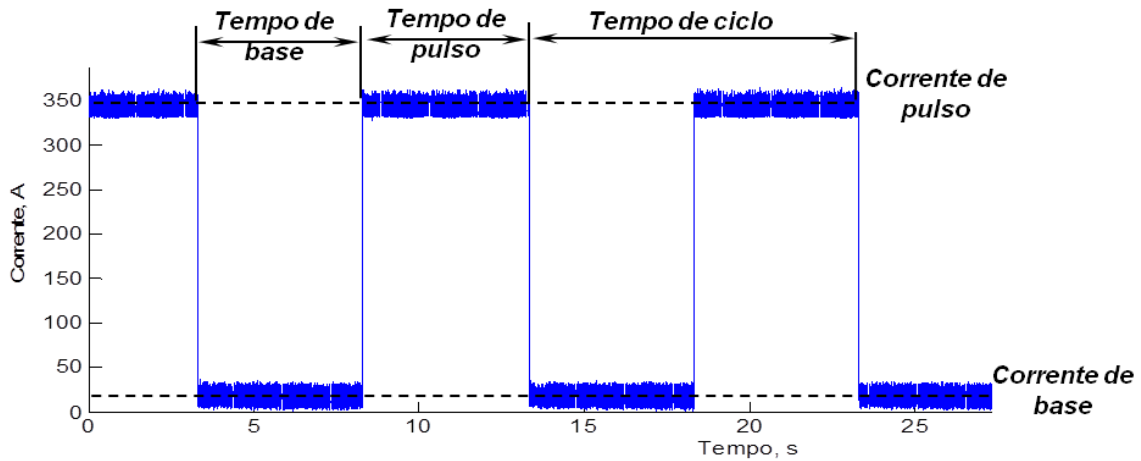


Figura 2.3 – Exemplo de um oscilograma de corrente pulsada no processo TIG (TOKAR, 2011)

Em geral, o processo TIG Pulsado é caracterizado por diversos parâmetros (diferença entre a corrente de pulso e de base - ΔI , frequência, etc.) que também governam o processo de formação do cordão. A poça é formada durante o tempo de pulso (pela elevada corrente) e solidifica durante o tempo de base, no qual a amplitude de corrente é apenas a necessária para manter um arco estável (DUTRA et al., 1996).

Cada combinação dos parâmetros de pulsação gera um determinado valor de corrente eficaz (I_{rms}), mesmo que o valor de corrente média (I_m) permanecer o mesmo, sendo o valor eficaz sempre maior que o valor médio. No caso de dados discretos, tais correntes podem ser calculadas pelas Eqs. (2.1) e (2.2):

$$I_m = \frac{I}{N} \sum_{i=1}^N I_i = \frac{I_1 + I_2 + \dots + I_N}{N} \quad (2.1)$$

$$I_{rms} = \sqrt{\frac{I}{N} \sum_{i=1}^N I_i^2} = \sqrt{\frac{I_1^2 + I_2^2 + \dots + I_N^2}{N}} \quad (2.2)$$

Onde I_1, I_2, \dots, I_N são valores instantâneos da corrente medidos em intervalos regulares e N é o número das medições.

Como é sabido, do ponto de vista físico, o valor eficaz de uma corrente (alternada ou pulsada) é o valor de uma corrente constante que resulta na mesma dissipação de potência em uma carga ativa. No entanto, segundo Needham (1985), o arco elétrico não obedece a lei de Ohm e a tensão do arco não é linearmente proporcional à corrente. Em outras

palavras, o arco, embora sendo uma carga resistiva, não exibe uma resistência constante. Partindo deste fato, Needham (1985) mostrou que é o valor da corrente média, o que é relevante no arco de soldagem e não é o valor rms. Omar e Lundin (1979) concluíram o mesmo fato, que a corrente média é o parâmetro que controla a profundidade de penetração, tanto na soldagem Plasma (PAW) como no processo TIG (Fig. 2.4).

A Figura 2.4 mostra a influência da frequência de pulsação e da corrente rms (como o derivativo dos valores de I_b e I_p) na penetração para os processos PAW e TIG, para o mesmo valor da corrente média de 50 A. A mudança da corrente eficaz no processo TIG não conduziu a nenhuma modificação na penetração, confirmando, segundo os autores do trabalho (OMAR; LUNDIN, 1979), que a corrente eficaz não tem nenhum efeito significativo, ou seja, o fator determinante para a penetração neste caso é a corrente média. Ao mesmo tempo os autores mostraram que o aumento da corrente eficaz no processo PAW acarretou uma redução da penetração.

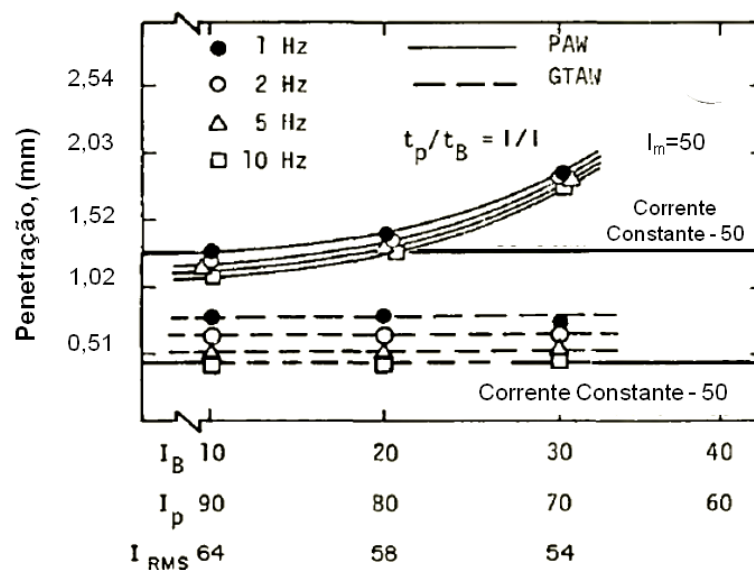


Figura 2.4 – Influência dos parâmetros da pulsação (I_p , I_b , f_p) e da corrente I_{rms} sobre a penetração nos processos PAW e TIG (OMAR; LUNDIN, 1979)

Para confirmar estes efeitos das correntes média e eficaz sobre a penetração e no grau de eficiência de fusão, os mesmos autores fizeram testes com a mesma corrente eficaz, mas variando as amplitudes das correntes de pulso e de base, o que deu diferentes correntes médias (Fig. 2.5). Os resultados mostraram que a penetração tem uma tendência de crescer com o aumento da corrente média. Então, estes resultados mais uma vez confirmaram que a corrente média influi mais que a corrente eficaz na eficiência de fusão do metal de base e na profundidade de penetração.

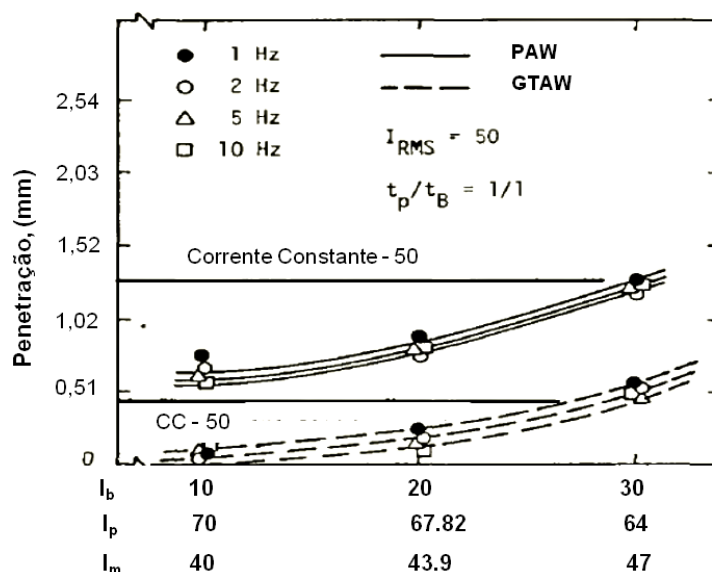


Figura 2.5 – Influência dos parâmetros de pulsação (I_p , I_b , f_p) e da corrente I_m sobre a penetração nos processos PAW e TIG (OMAR; LUNDIN, 1979)

Infelizmente, os dados apresentados nas Figs. 2.4 e 2.5 são bastante contraditórios. Da Figura 2.5 pode-se concluir que é a corrente média que determina a profundidade de penetração no caso do processo PAW (maior é valor da corrente média, maior será a penetração), enquanto a Fig. 2.4 mostra que a corrente eficaz também influi na penetração, mas de maneira um tanto estranha; com o aumento da corrente eficaz a penetração cai (embora, deveria ser ao contrário).

Dilthey e Killing (1990), ao estudar o calor imposto em soldagem a arco concluíram que ambos os valores, tanto médio, como eficaz não são muito adequados para esta finalidade. Entretanto, de acordo com Bosworth (1991), o valor rms pode ser satisfatório para muitas aplicações de soldagem onde o aporte térmico não precisa ser controlado ou especificado.

2.2.2 Frequência da pulsação

Diferentes autores realizaram pesquisas (NORRISH, 1992, p.101-103; DUTRA, 1996; SILVA, 2003) com a soldagem TIG Pulsada em altas e baixas frequências. O arco de alta frequência (de 2 a 20 kHz) torna-se mais estável e exerce uma maior pressão na poça de fusão (SMIRNOV, 1986, p. 298). Além disso, Norrish (1992, p.103) concluiu que alta frequência de pulsação ajuda evitar as mordeduras, mesmo em soldagem com correntes altas. Ao mesmo tempo, ele acredita que a baixa frequência de pulsação (referenciada

frequentemente como pulsação térmica) ajuda no controle da poça de fusão (penetração desejada, aspecto superficial do cordão muito regular, e outros benefícios).

Savage; Nippes; Agusa (1979) mostram que na baixa frequência de pulsação a força de arco aumenta linearmente com o aumento da corrente, e não é proporcional ao quadrado da corrente como confirma o Paton (1974, p. 83). Por exemplo, o aumento da corrente de pico (de 350 A a 450 A) conduz a um aumento da força de arco durante o período de pulso de 10 a 15 g. A influência da corrente de base tem um caráter bem parecido como a corrente de pico.

Omar e Lundin (1979) mostram que a profundidade da penetração e a eficiência de fusão foram melhores nas frequências de pulsação mais baixas (de 1 a 10 Hz) do que nas frequências altas (2, 10, e 20 kHz), o que concorda com os resultados de Jorge et al. (1987).

Segundo Leitner; McElhinney; Pruitt (1973) a diminuição da frequência de pulso de 5 Hz a 1 Hz produz um aumento na penetração da solda. A razão provável para isto é que na frequência mais baixa (1 Hz), o intervalo de tempo para o elevado nível de corrente atuar é mais longo, ou seja a corrente tem possibilidade de exercer maior efeito térmico e mecânico do que na frequência mais alta (de 2 a 5 Hz).

Conforme Tokar (2011), a frequência de pulsação baixa (de 1 a 3 Hz) não tem nenhum efeito significativo sobre os parâmetros geométricos da solda, o que concorda com os resultados de Dutra et al. (1996).

2.2.3 Comprimento de arco

O comprimento de arco, assim como a corrente de soldagem, determina a pressão do arco e, assim, governa a formação do cordão. Se o valor da corrente é regulado, usualmente conforme a espessura e o tipo do material, o valor do comprimento de arco é escolhido conforme a geometria desejada do cordão (largura e penetração). A soldagem TIG usualmente realiza-se com o comprimento de arco curto para reduzir a área da superfície da poça o que melhora sua controlabilidade e assegura uma maior penetração. Para a soldagem sem alimentação do metal de adição, a faixa recomendada para este parâmetro é de 0,5 a 2 mm, podendo chegar de 3 a 4 mm para soldagem com alimentação (SMIRNOV, 1986, p. 280).

Estudos realizados por Savage; Nippes; Agusa (1979) mostram que o aumento do comprimento do arco geralmente acarreta uma leve redução da penetração e num aumento significativo da largura do cordão (Fig. 2.6 (a)). Mas existem os limites para o aumento do comprimento de arco, por causa do risco de geração de certos defeitos, como *humping*, mordeduras e porosidade. Além disso, esses autores mostram que com o aumento do

comprimento de arco a força do arco diminui (lembrando-se que a força do arco é um dos fatores mais importantes que determinam a profundidade da poça), como ilustrado na Fig. 2.6 (b).

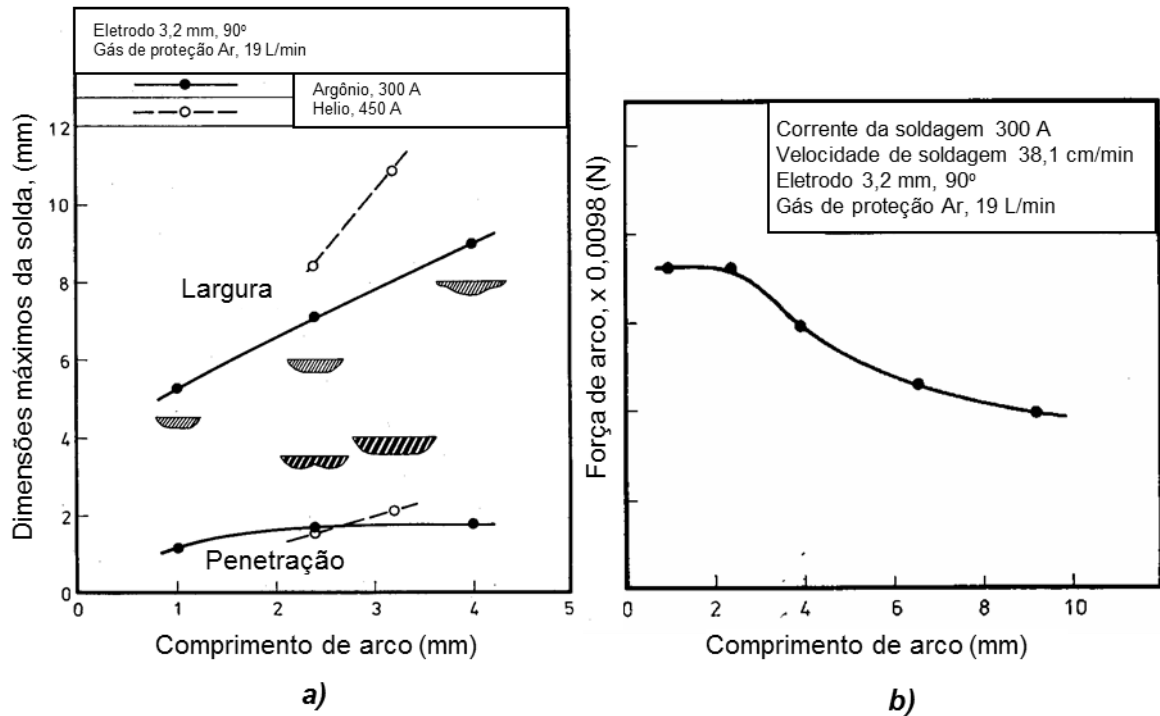


Figura 2.6 – Influência do comprimento de arco nos parâmetros geométricos do cordão **(a)** e na pressão de arco **(b)** (SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979)

Um aumento significativo da largura do cordão, acompanhado pela constância da penetração, pode ter a seguinte explicação. Conforme Scotti e Ponomarev (2008), quanto maior é o comprimento de arco, maior será a área do acoplamento arco-peça, aquecendo mais eficientemente as laterais da junta pela troca de calor com o arco. Além disso, os arcos longos fazem aumentar a tensão e, conseqüentemente, a energia de soldagem. Juntos estes dois fatores aumentam a molhabilidade, favorecendo o aumento da largura do cordão e, numa faixa dos comprimentos de arco, aumentando a área fundida. Segundo Ryzikova (2000) e Paton (1974) a largura do cordão tem relação quase linear com a tensão de arco, como mostrado na Eq. (2.3):

$$L = k \frac{I_s \times U_a}{V_s \times S} \quad (2.3)$$

onde: L – largura do cordão;

k – coeficiente, que depende do tipo de corrente, polaridade, diâmetro do eletrodo etc.;

I_s – corrente de soldagem;

U_a – tensão de arco;

V_s – velocidade de soldagem;

S – espessura de chapa.

Por outro lado, um maior comprimento de arco o torna menos concentrado (menores concentração do calor e pressão do arco). O aumento da energia de soldagem, mesmo com menores concentração do calor e pressão do arco condicionam uma constância da penetração observada por vários autores (RYZIKOVA, 2000; PATON, 1974).

2.2.4 Diâmetro e ângulo de preparação de ponta de eletrodo

A Figura 2.7 apresenta os parâmetros de afiação do eletrodo de tungstênio para soldagem TIG. O ângulo e o diâmetro de ponta do eletrodo determinam a geometria da coluna de arco, e assim, a pressão que o arco exerce na poça, influenciando na sua largura e no perfil da penetração (SMIRNOV, 1986, p. 284; KEY, 1990, v. 6, p. 86).

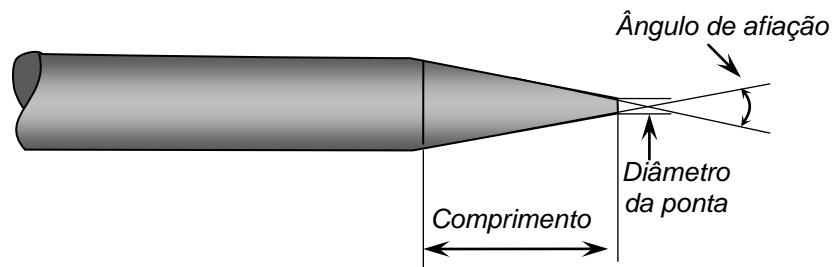


Figura 2.7 – Eletrodo de tungstênio e seus parâmetros de afiação

Segundo Fontana (1986), a influência do ângulo de afiação na largura do cordão geralmente é consistente; a largura diminui com o aumento do ângulo de eletrodo. O trabalho de Kou (2002) também mostrou que a largura é reduzida com o aumento do ângulo do eletrodo. Erohin (1971) indica que a redução do diâmetro da ponta de eletrodo aumenta a densidade da corrente, ou seja, aumenta a pressão de arco e a concentração do fluxo de calor na peça, (acarretando assim certo aumento da penetração). Key (1990, v. 6, p. 86) mostrou os resultados que coincidem com os apresentados por Fontana e Kou, mas são opostos aos do Erohin, ou seja, quando menor o diâmetro da ponta do eletrodo, mais rasa se torna a penetração (Fig. 2.8).

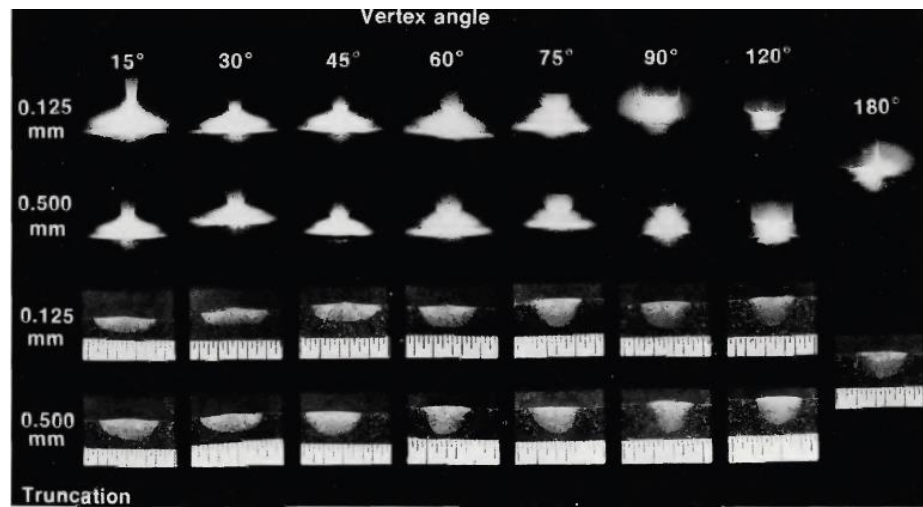


Figura 2.8 - Influência do diâmetro da ponta e do ângulo de afiação de eletrodo sobre a forma de arco e perfil da solda (KEY, 1990, v. 6, p. 86)

Shirali e Mills (1993) acreditam que a influência do ângulo de afiação da ponta na penetração também não é óbvia, como ilustra a Fig. 2.9. Key (1980) observou que na soldagem de aço inoxidável 304, a relação penetração/largura (P/L) aumenta ao aumentar o ângulo do eletrodo até 90 graus, mas começa a diminuir com maiores ângulos (veja Fig. 2.9). Savage e colaboradores (1965), na soldagem de aço carbono, observaram um aumento contínuo da penetração (veja Fig. 2.9) e diminuição da largura com o aumento do ângulo, sendo que estes fenômenos foram mais pronunciados para maiores correntes. Spiller e Macgregor (1970), na soldagem de aços inoxidável 321, mostraram uma tendência oposta à do Savage et al. (1965), ou seja, uma ligeira diminuição da penetração com o aumento do ângulo de afiação (veja Figura 2.9), mas uma tendência similar à de Savage et al. (1965) acerca da largura. Glickstein e colaboradores (1975), na soldagem de Inconel 600, observaram um aumento da penetração até um ângulo de 45 graus, depois do qual este parâmetro começou a diminuir (veja Fig. 2.9).

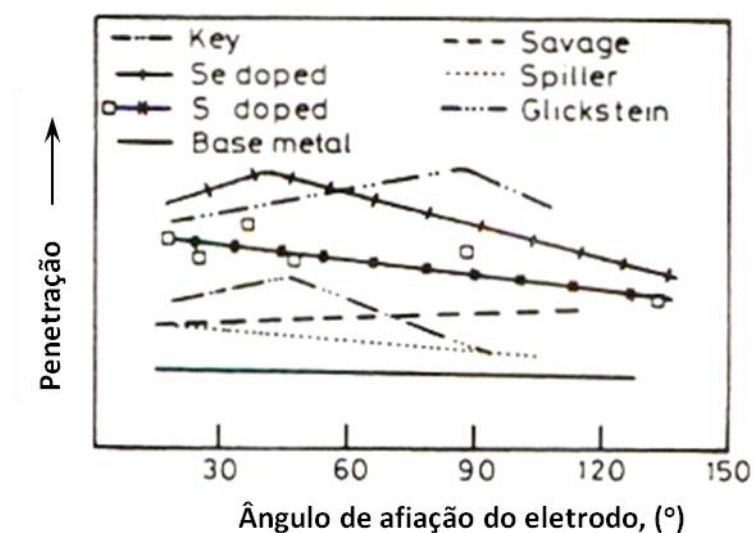


Figura 2.9 - Influência do ângulo de afiação de eletrodo na penetração (SHIRALI; MILLS, 1993)

Segundo Niles e Jackson (1975) o ângulo de afiação de eletrodo, além dos efeitos mencionados acima, tem uma influência significativa na tensão de arco. Eles observaram um aumento da tensão de arco com a diminuição do ângulo de afiação do eletrodo, e, como resultado, um aumento da energia disponível do arco mantendo a corrente de soldagem constante (Fig. 2.10).

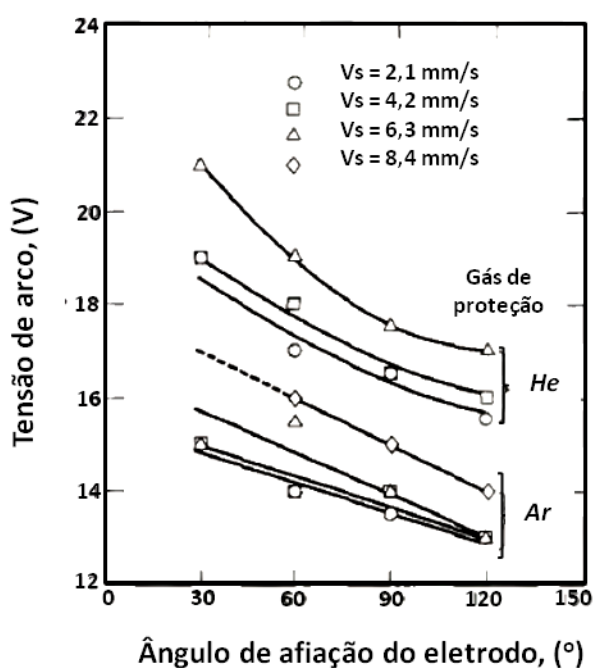


Figura 2.10 - Influência do ângulo de afiação de eletrodo na tensão de arco (NILES; JACKSON, 1975)

Estes autores também observaram que a eficiência de fusão (do metal de base) aumentava com o aumento do ângulo de afiação, tanto para o gás de proteção Hélio, como o Argônio, ainda que, no caso do gás Argônio, para os ângulos elevados, a eficiência de fusão podia até cair devido à certa instabilidade do acoplamento arco-eletrodo (Fig. 2.11). Assim, foi confirmado que a distribuição de calor na superfície da placa varia com as alterações do ângulo de afiação, sendo que um aumento do ângulo de afiação do eletrodo conduz à maior concentração da energia aplicada, ou seja, uma maior percentagem do calor do arco será aproveitada para fundir o metal de base.

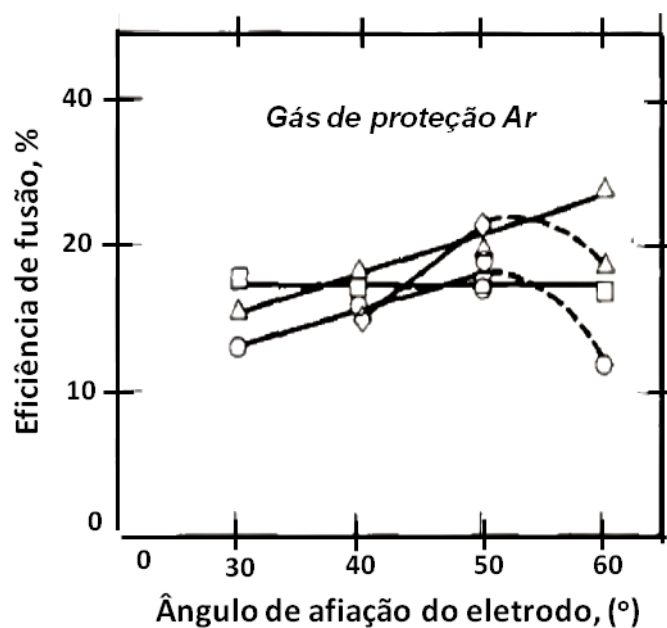


Figura 2.11- Influência do ângulo de afiação de eletrodo na eficiência de fusão (NILES; JACKSON, 1975)

2.2.5 Velocidade de soldagem

A velocidade de soldagem é escolhida, de um lado, conforme o aporte de calor necessário, e de outro lado, dependendo da espessura do metal base. No caso de correntes elevadas, para manter o mesmo aporte de calor, maiores deverão ser as velocidades de soldagem. Em velocidades de soldagem muito altas, o arco não tem tempo suficiente de atuação para assegurar uma boa fusão e penetração do cordão. Além disso, de acordo com alguns pesquisadores (SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979), uma velocidade de soldagem alta em demasia pode provocar uma instabilidade da poça fundida, tornando o cordão irregular (com o aspecto da “costa de dragão”) além de uma tendência de formação de defeito “de túnel”. Já para uma velocidade razoavelmente baixa, a penetração aumenta. Por outro lado, para uma velocidade de soldagem excessivamente baixa, o próprio metal fundido

na poça começa funcionar como isolante térmico para a transferência de calor do arco para o metal base, prejudicando também a penetração de solda (SMIRNOV, 1986, p. 281).

2.2.6 Gases de proteção

Na soldagem TIG são utilizados, geralmente, dois gases de proteção, argônio e hélio, sendo o primeiro o mais usado, pois possui potencial de ionização mais baixo, logo oferecendo maior facilidade de abertura e maior estabilidade do arco, além de ser mais barato (PATON, 1974, p. 83; NORRISH, 1992, p. 82). A penetração do cordão no caso do argônio é menor comparando com a do hélio, pois para um mesmo comprimento do arco e mesma corrente de soldagem, o arco de hélio gera mais calor (é mais "quente") (SCOTTI, PONOMAREV, 2008, p. 96 - 100).

Os gases de proteção influem também na força de arco. Os resultados das medições feitas no trabalho de Savage, Nippes, Agusa (1979) mostram que para manter a mesma força de arco a velocidade de soldagem tem que ser bem maior para o hélio (Fig. 2.12).

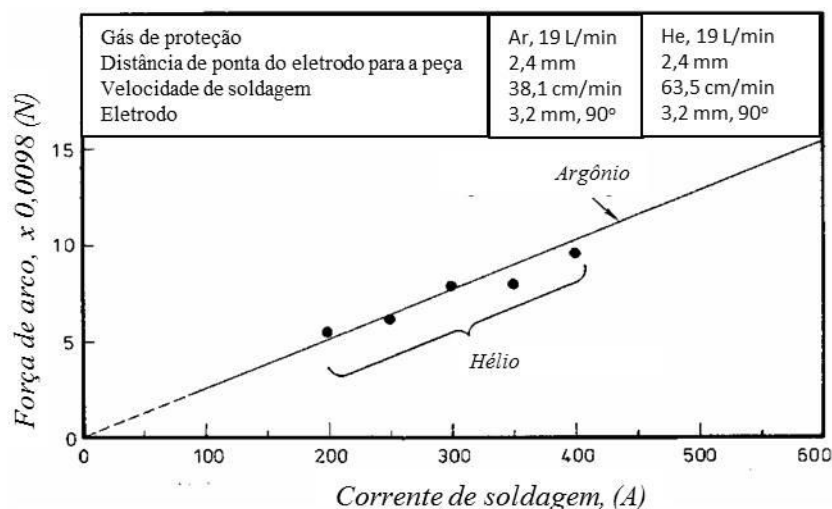


Figura 2.12 – Efeito do gás de proteção na força do arco (SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979)

2.2.7 Posição da soldagem

Posição da soldagem é um fator determinante para o comportamento da poça de fusão. Shirali e Mills (1993) estudaram a influência da posição da soldagem na direção das forças que atuam na poça de fusão e que determinam o formato resultante da poça (Fig. 2.13). Esses autores mostram que na posição plana (A) a penetração é maior do que nas outras posições. Eles acreditam que o escoamento do metal líquido por baixo da poça na posição vertical (C) favorece a defeitos tais como, *humping* e mordeduras. Na posição

sobre-cabeça (D), a penetração é menos profunda, pois a poça de fusão (mantida pela tensão superficial e pela pressão do jato de plasma do arco) serve como uma barreira para o fluxo de calor no sentido do metal base. Como a força de gravidade faz a poça cair, é necessário manter a poça pequena para assegurar um equilíbrio entre a força de gravidade e a tensão superficial. Shirali e Mills (1993) acreditam que na posição sobre-cabeça os defeitos tipo *humping* e mordeduras são menos pronunciados, pois a poça de fusão não escoar (sendo mantida devido à tensão superficial e a pressão do jato de plasma).

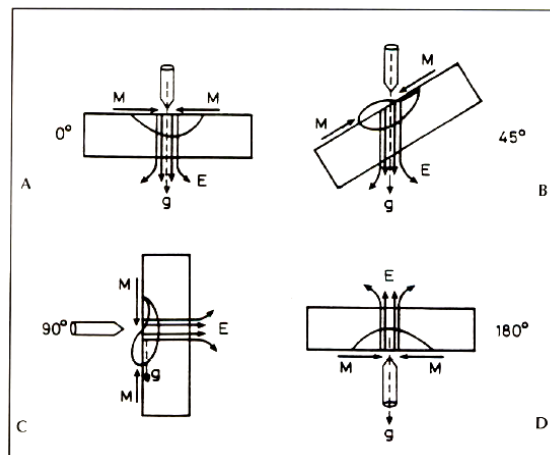


Figura 2.13 – Influência da posição da soldagem sobre as forças atuantes e sobre o perfil da poça de fusão (g - força de gravidade, E - força eletromagnética, M - força Marangoni) (SHIRALI; MILLS, 1993)

Outras fontes bibliográficas (por exemplo, PATON, 1974), mostram que a poça de fusão na posição vertical ascendente tem a profundidade maior do que na descendente, o que pode ter como explicações o fato de que na posição vertical ascendente o metal líquido escorre da parte dianteira da poça para baixo (parte traseira), deixando mais fina a camada de metal líquido sob o arco, o que favorece a ação de fusão do metal de base pelo acoplamento arco – metal no fundo da poça.

2.2.8 Ângulo de ataque

O ângulo de ataque tem uma influência significativa na formação da poça de fusão e na qualidade do cordão. Sua variação pode aumentar ou diminuir a profundidade da penetração da poça (Fig. 2.14).

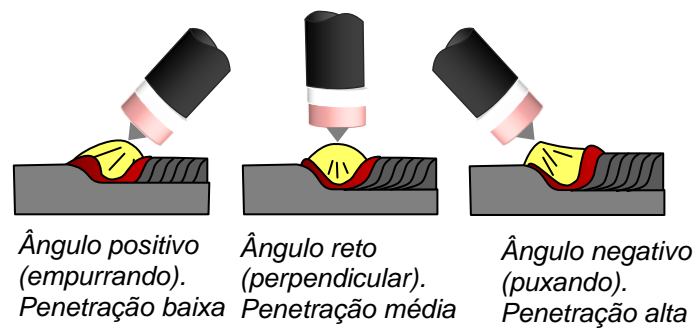


Figura 2.14 – Influência do ângulo de ataque na geometria do cordão

Nas condições do ângulo puxando, a poça tende a aumentar a penetração, já que o jato de plasma empurra o metal líquido para trás, facilitando a ação do acoplamento arco-metal de base no fundo da poça. Por outro lado, na soldagem com o ângulo empurrando, o arco provoca um pré-aquecimento na frente da poça, aumentando a molhabilidade do metal fundido e, assim, levando a um cordão com maior largura, mas com menor penetração (KONONENKO, 2009).

2.2.9 Posição da entrada do metal de adição

Os fenômenos que ocorrem na poça de fusão dependem também do fato da soldagem ser autógena ou haver a introdução de metal de adição, assim como das particularidades desta introdução (ou seja, da posição do arame versus a poça e o arco). Segundo Yudodibroto (2010), quando a posição de arame é fora da poça (Fig. 2.15a), a ponta do arame é fundida de maneira intermitente (através de gotas grandes crescentes na ponta de maneira periódica). A melhor situação é observada quando a ponta de arame fica na linha de fusão da poça em sua parte dianteira (Fig. 2.15b), o que é confirmado também pelos Smirnov (1986) e Wainer et al. (1992). Neste caso o arame é fundido de maneira contínua e o metal líquido escorre suavemente para a poça sem agitá-la. Quando o arame é posicionado no arco por cima da superfície da poça, grandes gotas são formadas na ponta do arame (YUDODIBROTO, 2010; TOKAR, 2011) como ilustrado na Fig. 2.15 c e d. Devido à pressão do arco, as gotas podem ser desviadas para fora da poça, gerando respingos (TOKAR, 2011).

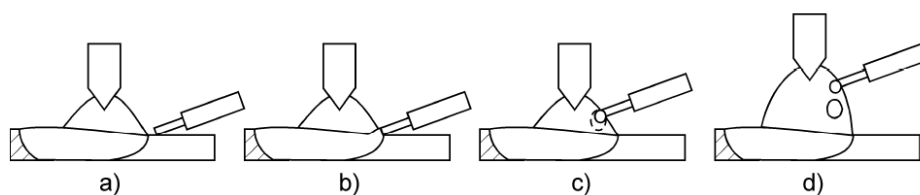


Figura 2.15 – Posições diferenciadas de entrada do arame frio na poça de fusão (YUDODIBROTO, 2010)

Yudodibroto (2010) mostrou que a adição do metal leva à maior penetração do cordão em comparação com as soldas autógenas, como mostrado na Fig. 2.16. Segundo este autor, o fenômeno observado está relacionado com mudanças na tensão superficial. O valor da tensão superficial depende da composição química do metal líquido e do gradiente de temperatura (PATON, 1974). Segundo Burgardt e Heiple (1986), nos aços mais limpos, a tensão superficial diminui com aumento da temperatura, enquanto que nos aços que contêm elementos residuais ativos na superfície (principalmente os do grupo VI da tabela periódica, como o S, O, Se, Te), a tensão superficial aumenta com a temperatura. A temperatura da poça de fusão é maior próximo de seu centro, logo, para aços limpos a tensão superficial seria menor nesta região e maior próximo das suas bordas. Assim, o fluxo de metal líquido ocorreria do centro (com menor tensão superficial) para as bordas da poça de fusão (com maior tensão superficial), ou seja, o metal superaquecido do centro da poça se desloca para as bordas da poça. Este fenômeno faz resultar em um cordão largo e de baixa penetração. Enquanto que nos aços com elementos residuais ativos o fluxo será da borda para o centro e, depois, para baixo, produzindo um cordão mais fundo e estreito. O mesmo fenômeno acontece no caso da adição de metal, pois as concentrações de enxofre e de oxigênio no arame são mais elevadas do que no material de base. Como resultado, o fluxo de fluido torna-se dominante da borda para o centro, aumentando a profundidade de penetração, como mostrado esquematicamente na Fig. 2.17.

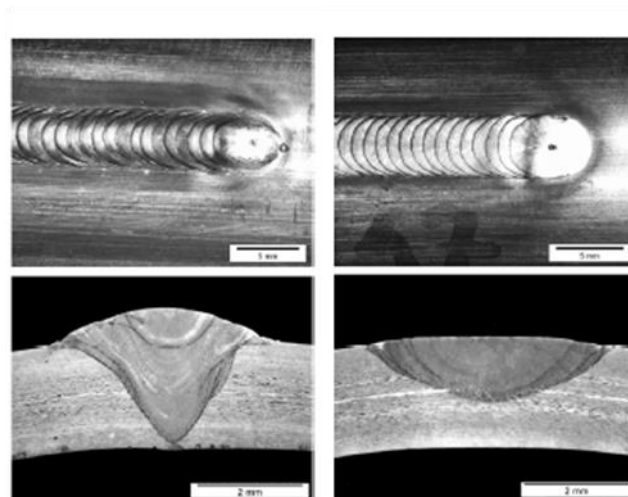


Figura 2.16 – Influência da adição de metal na formação do cordão (YUDODIBROTO, 2010). A solda autógena esta à direita

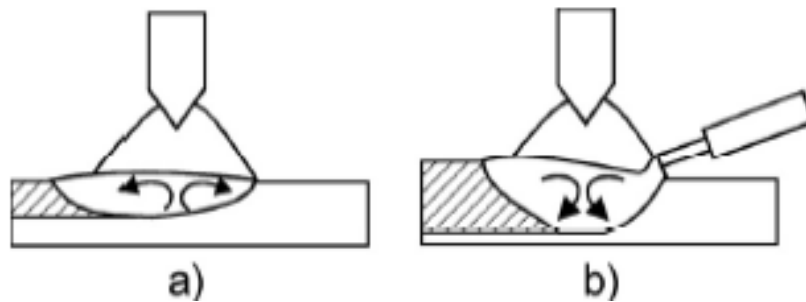


Figura 2.17 – Padrões de fluxo de metal líquido induzido na poça de fusão, conforme Yudodibroto (2010): **(a)** solda autógena; **(b)** solda com adição de metal

2.3 Influência dos parâmetros do processo de soldagem TIG e Plasma na formação de cavidades

Cavidades alongadas, com a maior dimensão paralela ao eixo da solda, podendo estar localizado no interior da solda (Fig 2.18 (a)) ou na raiz da solda (Fig. 2.18 (b), Fig. 2.19) é um dos defeitos encontrados frequentemente na soldagem TIG, tanto que até recebeu o nome especial de "efeito de túnel" (SCHÖBEL, 1965) ou "porosidade de túnel" (MENDEZ; EAGAR, 2003). Vale à pena lembrar que neste trabalho, cavidades alongadas serão aproveitadas para iniciar os canais subsuperficiais.

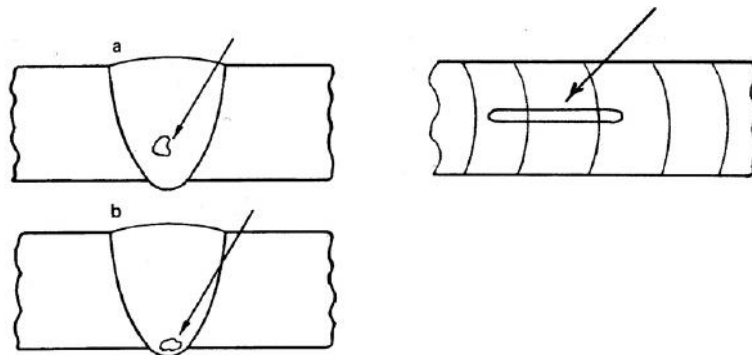


Figura 2.18 – Cavidade alongada (Norma PETROBRAS N-1738, 2003)

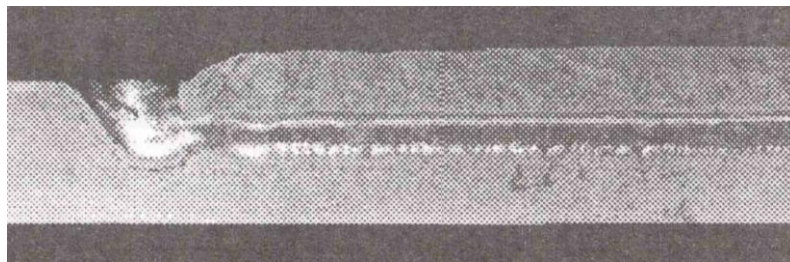


Figura 2.19 – Cavidade alongada na seção longitudinal do cordão (KUDOYAROV; KURAGEV; HATUNZEV, 1968)

Os fatores que determinam a formação da cavidade são muitos numerosos. Kudoyarov; Kuragev; Hatuntsev (1968) citam como determinantes as características do metal de base (parâmetros geométricos, condutividade térmica, composição química, etc.). Já Russo et al. (1972), Erohin; Bukarov; Ishenko (1972) apontam os parâmetros de soldagem (comprimento de arco, corrente, formato da afiação da ponta de eletrodo, ângulos de trabalho e outros) como determinantes.

Russo et al. (1972), estudando a ocorrência dessas cavidades também na soldagem a Plasma, mostraram que a formação das cavidades aumenta com o aumento da corrente e velocidade de soldagem. Esses autores mapearam as zonas de formação das cavidades em ligas de titânio no campo *Corrente x Velocidade de Soldagem* (Fig. 2.20). As cavidades começaram se formar na zona **C**, aumentando em números na direção da zona **D**, até começar a gerar cavidades alongadas ao longo do cordão com uma falta de penetração. As zonas **A** e **B** correspondem os cordões sem cavidades, com a penetração excessiva, perfuração e escorrimento da poça de fusão.

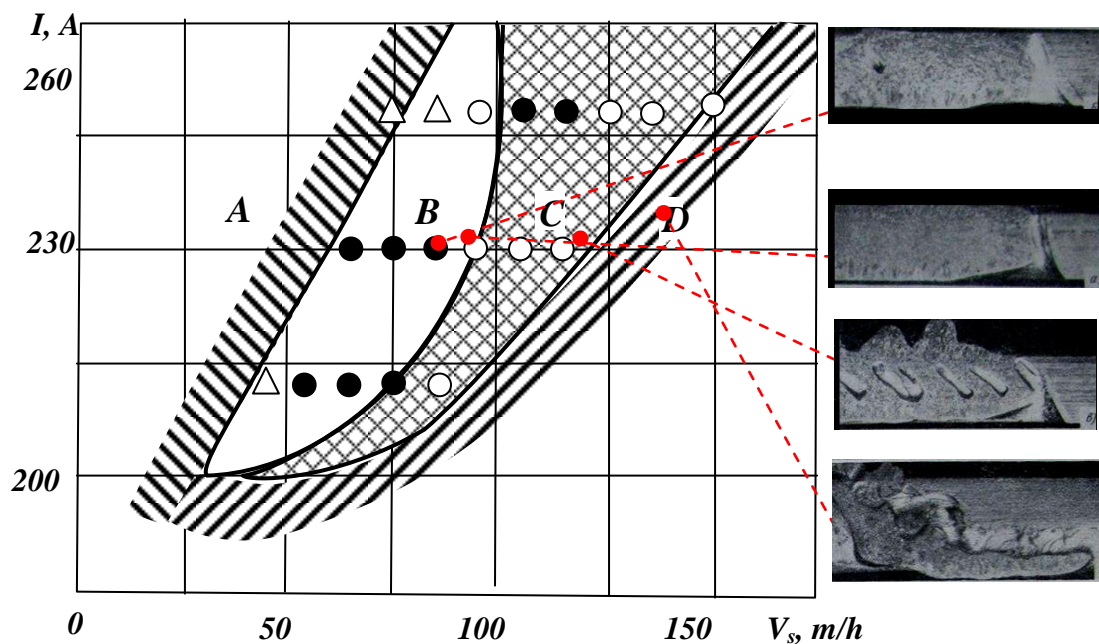


Figura 2.20 - Mapeamento das zonas de formação das cavidades em soldagem a Plasma "keyhole" para ligas de titânio de 11 mm de espessura e tensões de soldagem de 31-33 V: zonas C e D com a formação de cavidades e zonas A e B sem formação de cavidades (adaptado de RUSSO, 1972)

Goryachev; Zelenin (1964), Kudoyarov; Kuragev; Hatuntsev (1968) e Richetti; Ferraresi (2000) acreditam que as causas principais destas cavidades na soldagem a Plasma são os gases e vapores metálicos capturados nas crateras abertas pelo jato do arco

e fechadas pelas ondas do metal líquido que não deixam os gases saírem devido à sua rápida solidificação (Fig. 2.21).

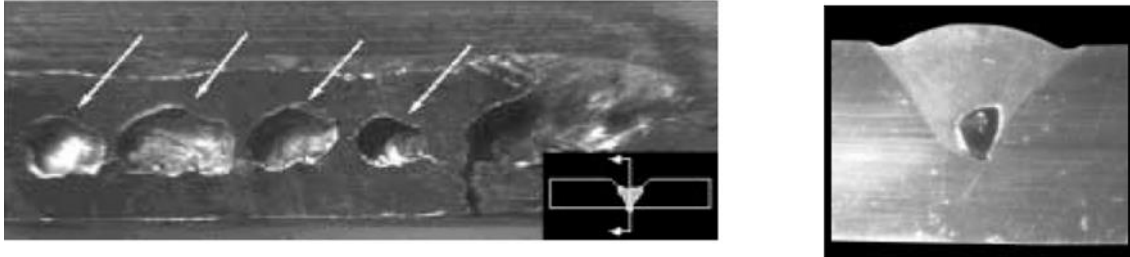


Figura 2.21 - Seção longitudinal e transversal de uma solda com ênfase nos vazios internos e na cratera final deixada pelo arco (RICHETTI; FERRARESI, 2000)

Já segundo Suzdalev et al. (1972), as causas da formação das cavidades na soldagem TIG são a suspensão de metal líquido na parte superior da cratera aberta pela ação mecânica do arco e pelo desvio do arco (Fig. 2.22).

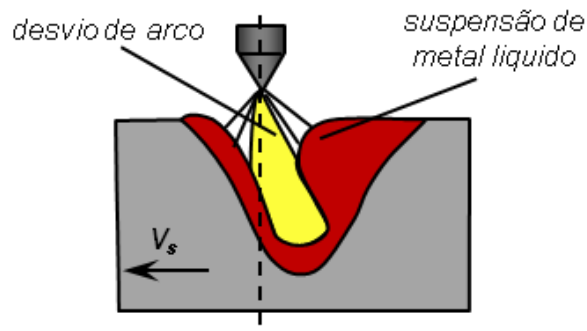


Figura 2.22 - Esquema de formação de suspensão de metal líquido devido ao desvio do arco (adaptado de SUZDALEV et al., 1972)

Alguns autores (MOISEENKO; EDELSTEIN; KRASNOV, 1969) acham que o desvio do arco pode ser controlado através de alteração de ângulo de ataque da tocha. Estes autores fizeram testes com ângulos de ataque diferentes (empurrando, perpendicular e puxando) e mostraram que na soldagem com arco empurrando a formação das cavidades somente acontece com correntes muito altas (Fig. 2.23(a)), enquanto que na posição puxando ocorre com correntes menores (Fig. 2.23(c)).

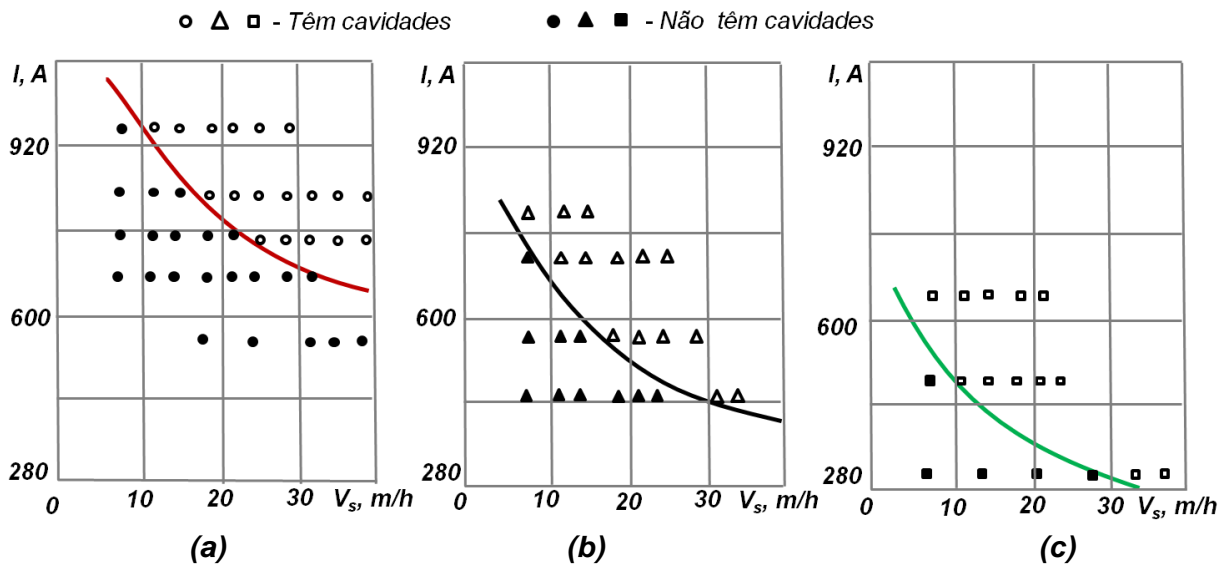


Figura 2.23 - Mapeamento de formação das cavidades nas ligas de titânio na soldagem TIG com ângulo empurrando **(a)**, ângulo reto **(b)** e ângulo puxando **(c)** (adaptado de SUZDALEV et al., 1972)

Além dos parâmetros mencionados acima, há mais um parâmetro a ser avaliado no caso das soldagens TIG e a Plasma, que é o ângulo de afiação do eletrodo, que influi tanto nas características do arco e na geometria do cordão, como também na formação dos defeitos. Erohin; Bukarov; Ishenko (1972) mostram que com a diminuição do ângulo de eletrodo na soldagem TIG aumenta a probabilidade de ocorrência de cavidades alongadas na raiz da solda, como ilustra a Fig. 2.24.

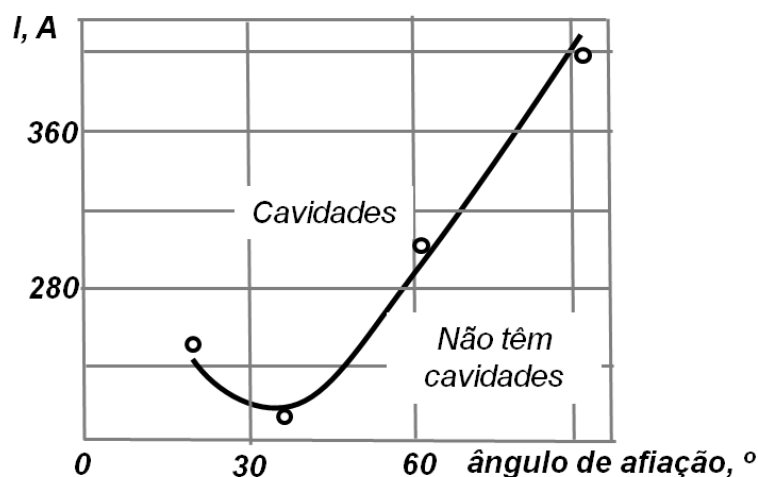


Figura 2.24 - Influência do ângulo de afiação do eletrodo na formação das cavidades na soldagem TIG (adaptado de EROHIN; BUKAROV; ISHENKO, 1972)

Os mesmos autores explicam este fenômeno pela influência da forma da ponta do eletrodo sobre os parâmetros dinâmicos da pressão do fluxo de plasma do arco. Os ângulos

menores (por volta de 30°) provocam o aumento da concentração da pressão de arco sobre a poça, deslocando o metal líquido para cima (Figura 2.25(b)). Com grandes ângulos de afiação do eletrodo, o fluxo de arco é distribuído mais uniformemente sobre toda a superfície do metal líquido. O arco, neste caso, se aprofunda menos dentro da poça, formando uma cratera mais rasa (Figura 2.25(a)).

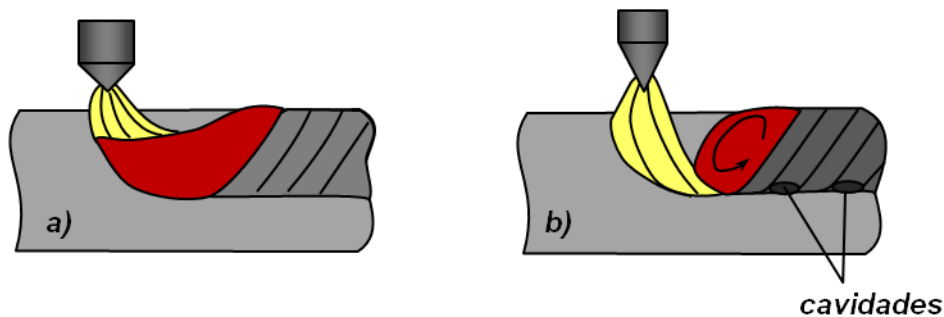


Figura 2.25 - Influência da pressão do fluxo de plasma na formação dos canais como consequência do ângulo de afiação do eletrodo TIG: a) ângulo de afiação do eletrodo maior do que 30° – menor pressão; b) ângulo de afiação do eletrodo menor do que 30° – maior pressão (adaptado de EROHIN; BUKAROV; ISHENKO, 1972)

O mecanismo de formação das cavidades na soldagem TIG Pulsado é diferente. De acordo com Moiseenko; Edelstein; Krasnov (1969), ocorre o seguinte:

- Durante o tempo de pulso (de corrente elevada) ocorre a fusão do metal de base e do arame frio (se for o caso);
- Em seguida, sob ação da pressão de arco, devido ao pulso de corrente, ocorre a expulsão do metal líquido de região dianteira e deslocamento dele para a região traseira da poça de fusão;
- Durante o tempo de base, a pressão do arco diminui e, segundo os autores, se torna 400 a 900 vezes menor do que durante o pulso, causando o deslocamento do metal de volta para a região da cratera;
- No seu caminho de volta, o metal se solidifica, sendo que as camadas inferiores da poça se solidificam antes do que as superiores (pois a solidificação começa da fronteira com o metal sólido). Devido ao caráter aleatório do processo, o metal se solidifica ora na parede traseira da cratera (sem criar a cavidade), ora fechando a cratera por cima, deixando no fundo dela uma cavidade (fechada e preenchida com gases capturados ou aberta). Logo, cavidades são geradas quando o metal das camadas superiores se solidifica antes de alcançar o fundo da poça (cratera).

Moiseenko; Edelstein; Krasnov (1969) observaram também que a geração das cavidades na soldagem TIG Pulsado depende da corrente e da velocidade de soldagem

(Fig. 2.26, a). Se a distância que o eletrodo percorre durante o tempo de base é pequena (V_s é baixa), a cavidade já formada pelo pulso anterior pode ser refundida pelo pulso posterior. Com o aumento de distância percorrida ocorre apenas a fusão da parte de fronteira da cavidade, já formada pelo pulso anterior, que pode permanecer no metal de solda, embora com um tamanho (comprimento) reduzido. Velocidades ainda mais altas propiciam a geração de cavidades alongadas. Esses mesmos autores verificaram ainda a influência do tempo de ciclo de pulsação (Fig. 2.26, b) e mostraram que o valor deste parâmetro mais favorável para a formação dos canais longos fica abaixo de 0,7 s (para a mesma corrente).

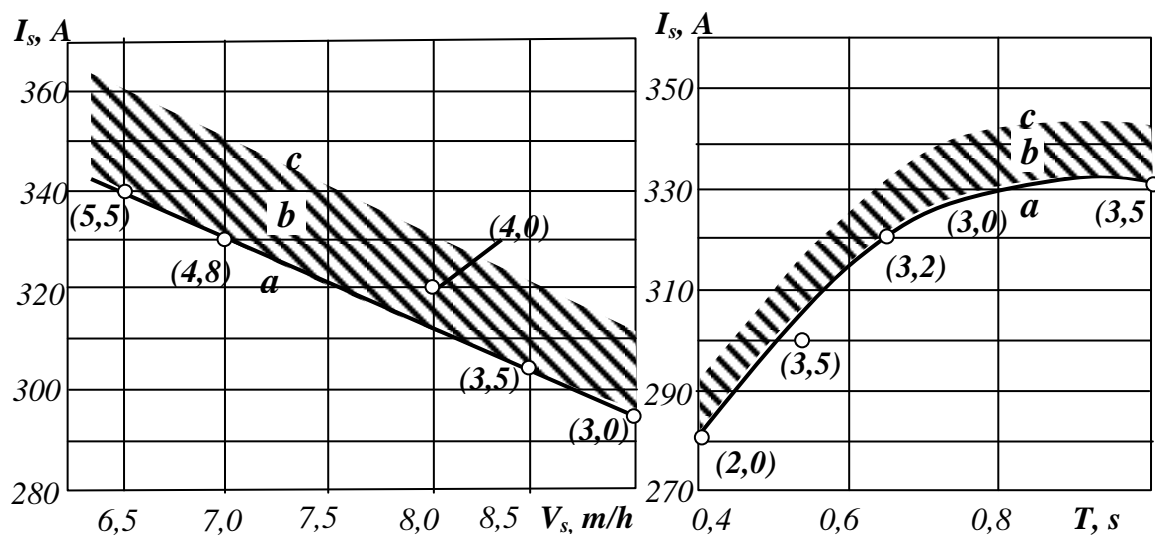


Figura 2.26 - Influência da velocidade de soldagem (V_s), corrente (I_s) - (a) e do tempo de ciclo (T) - (b) na formação das cavidades: a - região sem formação das cavidades, para cada ponto desta região está indicado o valor da penetração entre parênteses em milímetros; b - região com formação as cavidades curtas; c - região da formação as cavidades curtas e alongadas (adaptado de EROHIN; BUKAROV; ISHENKO, 1972)

Segundo Russo, Kudoyarov, Suzdalev (1972), na soldagem a Plasma as cavidades normalmente são formadas quando a velocidade de soldagem é mais elevada (assim como no caso do TIG Pulsado, analisado acima) e também ao se soldar sem penetração total (diferentemente das condições "keyhole"). Além disso, foi mostrado que o envelope dos parâmetros de soldagem a Plasma, para obter cordões maciços (sem defeitos), no caso do gás de proteção He é mais largo do que na soldagem com o Ar. Conforme os autores, isto é devido ao fato que o He favorece um arco "mais quente", assegurando um alto calor imposto, maior temperatura do metal da poça e, assim, reduzindo a tensão superficial do metal líquido, favorecendo ao preenchimento das cavidades.

Além dos parâmetros de soldagem e características do metal de base, há outros fatores que influem na formação das cavidades. Os principais destes são as forças, que atuam sobre poça e que podem ser tanto favoráveis como não para a retenção do metal fundido dentro da poça, ou seja, formar ou não formar o canal e determinando o tamanho e a forma dele. As principais forças que atuam sobre a poça são a pressão hidrostática da poça de fusão, sua tensão superficial e a pressão do jato de plasma do arco (Fig. 2.27).

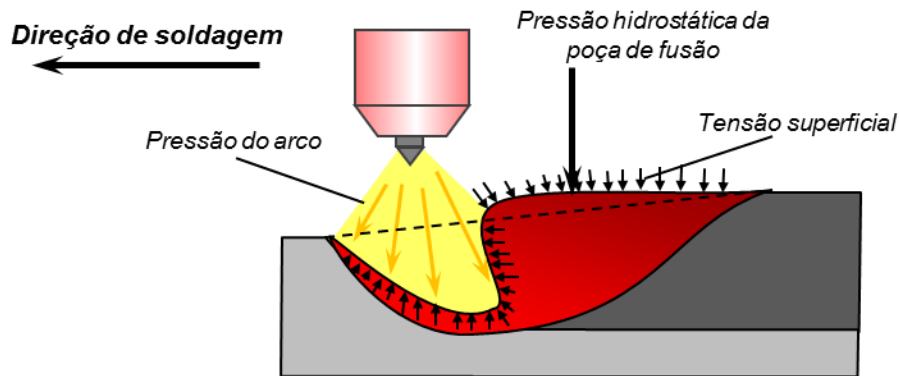


Figura 2.27 - Influência das forças atuantes na formação do canal

Para explicar o mecanismo da formação das cavidades, os autores Kudoyarov; Kuragev; Hatuntsev (1968) propuseram um modelo baseado em um equilíbrio entre a pressão hidrostática da poça de fusão (P_{hydr}), a tensão superficial (P_{tens}) e a pressão do arco (P_{arc}) no caso quando o metal líquido é expulso da cratera e é acumulado na parte traseira da poça de fusão. De acordo com este modelo, a pressão do arco e a tensão superficial na fronteira "metal líquido - fase gasosa" tentam manter a cavidade formada superando a pressão hidrostática que atua para preencher a cavidade. A pressão hidrostática P_{hydr} , pressão do arco P_{arc} e tensão superficiais P_{tens} se representam na Eq.(2.4) como:

$$P_{hydr} = P^* \rho^* g, \quad P_{arc} = k^* I_s^2, \quad P_{tens} = \sigma / r, \quad (2.4)$$

onde: P - penetração; ρ - densidade de metal líquido; k - fator que depende das propriedades do metal de base, do gás de proteção e do eletrodo; I_s - corrente de soldagem; σ - fator de tensão superficial, que depende das propriedades de metal líquido e da temperatura; r - raio de curvatura da superfície da cavidade formada.

A condição da formação das cavidades é dada pelas Eq. (2.5) e Eq. (2.6):

$$P_{arc} + P_{tens} > P_{hydr} \quad (2.5)$$

$$k^* I_s^{2*} + \sigma / r > P^* \rho^* g \quad (2.6)$$

Segundo os autores a análise dessa desigualdade mostra que além dos parâmetros de soldagem, as propriedades físicas do metal também devem ser levadas em consideração. Por exemplo, a probabilidade de formação da cavidade na soldagem de aço carbono é menor do que na soldagem de titânio e alumínio, pois a densidade de aço é maior de que a do titânio e alumínio.

De acordo Russo et al. (1972) a causa principal da formação das cavidades é o desvio do arco para a parte traseira da superfície de cratera, o que acumula o metal líquido na parte traseira da poça de fusão. O arco fica desviado devido ao fato que a mancha ativa na peça é atrasada um pouco em relação a mancha ativa no eletrodo. Em uma baixa velocidade de soldagem, o valor do desvio do arco da normal é insignificante e até pode ser igual a zero (Fig. 2.28 (a) e (c)). Neste caso, o vetor da pressão do arco está orientado em paralelo com o normal. Com um aumento da velocidade de soldagem, o desvio do arco fica mais pronunciado. Isto acarreta o aparecimento de um componente horizontal do vetor de pressão do arco (P_h), cuja distribuição típica está mostrada na Fig.2.28 (a) e (b).

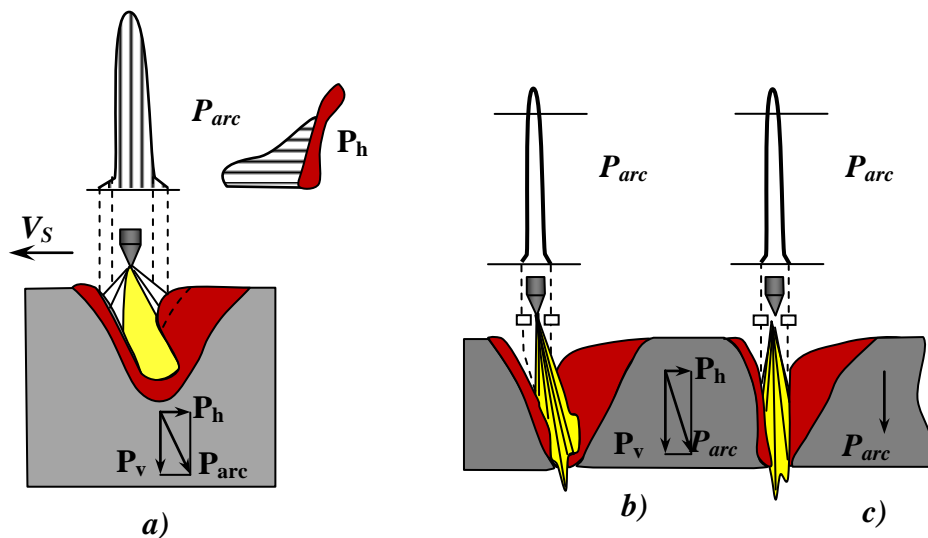


Figura 2.28 - Diagrama de distribuição das componentes do vetor de pressão do arco: **a)** modo *melt-in* para arco inclinado; **b)** modo *keyhole* para arco inclinado; **c)** modo *keyhole* para arco vertical (adaptado de RUSSO et al., 1972)

No centro da mancha ativa, o valor da força da pressão do arco é máximo, reduzindo suavemente para zero na borda. O componente horizontal do vetor de pressão do arco tem o valor máximo no fundo da cratera, chegando a zero na parte superior da cratera. Assim, o metal líquido nas camadas inferiores da cratera é empurrado (como mostrado na Figura 2.28 (a)), enquanto que na parte superior da cratera o metal líquido é acumulado e suspenso sobre a cratera.

Segundo Kudayarov; Suzdalev; Hatuntsev, (1971) o valor da componente horizontal do vetor de pressão do arco e o acúmulo do metal líquido na parte traseira da poça de fusão dependem dos parâmetros de soldagem, tais como, tensão, corrente e velocidade de soldagem, cujos efeitos estão analisados abaixo.

- ✓ Com o aumento da tensão de soldagem ($I_s = cte$; $V_s = cte$) diminui-se a rigidez do arco, cresce o desvio do arco da normal e aumenta-se a componente horizontal do vetor de pressão do arco. Ao superar certo nível de P_h , acontece o acúmulo do metal líquido na parte superior da cratera, uma condição principal para formação da cavidade. Assim, o aumento da tensão do arco favorece a formação de cavidades.
- ✓ Com o aumento da corrente de soldagem ($U_a = cte$; $V_s = cte$) cresce o valor da componente horizontal da pressão. Ao superar certo nível do P_h , acontece o acúmulo do metal líquido na parte superior da cratera. Porém com o aumento da corrente aumenta também o calor imposto, logo a poça de fusão torna-se maior. A formação de cavidades neste caso é condicionada por muitos fatores (volume da poça, tempo da poça no estado líquido, etc.).
- ✓ As cavidades alongadas no fundo de cordão se formam com uma maior probabilidade em baixas correntes e elevadas velocidades de soldagem. Neste caso o acúmulo de metal líquido na parte superior traseira da cratera não chega até o tamanho crítico. Mas mesmo assim, a frente de solidificação (do lado da cauda da poça) se desloca perto do metal acumulado (devido à elevada velocidade de soldagem) e pode solidificá-lo sobre a cratera formando cavidades alongadas (Fig. 2.29).

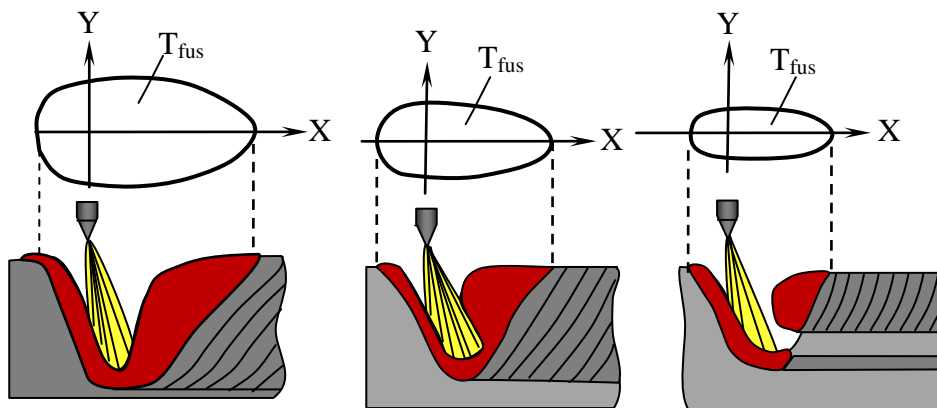


Figura 2.29 - Esquema de formação o canal alongado ao longo do cordão, sendo T_{fus} a temperatura de fusão (adaptado de KUDAYAROV; SUZDALEV; HATUNTSEV, 1971)

- ✓ Com o aumento em demasia da velocidade de soldagem diminui-se a penetração, o tamanho da poça e o volume do metal fundido na região traseira da poça de fusão. Por causa disso, ao superar certo nível de velocidade, o acúmulo de metal líquido com tamanho crítico não pode ser alcançado e as cavidades no fundo de cordão não ocorrem.

Segundo outro trabalho (KUDAYAROV; KURAGEV; HATUNTSEV, 1968), a formação de cavidades também depende da geometria da penetração. A probabilidade de formação de cavidades é maior para cordões estreitos ($P/L > 0,5$, onde P é penetração e L é largura), devido ao fato que a possibilidade de manter o metal líquido sobre a cavidade (pela tensão superficial que atua na parte inferior deste metal) é maior. A relação entre a penetração (P) e largura (L) do cordão depende dos parâmetros de soldagem, tipo de gás de proteção e da espessura da chapa. No caso de argônio como gás de proteção, a forma da penetração pode ser representada como um trapézio com as bases b e L e altura P , enquanto no caso do gás de proteção hélio o formato da penetração é quase um semicírculo com $r = L/2$. Os mesmos autores mostraram que na soldagem com o gás de proteção hélio com um aumento simultâneo da tensão do arco (> 20 V) e da velocidade de soldagem (> 30 - 35 m/h), a forma da penetração se aproxima à do argônio. A Figura 2.30 mostra a influência da corrente e da velocidade de soldagem na probabilidade da formação de cavidades para o caso do desses dois gases de proteção. KUDAYAROV; KURAGEV; HATUNTSEV (1968) mostram que a soldagem com a tensão de arco por volta de 14 a 15 V para o gás de proteção Ar (curva **d-e-f**) apresenta uma região larga da formação de cavidades. A redução de tensão para 10 a 11 V para a soldagem com o Ar (curva **a-b-c**) reduz drasticamente a região da formação de cavidades. A região da formação de cavidades para o gás de proteção He (curva **g-h-i**) é bastante estreita. Também os mesmos autores mostraram que o aumento da espessura do material, para as mesmas condições de soldagem que já foram mencionadas acima ($U_a = 14 - 15$ V para Ar e $U_a = 22 - 24$ V para He), diminui a região de formação de cordões maciços, ou seja, aumenta a formação de cavidades (Fig. 2.31).

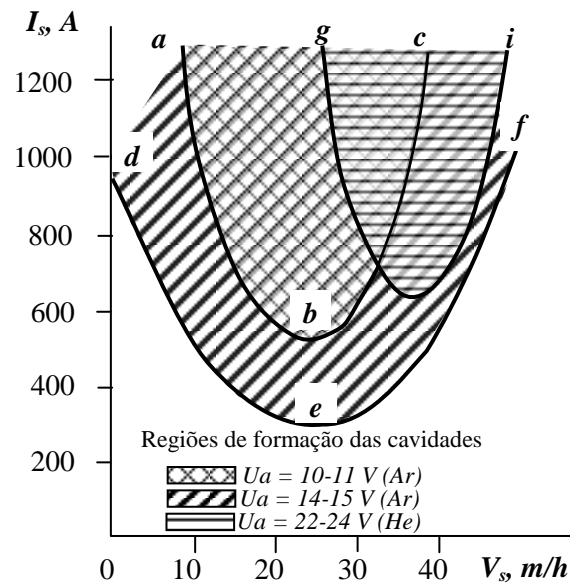


Figura 2.30 - Regiões de formação de cavidades em soldagem TIG para ligas de titânio de 25 mm de espessura (adaptado de KUDAYAROV; KURAGEV; HATUNTSEV, 1968)

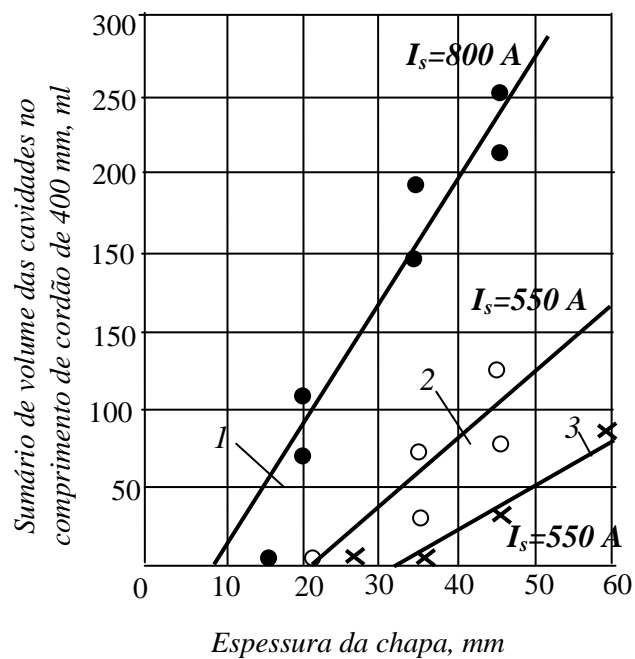


Figura 2.31 – Influência da espessura de material na formação das cavidades: 1, 2 - Ar, $U_a = 10 - 11$ V, $V_s = 18$ m/h; 3 - He, $U_a = 15 - 17$ V, $V_s = 25$ m/h (adaptado de KUDAYAROV; KURAGEV; HATUNTSEV, 1968)

Os autores deste trabalho explicam este fenômeno devido à solidificação acelerada, que por um lado conduz a um aumento brusco de tensão superficial e por outro lado leva a um aumento da relação entre penetração e largura (P/L) e a redução do raio do fundo da poça.

2.4 Exemplos de aplicações de canais e métodos existentes para fabricá-los

2.4.1 Aplicação de canais subsuperficiais em válvulas de submarinos

Um exemplo em que os equipamentos precisam de resfriamento ou aquecimento para um bom funcionamento são submarinos (Fig. 2.32). O funcionamento básico do submarino depende do controle de sua densidade. Para flutuar, a embarcação precisa se tornar menos densa do que a água; para afundar, mais densa. Por isso, dentro do submarino existem tanques internos com válvulas. Quando se deseja afundar, os tanques se enchem de água. Já para flutuar, esses tanques se enchem com ar comprimido, que expulsa a água, fazendo com que o submarino fique menos denso do que ela.

O controle desse “flutua e afunda” é feito por um comando que regula o ar dentro do submarino, ora comprimindo-o para deixar entrar a água, ora deixando-o ocupar os tanques, tirando a água do seu interior.

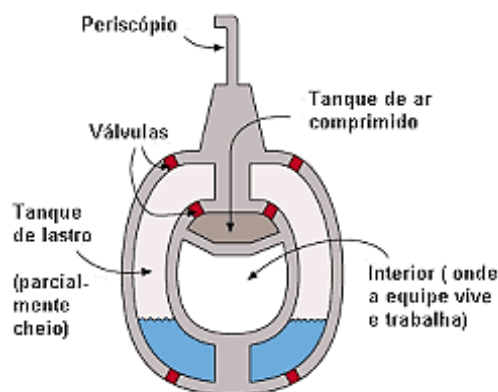


Figura 2.32 - Esquema de um submarino (SUBMARINO, 2015)

Por isso quando o ar for comprimido ou expandido pode ocorrer, respectivamente, um super aquecimento ou resfriamento fazendo com que as válvulas não funcionem de forma correta causando uma pane em todo sistema, gerando um possível acidente que pode ser trágico.

Esses sistemas de controle de temperatura podem ser caros e difíceis de serem feitos, devido uma dureza elevada do material, geometria complexa da superfície da peça ou limitado espaço entre um elemento e outro. Assim, uma maneira mais prática e eficaz seria criar canais nas próprias peças (Fig. 2.33) para que líquidos refrigerantes/aquecedores fizessem a troca de calor, ocupando pouco espaço e facilitando a troca de calor.

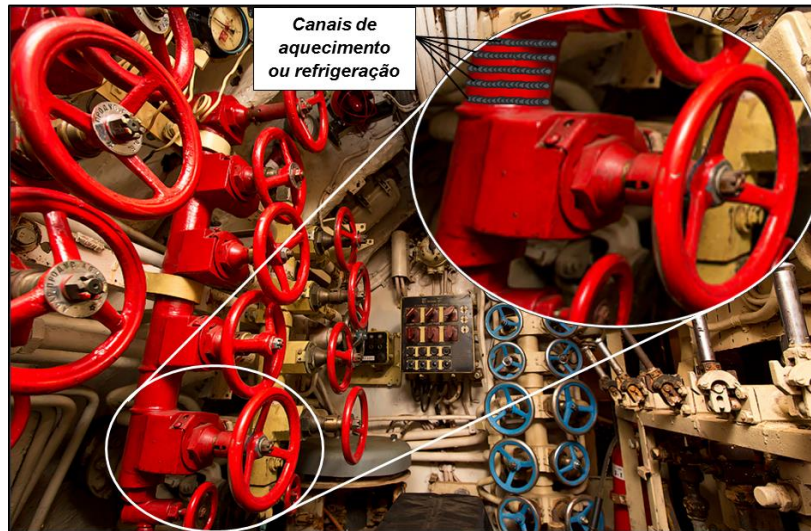


Figura 2.33 - Um exemplo de aplicação dos canais subsuperficiais: nas válvulas de um submarino (adaptado de SOVIET SUBMARINE, 2014)

2.4.2 Aplicação de canais subsuperficiais em cones dos foguetes

Apesar da intensidade dos processos que ocorrem na câmara de combustão do motor de um foguete (Fig. 2.34), apenas uma pequena parte do calor total gerada na câmara de combustão é transferida para as paredes do motor. Entretanto, por causa das altas temperaturas de combustão (às vezes acima de 3000 K), até mesmo uma pequena parte de calor é suficiente para a destruição térmica do motor. Portanto, o problema de resfriamento das paredes da câmara de combustão é bastante atual.

Existem diversos métodos de resfriamento que permitem ao material das paredes da câmara de combustão manter sua integridade estrutural. Os mais comuns são: o resfriamento regenerativo (*regenerative cooling*), resfriamento por transpiração (*transpiration cooling*), por filme de resfriamento (*film cooling*) ou por revestimento (*coating*). Estes métodos são brevemente apresentados a seguir (NASA, 1972).

Resfriamento regenerativo: Um ou mais propelentes circulam como fluido refrigerante em torno da superfície externa da parede a ser resfriada. Este método também é conhecido por jaqueta de refrigeração.

Resfriamento por transpiração: Uma parede porosa é resfriada internamente pelo escoamento forçado do fluido refrigerante por meio dos poros do material.

Filme de resfriamento: Uma fina camada de fluido refrigerante é mantida sobre a superfície interna da parede da câmara de combustão.

Revestimento: Uma camada de material de baixa condutividade térmica é depositada como barreira térmica no lado interno da parede.

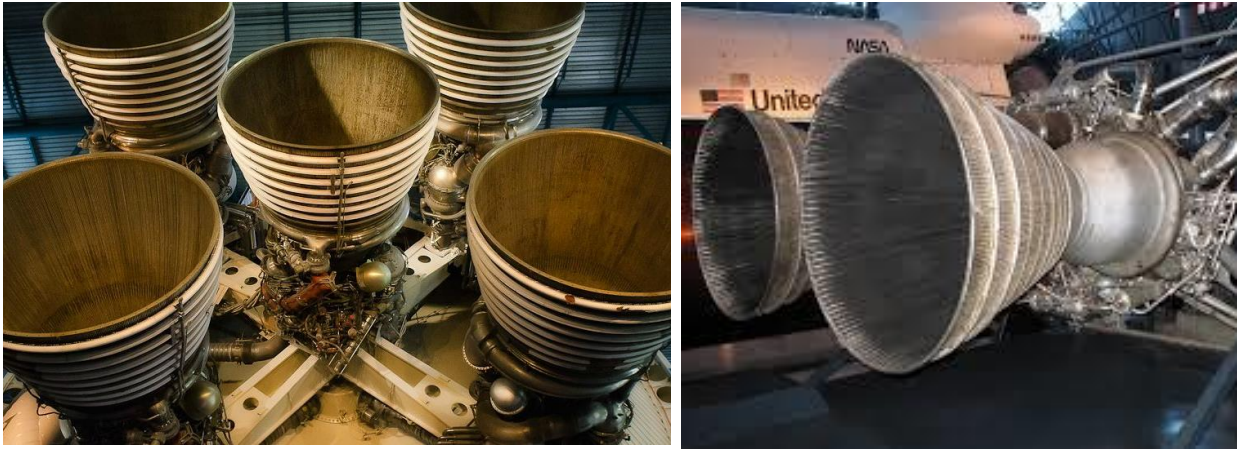


Figura 2.34 - Câmaras de combustão/exaustão de motores de foguete (WIKIPEDIA, 2015)

Então, a técnica de confecção de canais subsuperficiais utilizando processo de soldagem TIG Pulsado, apresentada no decorrer deste trabalho, pode ser mais um método para utilizações críticas tais como as câmaras e cones dos motores de foguete.

2.4.3 Aplicação dos canais subsuperficiais no projeto de moldes e matrizes

Outra aplicação, onde podem ser utilizados os canais subsuperficiais de refrigeração, é a fabricação de matrizes e moldes, os quais em muitos casos precisam ser resfriados. Por exemplo, segundo Dym (1987), Provenza (1993), Menges (1993), Sors (1995), Rees (1995), Stitz et al. (2002), Cruz (2002), Harada (2004) e Manrich (2005), os sistemas de refrigeração aplicados aos moldes de injeção possuem arquiteturas/circuitos determinados conforme a superfície externa do produto, ou conforme a superfície interna do produto. Ainda de acordo com os autores referenciados acima, os sistemas de refrigeração empregados nos moldes de injeção podem ser fabricadas por usinagem utilizando-se brocas e fresas, por barras refletoras (pino ou inserto condutor), por serpentinas (espiral ou helicoidal) e por tubos transferidores de calor e canais obtidos por processo de prototipagem rápida/manufatura aditiva). Abaixo nas Fig. 2.35 e Fig. 2.36 estão apresentados alguns exemplos de aplicação dos canais de resfriamento nas matrizes.



Figura 2.35 - Aplicação de canais de refrigeração em moldes utilizando o processo sinterização direta de metais por laser (DMLS) (DULEBA; GRESKOVIC, ISSN 1338-0761)

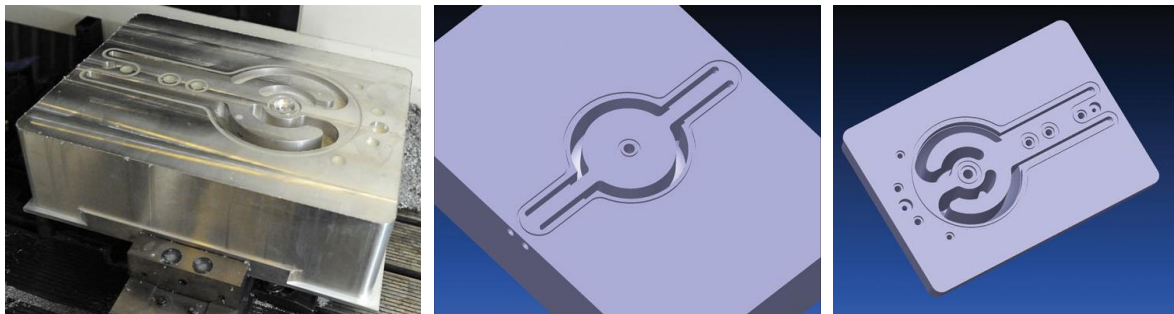


Figura 2.36 - Canais de refrigeração de matriz utilizando processo de fabricação por furação e fresamento (MAZNAYA, 2015)

2.4.4 Técnicas para confecção de canais

Entre os métodos existentes para confecção de canais subsuperficiais (chamados também como internos), pode-se citar a furação convencional ou a introdução de tubos de material com alta condutividade térmica em peças a serem fabricadas por fundição (Patente N. GB1386645). Como desvantagens da furação convencional podem ser citadas as limitações referentes à aplicação em materiais de alta dureza (por exemplo, aqueles para moldes e matrizes) e a impossibilidade de confecção de canais longos e curvilíneos em peças de geometria complexa, já que as brocas não fazem curvas.

No caso do método de introdução de tubos (Patente N. GB1386645), estes devem ser montados no molde e refrigerados com ar ou água durante a fundição para evitar que sejam fundidos durante o vazamento de metal líquido em alta temperatura (o que resultaria na perda dos canais). Além de ser complexo, este método não garante um contato perfeito da superfície do tubo com o material da peça.

Outra forma de fabricar canais subsuperficiais retilíneos e curvilíneos em peças metálicas é a técnica denominada Friction Stir Channelling – FSC (MISHRA RAJIV, 2004) (Fig. 2.37 **(b)**). Esta técnica se baseia no mesmo princípio que é usado na soldagem Friction Stir Welding – FSW (Fig. 2.36 **(a)**) como descrito, por exemplo, em alguns trabalhos (THOMAS, W. M., 1994 e QUINTINO, L.; VILAÇA P.; MIRANDA R, 2011). Nesta técnica,

uma ferramenta rotativa (similar a uma broca) penetra na peça, plastifica o material da mesma (por atrito e deformação plástica) e em seguida o afasta do centro da região percorrida abrindo um canal no fundo da zona plastificada. A principal desvantagem desta técnica é que o metal a ser processado precisa ser dúctil o bastante e de baixa dureza para que os canais sejam gerados com menores esforços e consumo de ferramentas e energia, o que não é geralmente o caso de materiais para moldes e matrizes para forjamento ou fundição, e mesmo para injeção. Além disso, essa técnica não pode ser aplicada em superfícies com mudanças de perfil acentuadas (degraus e quinas, por exemplo).

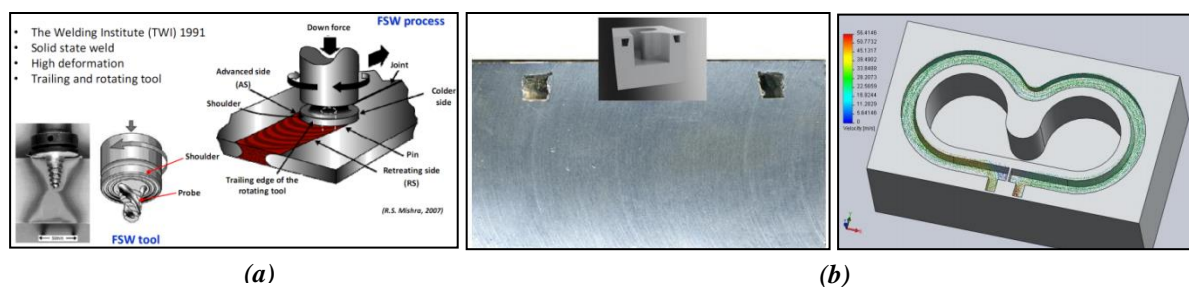


Figura 2.37 - Princípio da soldagem Friction Stir Welding (a) e confecção de canais por Friction Stir Channelling (b) (QUINTINO, L.; VILAÇA P.; MIRANDA R, 2011)

Como alternativa, existem ainda as técnicas baseadas em deposição (sinterização ou fusão) de camadas de pó metálico utilizando fontes de laser (Fig. 2.38) ou de feixe de elétrons (XU, X., 1998; WYLONIS, N., 1995; HOPKINSON, N., 1999; KOCH J., MAZUMDER J., 2000; SACHS E., 2002; ANDERSSON L.; LARSSON M., 2001). Estas técnicas permitem “imprimir” (como uma impressora 3D) peças metálicas com vários detalhes internos, incluindo canais subsuperficiais. Dentre as desvantagens destas técnicas, cita-se o enorme tempo demandado para fabricação das peças, limitações em termos de tamanho das peças produzidas, já que a fabricação geralmente acontece em câmaras de vácuo ou preenchidas com um gás inerte e o alto custo dos equipamentos utilizados.

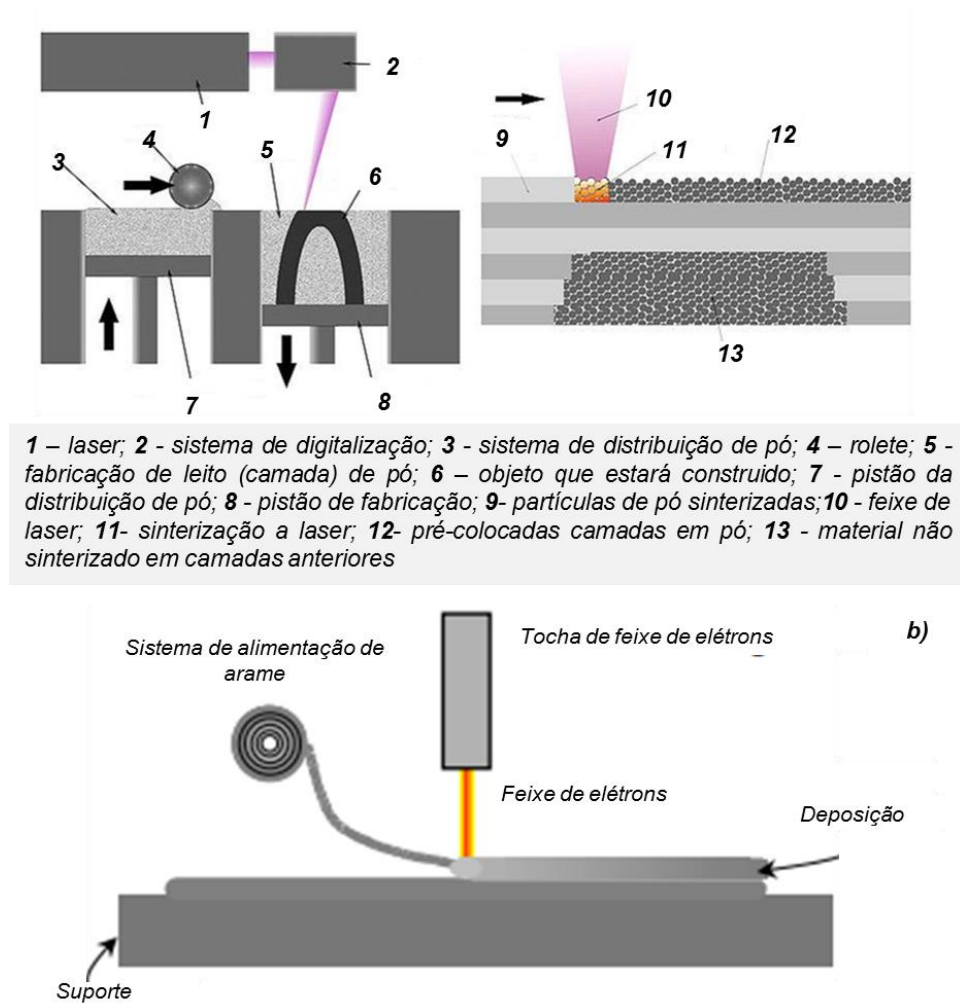


Figura 2.38 - Princípio de funcionamento do processo de prototipagem rápida com fontes de laser (a) e de feixe de elétrons (b) (DULEBA; GRESKOVIC, ISSN 1338-0761; desenvolvido pela NASA)

O presente trabalho apresenta uma nova técnica de fabricação de canais subsuperficiais utilizando o processo de soldagem TIG Pulsado, que é isenta das limitações mencionadas acima, ou seja, que permite maior flexibilidade operacional e que pode ser aplicável em uma larga gama de materiais e de geometrias de peças.

CAPÍTULO III

METODOLOGIA, EQUIPAMENTOS E INSUMOS

3.1 Metodologia

Do ponto de vista metodológico, inicialmente foi necessário conduzir testes com o intuito de revelar condições necessárias e mecanismos de formação dos canais. Sabendo pela revisão bibliográfica que a probabilidade de formação dos canais na maioria dos casos tem sido observada na soldagem a Plasma e na soldagem TIG, foram avaliados diferentes métodos e técnicas destes processos de soldagem (com e sem alimentação do arame frio, com corrente pulsada, assim como A-TIG) com o objetivo de escolher as técnicas mais adequadas para esta finalidade, o seja, quais proporcionariam a maior seção transversal dos canais e com formação contínua.

Em seguida, com base em planejamentos experimentais, foi estudado o efeito dos parâmetros dos processos e técnicas de soldagem mais promissoras na formação dos canais buscando otimizar sua formação. O planejamento experimental geral está mostrado na Fig. 3.1.

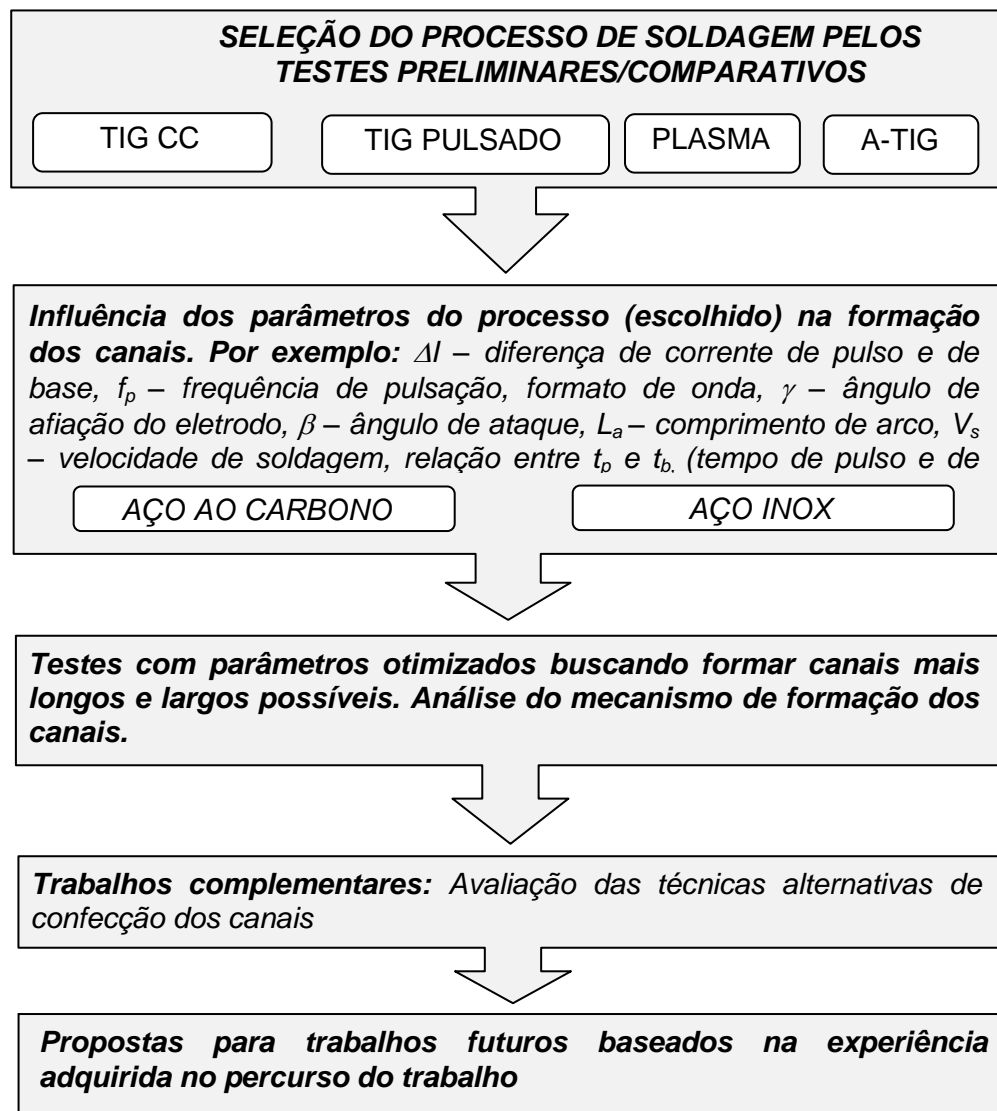


Figura 3.1 – Planejamento experimental dos testes

3.2 Bancada experimental

Para alcançar os objetivos mencionados no item 3.1 foram utilizados os seguintes equipamentos:

- ✓ Posto de soldagem TIG automatizado;
- ✓ Posto de soldagem a Plasma automatizado;
- ✓ Mesa de coordenadas XY (para manipulação das tochas de soldagem TIG e Plasma);
- ✓ Sistema de aquisição e condicionamento de sinais (Tensão e Corrente).

3.2.1 Fonte de soldagem

Para a realização das soldas com os processos TIG e Plasma, utilizou-se uma fonte multiprocesso transistorizada, chaveada no secundário (Fig. 3.2) com capacidade de corrente de até 450 A. A Tabela 3.1 traz as principais características técnicas deste equipamento.



Figura 3.2 - Fonte de soldagem *IMC Inversal 450* e alimentador de arame *IMC STA - 20*

Tabela 3.1 - Características técnicas da *IMC Inversal 450*

Corrente Nominal	280 A 100% Fator de Trabalho (FT)
Corrente Máxima	450 A
Tensão em vazio	68 V
Faixa de pulsação de corrente, Hz	0 - 50
Formato do sinal de corrente	Retangular

3.2.2 Tocha TIG

Foi utilizada uma tocha TIG automática (modelo TIG 27A-27B, fabricada pela Binzel), refrigerada a água, com a capacidade nominal de 500 A com o FT = 100%. A posição espacial da mesma foi assegurada por um suporte que permitia mudar os ângulos de trabalho da tocha (Fig. 3.3).

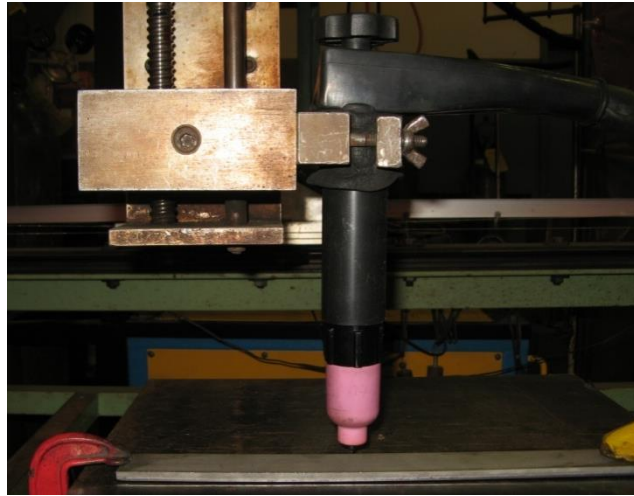


Figura 3.3 – Montagem da tocha TIG 27A-27B

3.2.3 Tocha Plasma

Foi utilizada uma tocha de soldagem a plasma (modelo PWM-300 do Thermal Dynamics Corporation) refrigerada a água, projetada para trabalhar com correntes de até 300 A com o arco transferido e com o eletrodo no negativo (Fig. 3.4). Os bocais de constrição neste caso são peças substituíveis e as opções de diâmetros disponíveis comercialmente para a tocha são de 3,2 mm (0,125"), 2,8 mm (0,113") e 2,4 mm (0,093"), para aplicações de até 300 A, 250 A e 200 A, respectivamente. O recuo do eletrodo em relação à face do bocal de constrição é um parâmetro importante na determinação do efeito físico de constrição do arco de soldagem. O ajuste deste parâmetro normalmente é limitado a valores máximo e mínimo previamente estabelecidos pelo fabricante. No caso da tocha utilizada neste trabalho, a faixa de trabalho especificada para o recuo do eletrodo varia de 0,8 mm até 2,4 mm.



Figura 3.4 - Tocha de soldagem a plasma PWM-300 da Thermal Dynamics Corporation

3.2.4 Mesa de coordenadas XY (para manipulação da tocha de soldagem)

Para realizar os testes de soldagem foi usada uma mesa que permite deslocar a tocha de soldagem no plano horizontal (eixos X e Y) (Fig. 3.5), embora a trajetória da tocha sempre foi ao longo de um único eixo, usualmente, o eixo X. O eixo Y era usado apenas para o ajuste do posicionamento transversal da tocha em relação à placa de teste.

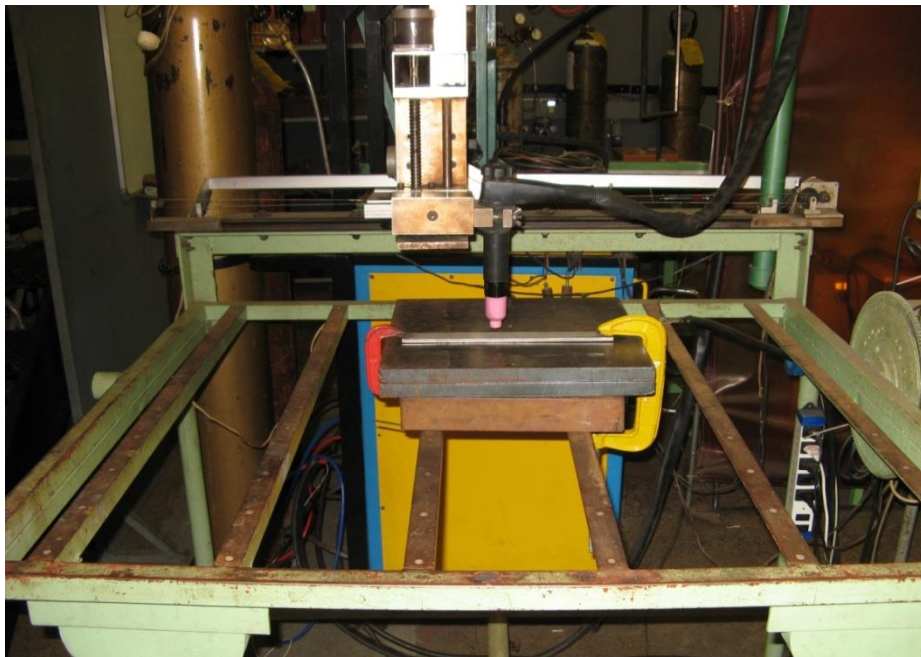


Figura 3.5 - Mesa de coordenadas utilizada para a realização dos experimentos

3.2.5 Sistema de aquisição de dados

A aquisição dos sinais de corrente e tensão de soldagem foi efetuada por um sistema de aquisição de dados instalado em um microcomputador (Fig. 3.6). As aquisições foram realizadas com taxas de 5 kHz e com uma resolução de 13 bits.

Para a aquisição do sinal da corrente de soldagem foi usado um sensor Hall do modelo LT 500-T de fabricação da companhia LEM SA com faixa de medição de 0 a 500 A, enquanto que para a aquisição do sinal da tensão foi usado um divisor de tensão com uma faixa de medição de 0 a 60 V. A realização dos cálculos das médias, valores eficazes, assim como a apresentação dos resultados em forma de gráficos foram feitas por meio de um software comercial (OriginPro 8.0).



Figura 3.6 - Sistema de aquisição de dados (à esquerda) e de controle da mesa de coordenadas (à direita)

3.2.6 Câmera de alta velocidade PHANTOM V210

Para entender o fenômeno de formação dos canais pela ação do arco voltaico, o processo de confecção dos mesmos foi filmado com uma câmera de alta velocidade *PHANTOM V210* em missão de trabalho ao Centro de Soldagem e União do Departamento da Engenharia Química e de Materiais da Universidade de Alberta (Edmonton, Alberta, Canadá). Esta câmera permite suprimir a radiação luminosa emitida pelo arco utilizando um *Optical Low Pass* filtro. A resolução da câmera é de 1 megapixel. A Figura 3.7 mostra a bancada experimental que foi utilizada para a realização destes testes. Além da câmera de alta velocidade, esta bancada foi composta dos seguintes itens:

- ✓ Fonte de energia para o processo TIG do fabricante Miller Dynasty 700 (este equipamento permite ajustar independentemente o tempo de pulso e de base da corrente);
- ✓ Tocha TIG automática (modelo W-900, da Weldcraft), refrigerada a água, com a capacidade nominal de 900 A com o FT = 100%;
- ✓ Mesa de soldagem controlada manualmente pelo operador em duas direções (X,Y), ou automaticamente em uma direção (Y) a uma dada velocidade de soldagem;

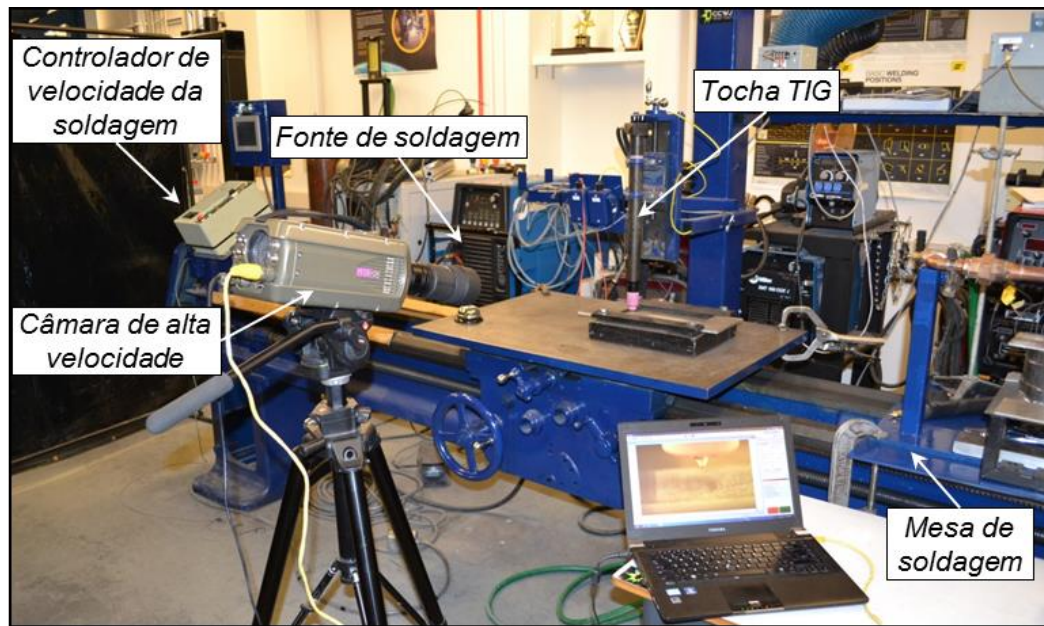


Figura 3.7 – Bancada experimental e câmera de alta velocidade usadas na Universidade de Alberta

3.2.7 Afiador de eletrodo de tungstênio

Para a operação em questão foram utilizados os afiadores de dois tipos: AFT 3500 do fabricante IMC, Brasil (Fig. 3.8 (a)) e Tungsten Grinder fabricado pelo EURO-TOOL, Dinamarca (Fig. 3.8 (b)).

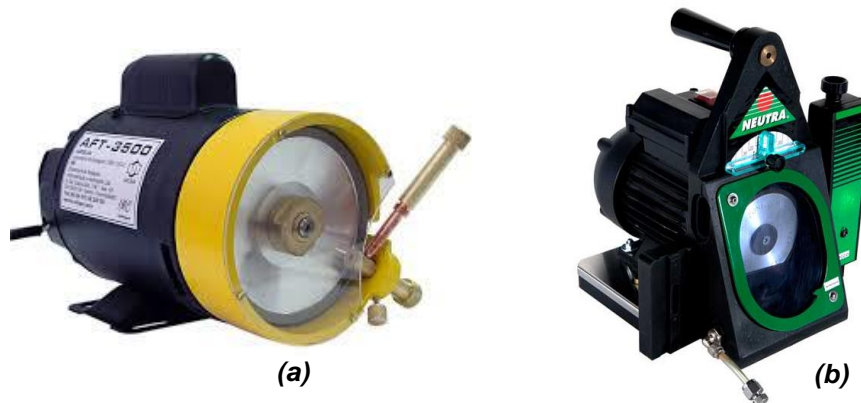


Figura 3.8 - Afiadores de eletrodo de tungstênio: (a) modelo AFT 3500 e (b) modelo Euro-Tool

3.2.8 Máquina de corte metalográfica

Os cortes de corpos de prova e de amostras foram realizadas nas cortadoras metalográficas *CM 70* fabricado pelo *Teclago* e o *Labotom 3* da fabricante *Struers* (Fig. 3.9).



Figura 3.9 - Máquinas de corte metalográficas: (a) CM 70 fabricado pelo Teclago e (b) Labotom 3 da fabricante Struers

3.2.9 Análise geométrica do cordão

Para a medição das características geométricas dos cordões, cada placa de teste soldada foi cortada transversalmente em duas seções. Cada uma das seções retiradas foi embutida em resina e preparada metalograficamente, utilizando lixas de granulometria de 100 até 600 mesh. As amostras foram atacadas quimicamente para revelar a área fundida e outros parâmetros geométricos, utilizando-se os reagentes Nital 10% para chapas de aço ao carbono e Marble para chapas de aço inox.

Após ataque, as amostras foram fotografadas e analisadas por um programa de tratamento de imagem (Image J). Este software permite realizar a medição de áreas selecionadas em imagens, sendo necessário realizar para cada imagem uma calibração de uma distância conhecida. Para todas as medições realizadas, a calibração foi feita utilizando como base a espessura da chapa.

As características geométricas medidas foram o reforço (R), a largura (L), a penetração (P), área fundida (A_{ft}) e área de reforço (A_r).

CAPÍTULO IV

INFLUÊNCIA DE DIFERENTES TÉCNICAS E CONDIÇÕES DE SOLDAGEM SOBRE A GEOMETRIA DO CORDÃO E A FORMAÇÃO DAS CAVIDADES

4.1 Introdução

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados da influência de diferentes técnicas e condições de soldagem sobre a geometria do cordão com o foco na formação das cavidades. Para isso, foram utilizados os seguintes processos de soldagem: TIG Convencional, TIG Pulsado, A - TIG e Plasma.

A formação do cordão nos processos de soldagem é um fenômeno complexo e influenciado por muitas variáveis tais como a corrente, a tensão, o formato da afiação da ponta de eletrodo, os ângulos de trabalho, a velocidade de soldagem, etc. Levando em consideração que será também utilizada a corrente pulsada, neste caso esta complexidade aumenta ainda mais. Cada combinação de parâmetros de pulsação, a saber, correntes e tempos de pico e de base, pode gerar um valor determinado de corrente eficaz, mesmo sem mudar a corrente média.

O objetivo destes testes foi verificar o efeito de variáveis dos processos de soldagem mencionados acima sobre a geometria de cordão e a formação das cavidades em relação a diferentes materiais de base.

4.2 TIG Pulsado com e sem arame frio em chapas de aço ao carbono

Inicialmente foi aplicado o TIG pulsado com alimentação de arame frio, com eletrodo de tungstênio toriado (AWS EWTh2%) de 3,2 mm de diâmetro, com ângulo de ponta de 60° posicionado perpendicularmente à chapa de teste. O gás de proteção utilizado foi argônio puro com a vazão de 15 l/min. O arame frio foi do tipo AWS ER70S-6, com diâmetro de 1,2 mm. As chapas de teste foram de aço ao carbono ABNT 1020 com dimensões de 200 mm x 50 mm x 6,3 mm. Os testes foram realizados em simples deposição sobre chapa na posição plana, com dois cordões posicionados paralelamente entre si em cada placa de teste. O comprimento de arco (L_a) foi mantido constante em 3,5 mm, assim como a velocidade de soldagem em 12 cm/min e a velocidade de alimentação de arame frio em 175 cm/min.

Variou-se sistematicamente a frequência da pulsação (f_p) e as amplitudes das correntes de pulso (I_p) e de base (I_b), mantendo a corrente média (I_m) constante, conforme mostrado na Tab. 4.1.

Tabela 4.1 – Parâmetros de soldagem TIG Pulsada dos testes preliminares nas chapas de aço ao carbono

Teste	Código de teste	Valores regulados					Valores monitorados		
		I_m , A	I_p , A	I_b , A	f_p (Hz)	$t_p=t_b$, (s)	I_m , A	I_{rms} , A	U_m , V
1	$\Delta I100/F1$	200	250	150	1	0,5	194	201	14,6
2	$\Delta I200/F1$		300	100	1		199	223	14,0
3	$\Delta I300/F1$		350	50	1		198	248	14,0
4	$\Delta I300/F2$				2	0,25	197	246	13,9
5	$\Delta I300/F3$				3	0,17	199	247	14,1

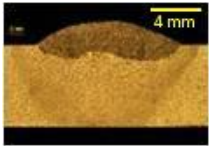

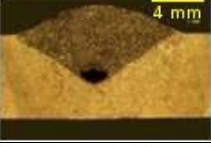
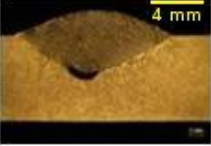
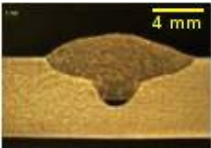
A Figura 4.1 mostra o aspecto superficial dos cordões soldados obtidos conforme parâmetros de soldagem indicados na Tab. 4.1. Poder-se-ia supor que a regularidade das escamas na superfície dos cordões em soldagem TIG Pulsada refletiria a frequência da pulsação. Por exemplo, na frequência de 1 Hz, o contorno de cada escama é nítido, corroborando com a hipótese. Nas frequências maiores, de 2 e 3 Hz, a densidade das escamas aumentou-se, tendendo a criar uma superfície lisa, o que também comprova essa hipótese.



Figura 4.1 – Aspecto superficial dos cordões executados conforme a Tab. 4.1

Os parâmetros geométricos dos cordões soldados (área fundida, área de reforço, largura e reforço) foram determinados através das medições das macrografias de suas seções transversais usando o programa ImageJ (Tab. 4.2).

Tabela 4.2 - Geometria dos cordões executados conforme a Tab. 4.1

<i>Teste</i>	<i>Código de teste</i>	$A_{ft} (mm^2)$	$A_r (mm^2)$	$L (mm)$	$R (mm)$	<i>Seção transversal de cordão</i>
1	$\Delta I100/F1$	10,0	13,0	10,8	1,8	
2	$\Delta I200/F1$	11,8	12,0	12,1	1,7	
3	$\Delta I300/F1$	23,1	14,6	12,7	2,1	
4	$\Delta I300/F2$	20,7	13,7	11,7	1,8	
5	$\Delta I300/F3$	19,6	13,2	9,6	1,8	

Partindo-se do fato de que o perfil de penetração da solda teve uma forma irregular (Fig. 4.2), a penetração foi avaliada pela área fundida transversal (A_{ft}) e não pela profundidade de penetração.

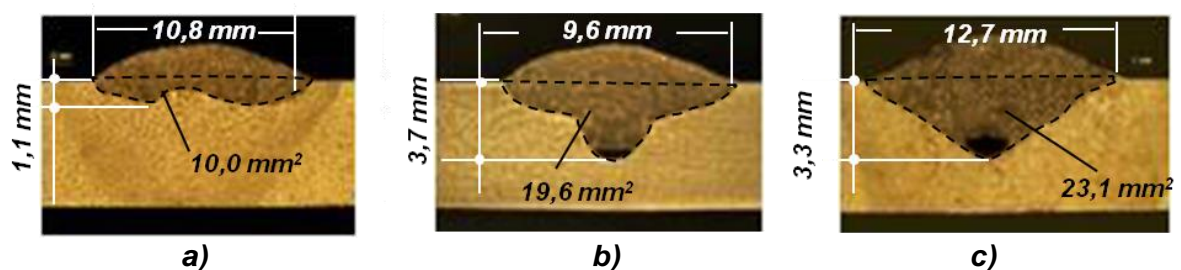


Figura 4.2 – Área fundida e os parâmetros geométricos do cordão com corrente constante: **a)** 100 A; **b)** 200 A e **c)** 300 A

Os resultados mostrados na Tab. 4.2 levam a perceber que a menor diferença das correntes (ΔI) favorece um perfil da zona de fusão mais achatado ou raso (compare os perfis correspondentes aos $\Delta I = 100$ A e $\Delta I = 200$ A com os do $\Delta I = 300$ A). A maior diferença das correntes acarreta um perfil da zona fundida do tipo triangular/cálice, o que pode ser um resultado do crescimento da corrente eficaz ou um efeito mecânico da pulsação de corrente, o que vai ser discutido na seção 4.4.

Os dados representados na Tab. 4.2 mostram que, com o aumento da diferença de corrente, tem-se uma leve tendência de crescimento da área fundida quando o ΔI passa de 100 para 200 A, alcançando valores mais elevados com o ΔI de 300 A, superando em quase 2,0 a 2,5 vezes os valores típicos para ΔI iguais a 100 e 200 A. Ao mesmo tempo, como pode ser observado na Tab. 4.2, o alto valor do ΔI (300 A) leva à geração de defeitos em forma de cavidades no fundo do cordão, cujas causas serão o objeto da análise apresentada na seção 4.3. Da Tabela 4.2 é visto que não foram observadas mudanças significativas a respeito de outros parâmetros geométricos (largura e reforço) com o aumento da diferença de corrente e da corrente média.

4.3 Causas e mecanismos de formação das cavidades nas chapas de aço carbono

Como já foi mencionado anteriormente, nas condições de alto ΔI (300 A) foram observados defeitos do tipo cavidade (Fig. 4.3), os quais foram mais pronunciados com frequência baixa (1 Hz), chegando a se tornar alongadas e alinhadas com o eixo do cordão, como ilustra a Fig. 4.4.

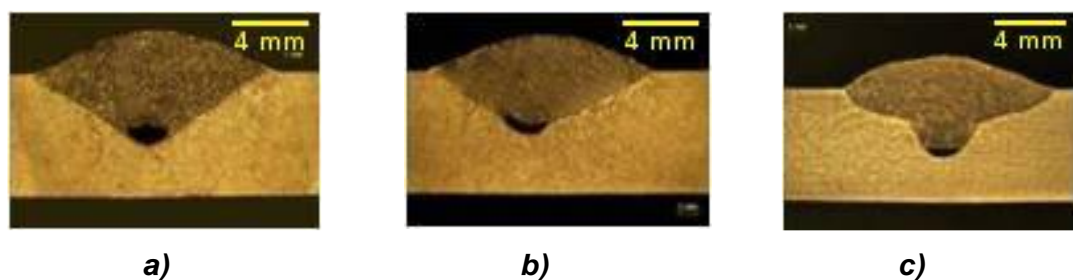


Figura 4.3 – Defeitos em forma das cavidades com $\Delta I = 300$ A: a) frequência 1 Hz; b) frequência 2 Hz; c) frequência 3 Hz

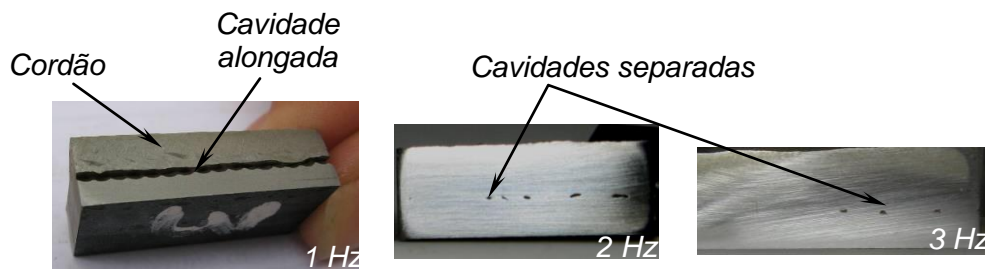


Figura 4.4 – Influência da frequência da pulsação sobre a geração das cavidades em com $\Delta I = 300$ A (são apresentadas seções longitudinais do cordão)

Nos experimentos sem arame de adição tais cavidades também foram observadas com uma maior probabilidade nas condições de $\Delta I = 300$ A e de frequência baixa (Fig. 4.5 e 4.6). Para os valores de ΔI mais baixos, as cavidades não foram observadas, assim como no caso anterior com o arame frio.



Figura 4.5 – Seções transversais de cordões com corrente pulsada sem alimentação do arame com a frequência de pulsação de 1 (F1) e 2 Hz (F2)

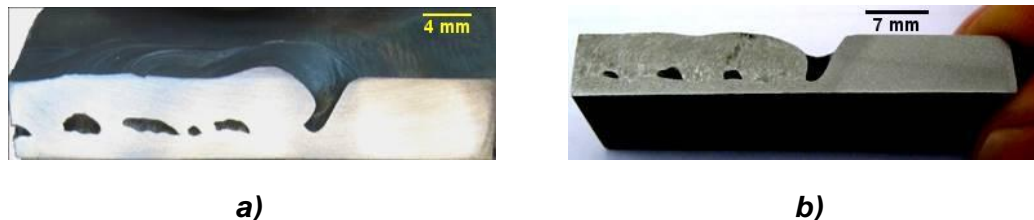


Figura 4.6 – Cavidade alongada nas seções longitudinais de cordões sem alimentação de arame para $\Delta I = 300$ A: a) frequência 1 Hz; b) frequência 2 Hz

Em geral, as cavidades se formaram mais nas condições de soldagem com arame frio do que sem ele. É possível supor que a adição do arame frio provoca uma solidificação do metal da poça ainda mais acelerada e, portanto, uma geração mais pronunciada deste tipo do defeito.

Assim, estes experimentos confirmam a hipótese, proposta pelos Moiseenko; Edelstein; Krasnov (1969), de que essas cavidades são formadas principalmente pela expulsão de metal fundido da poça de fusão devido à ação da corrente de pulso. Durante o tempo de pulso (de corrente elevada) ocorre a fusão do metal base e do arame frio (se for o caso). Sob a ação da pressão de arco ocorre a expulsão do metal líquido de região dianteira e deslocamento deste para a região traseira da poça de fusão. Como resultado deste

deslocamento do metal fundido, surge uma cratera na região dianteira da poça. Durante o tempo de base, a pressão do arco diminui, causando o deslocamento contrário do metal para a região da cratera. Na sua volta, o metal se solidifica, sendo que, as camadas inferiores da poça se solidificam antes do que as superiores (pois a solidificação começa da fronteira com o metal sólido). O metal se solidifica ora pendendo na parede traseira da cratera, ora fechando a cratera por cima, deixando no fundo dela uma cavidade. Em outras palavras, a causa principal da geração destas cavidades é que o metal das camadas superiores se solidifica antes de alcançar o fundo da poça (cratera). Logo, pulsos mais longos e de maior valor de corrente deveriam provocar uma expulsão de massa maior de metal fundido e o seu deslocamento dele na distância maior da cratera formada. Nestas condições o metal fundido teria menos chances a voltar no seu lugar anterior (ou seja, escorrer por completo na cratera) antes da sua solidificação. O aumento da probabilidade de formação das cavidades a redução da frequência da pulsação e com alto ΔI colabora com esta hipótese. Os pulsos de corrente de maior frequência (aqui 2 e 3 Hz) e de menor amplitude ($\Delta I = 100$ e 200 A) acarretam menores volumes do metal fundido e os deslocamentos do metal líquido menos afastados. Logo, as crateras são de menor profundidade e mais fáceis de serem preenchidas no deslocamento de volta do metal expulso sem geração das cavidades, o que é ilustrado pela Tab. 4.2 e na Fig. 4.6.

Testes com a velocidade de soldagem variável poderiam ajudar a esclarecer ainda mais as causas e mecanismos da geração das cavidades sob questão. Tais experimentos foram realizados por simples fusão sobre chapa (sem alimentação do arame), com o comprimento do arco de 4 mm, uma diferença de corrente ΔI de 300 A e frequência de 1 Hz. Estas condições foram escolhidas por terem gerado mais cavidades anteriormente. Velocidades de soldagem de 12, 24, 30, 36, 48 e 60 cm/min foram impostas.

A partir dos resultados obtidos (Fig. 4.7), percebe-se que nas velocidades de soldagem baixas (12, 24 e 30 cm/min) a probabilidade de aparecimento das cavidades foi mais elevada do que nas velocidades mais altas. Interessante é o fato de que na velocidade de 30 cm/min, além das cavidades, foram também formadas crateras (Fig. 4.7(c)), sendo que a periodicidade das cavidades juntas com as crateras corresponde à frequência da pulsação de corrente. Em outras palavras, a distância entre a cavidade e a cratera subsequente corresponde à distância percorrida pela tocha durante o tempo da base.

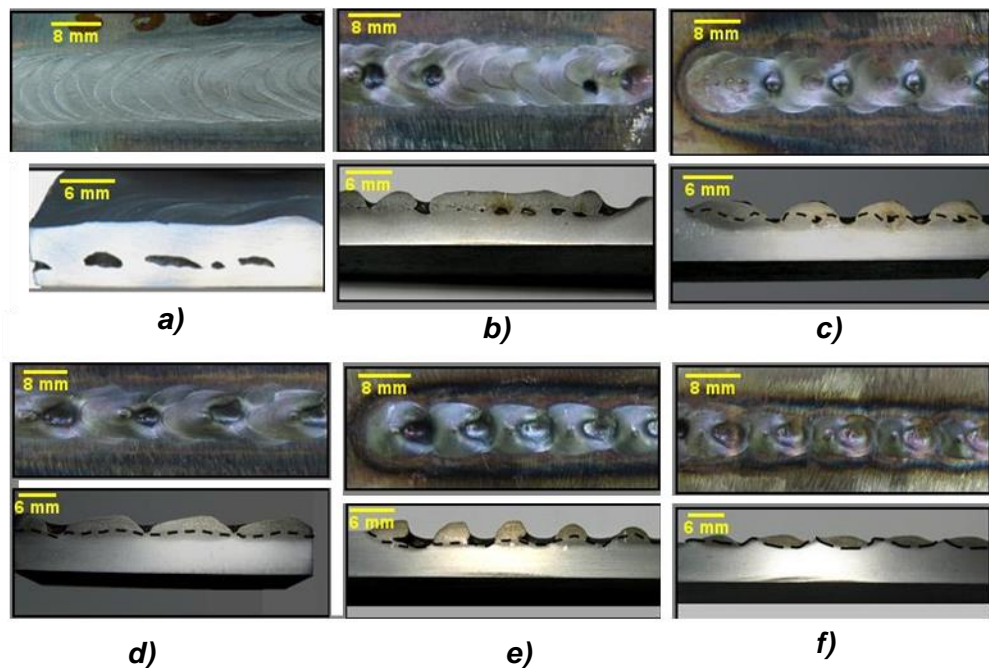


Figura 4.7 – Influência da velocidade de soldagem sobre a formação de cavidades em cordões com solda TIG com $\Delta I = 300$, $f_p = 1$ Hz e $L_a = 4,0$ mm: **a)** $V_s = 12,0$ cm/min; **b)** $V_s = 24,0$ cm/min; **c)** $V_s = 30,0$ cm/min; **d)** $V_s = 36,0$ cm/min; **e)** $V_s = 48,0$ cm/min; **f)** $V_s = 60,0$ cm/min

Então surge uma pergunta: porque um pulso cria uma cavidade, enquanto o pulso posterior gera uma cratera? A explicação para esse fenômeno pode ser dada da seguinte forma:

- O pulso empurra o metal fundido para a região traseira da poça (Fig. 4.8(a));
- Durante a base, o metal expulso se solidifica, mas conseguindo voltar um pouco para frente (Fig. 4.8(b));
- O metal líquido, expulso pelo próximo pulso se encosta com o metal solidificado do pulso anterior (Fig. 4.8(c)) e sob a ação da tensão superficial se junta com ele se deslocando um pouco para trás (Fig. 4.8(d));
- Assim, o metal do novo pulso (o terceiro) já não alcança o metal do pulso anterior (Fig. 4.8(e)) (pois a distância entre deles cresceu) e se solidifica sem fechar a cratera anterior (Fig. 4.8(f)).

Para velocidades mais altas (48 e 60 cm/min), a distância entre as crateras aumenta ainda mais, o que impede o metal fundido do pulso posterior de se juntar com o metal solidificado do pulso anterior, deixando todas as crateras abertas (Fig. 4.8, d), e), f)).

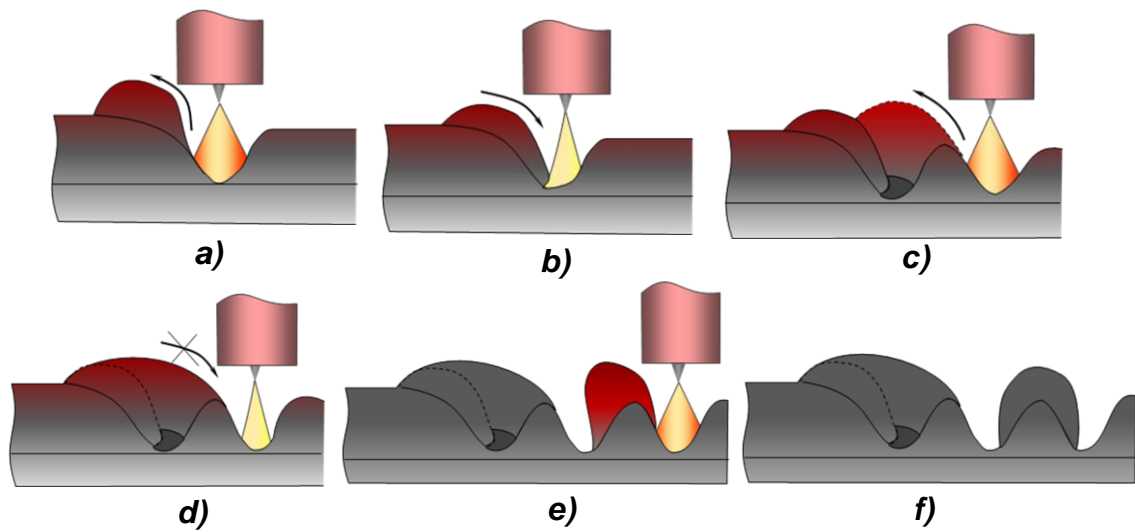


Figura 4.8 – Ilustração da formação das cavidades e crateras periódicas

Como pode ser visto nas fotografias mostradas na Fig. 4.9(a), os defeitos que aparecerem nas velocidades de soldagem elevadas lembraram o defeito conhecido como o “humping”. Apesar do fato de que as causas do “humping” e do defeito de formação provocado pela pulsação da corrente são diferentes, alguns autores (por exemplo, SAVAGE; NIPPES; AGUSA, 1979) tratam ambos como “humping”. A principal diferença entre eles consiste no seguinte. A irregularidade da formação do cordão observada no caso do TIG Pulsado ocorre primeiramente por causa de expulsão periódica do metal fundido na superfície da chapa pela ação dos pulsos de corrente. Por isso, a penetração varia conforme o pulso e a base da corrente. Enquanto, no caso do “humping” a penetração é constante, pois é formado devido a uma instabilidade da formação do cordão provocada pela ação da tensão superficial, quando a poça de fusão é de tamanho pequeno (ou seja, quando há uma falta de metal para manter o cordão homogêneo), o que é um indicador típico da soldagem com uma velocidade alta e uma corrente baixa. O metal líquido se agrupa na superfície da chapa na forma das “bolas” separadas. Para comparação, abaixo estão mostradas fotografias de “humping” (Fig. 4.9(b)) e do defeito de formação provocado pela pulsação da corrente (Fig. 4.9(a)).

Na corrente pulsada, a semelhança com o “humping” ocorre primeiramente por causa de expulsão periódica do metal fundido na superfície da chapa pela ação dos pulsos de corrente. Este defeito, assim como no caso de “humping”, ocorre na velocidade de soldagem acima de um valor crítico, que neste caso foi de aproximadamente de 12 a 18 cm/min. Assim, os mecanismos e as causas que provocaram a formação desses defeitos tiveram natureza diferente.

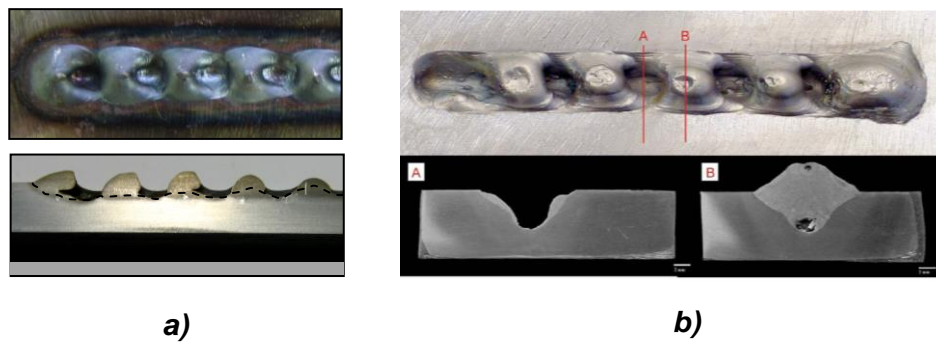


Figura 4.9 – **(a)** aparência e seção longitudinal do cordão com efeito parecido ao humping (TOKAR, 2011); **(b)** aparência e seção transversal do cordão com efeito de humping (SCHWEDERSKY, 2009)

4.4 Efeitos térmicos e mecânicos da pulsação de corrente no processo TIG Pulsado sobre a formação do cordão de solda

Os testes deste estudo foram realizados em simples deposição sobre chapa na posição plana, usando um eletrodo de tungstênio toriado (AWS EWTh2%) de 3,2 mm de diâmetro, com ângulo de ponta de 60° , posicionado perpendicularmente à chapa de teste. O gás de proteção utilizado foi o argônio puro com a vazão de 15 l/min. Foram utilizadas chapas de aço ABNT 1020 como metal de base, com dimensões de 200 mm x 32 mm x 6,4 mm, depositando um cordão único sobre cada placa de teste. O comprimento de arco (L_a), ou distância da ponta do eletrodo até a chapa, foi mantido constante em 3,5 mm, assim como a velocidade de soldagem em 12 cm/min, e a corrente média em 183,0 A. Os outros parâmetros, como a frequência de pulsação, as amplitudes das correntes de pulso e de base foram variadas dentro de uma determinada faixa, como mostrado na Tab. 4.3. A frequência da pulsação foi variada dentro de uma faixa larga o bastante (a saber, de 0,1 a 5,0 Hz) a fim de encontrar o valor de frequência que asseguraria um cordão sem ondulação ao longo da linha de penetração (isto é, uma penetração regular).

Conforme Scotti e Ponomarev (2008), existem dois fenômenos que regem a formação da solda, a saber, os efeitos térmico e mecânico. O efeito térmico se manifesta pelo calor transferido do arco para a poça de fusão, que usualmente é representado pela corrente rms ou a corrente média. O efeito mecânico ocorre devido ao próprio jato de plasma e à pressão dos campos magnéticos criados pela corrente sendo conduzida no arco (quanto maior a corrente, maior a pressão). Cada combinação dos parâmetros de soldagem TIG pulsada resulta num determinado valor da corrente rms. A fim de determinar e separar uma contribuição do efeito térmico (corrente eficaz e / ou corrente média), e do efeito mecânico da corrente pulsada exercido sobre a geometria do cordão, foram feitos testes com a corrente pulsada e a corrente constante segundo à Tab. 4.3. Os testes de 1 a 8 foram feitos

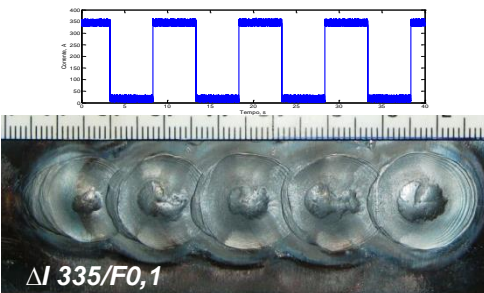
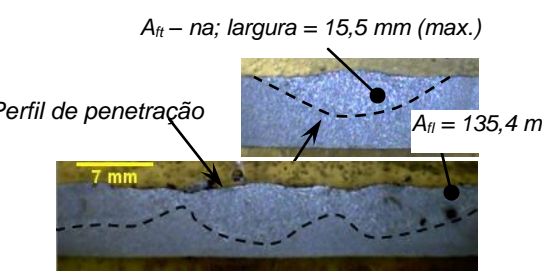
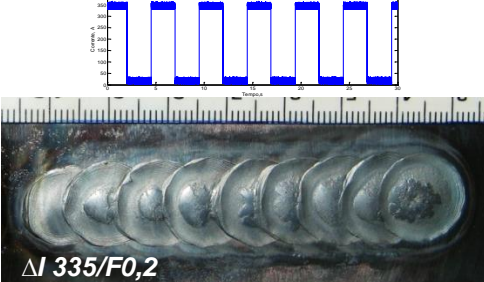
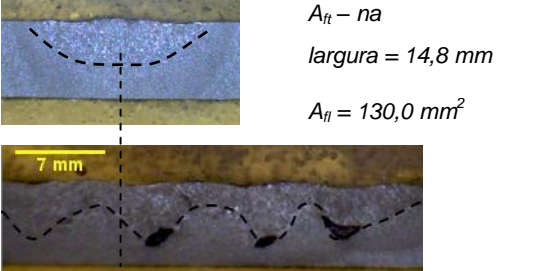
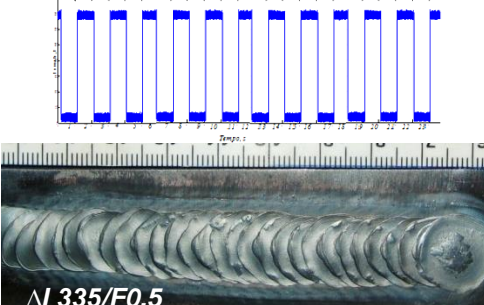
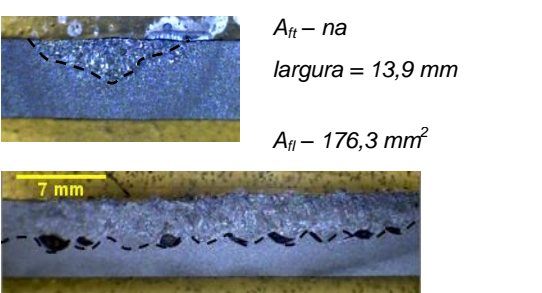
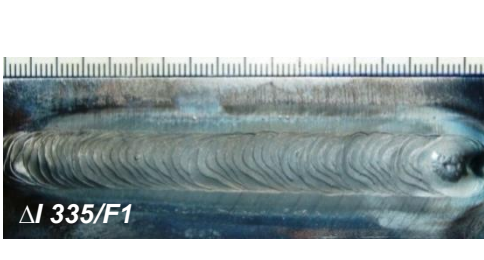
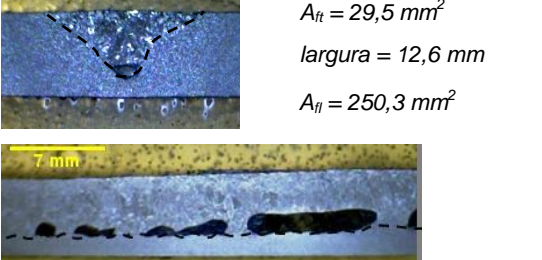

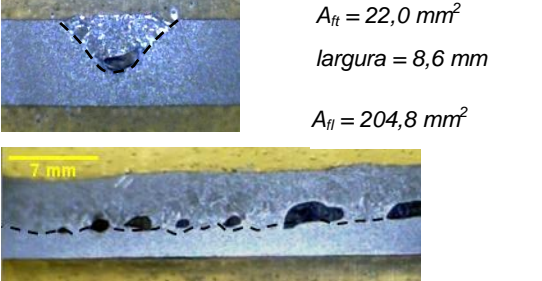
com a corrente pulsada e os Testes de 9 a 13 com as correntes constantes iguais aos valores médios e rms dos testes de soldagem com corrente pulsada. Para que o estudo seja mais completo, os testes com a corrente constante foram estendidos envolvendo os valores de 100, 150, 200, 250 e 300 A (testes 14-18). A macroestrutura de cada cordão foi analisada ao longo do eixo de solda e também transversalmente a ela. As superfícies de secção foram polidas utilizando lixas de 80 a 600 mesh e, em seguida, foram atacadas (10% Nital) para revelar a geometria da área fundida.

Tabela 4.3 - Parâmetros dos experimentos com a corrente pulsada e constante

Teste	Valores regulados				Valores calculados			Valores monitorados (valores medidos)		
	f_p (Hz)	$t_p = t_b$ (s)	I_p (A)	I_b (A)	ΔI (A)	I_{rms} (A)	I_m (A)	I_{rms} (A)	I_m (A)	U_m (V)
1	0,1	5,0	350	15	335	247	183	244	180	13,9
2	0,2	2,5						243	179	14,1
3	0,5	1,0						249	185	14,1
4	1,0	0,5						244	180	13,9
5	5,0	0,1						245	181	14,2
6	1,0	0,5	315	50	265	226		222	180	14,1
7			280	85	195	207		204	180	13,9
8			245	120	125	193		190	180	14,3
9	Corrente constante igual ao I_m dos testes 1 – 8, ou seja de 183 A							183	183	13,6
10	Corrente constante igual ao I_{rms} dos testes 1 – 5, ou seja de 247 A							244	244	14,3
11	Corrente constante igual ao I_{rms} do teste 6, ou seja de 226 A							222,0	222	13,9
12	Corrente constante igual ao I_{rms} do teste 7, ou seja de 207 A							205,3	205	14,3
13	Corrente constante igual ao I_{rms} do teste 8, ou seja de 193 A							190,7	191	13,8
14	Corrente constante, 100 A							101,9	102	10,7
15	Corrente constante, 150 A							148,3	148	11,6
16	Corrente constante, 200 A							200,3	200	13,2
17	Corrente constante, 250 A							249,4	249	14,4
18	Corrente constante, 300 A							298,3	298	15,3

Inicialmente, foi analisada a influência da frequência da pulsação no aspecto superficial do cordão e sobre o perfil de penetração da solda, buscando condições que conduziram a uma aparência de superfície uniforme e a uma linha de "zona fundida - ZAC" suave (Tab. 4.4).

Tabela 4.4 - Influência da frequência de corrente pulsada no aspecto superficial de cordão de solda, nas macroestruturas (transversal e longitudinal) e na geometria da zona de fusão

Teste	Oscilogramas da corrente pulsada (se for o caso) e a aparência do cordão	Macroestruturas dos cordões (transversais e longitudinais), A_{ft} , A_{fl} , e largura
1	 <p>ΔI 335/F0,1</p>	<p>$A_{ft} - na$; largura = 15,5 mm (max.)</p> <p>Perfil de penetração</p> <p>$A_{fl} = 135,4 \text{ mm}^2$</p> 
2	 <p>ΔI 335/F0,2</p>	<p>$A_{ft} - na$ largura = 14,8 mm</p> <p>$A_{fl} = 130,0 \text{ mm}^2$</p> 
3	 <p>ΔI 335/F0,5</p>	<p>$A_{ft} - na$ largura = 13,9 mm</p> <p>$A_{fl} = 176,3 \text{ mm}^2$</p> 
4	 <p>ΔI 335/F1</p>	<p>$A_{ft} = 29,5 \text{ mm}^2$ largura = 12,6 mm</p> <p>$A_{fl} = 250,3 \text{ mm}^2$</p> 
5	 <p>ΔI 335/F5</p>	<p>$A_{ft} = 22,0 \text{ mm}^2$ largura = 8,6 mm</p> <p>$A_{fl} = 204,8 \text{ mm}^2$</p> 

Obs.: Área fundida (A_{ft}) inclui a área da cavidade

É evidente que na soldagem TIG pulsada a periodicidade das escamas na superfície do cordão reflete a frequência da pulsação da corrente. Nas frequências mais baixas (dentro da faixa de 0,1 e 1,0 Hz), o contorno de cada escama é claramente visível. Entretanto, nas frequências maiores (2,5 e 5 Hz), a densidade das escamas aumenta, tendendo a criar uma superfície lisa (uniforme).

Os resultados obtidos da caracterização geométrica do cordão estão apresentados na Tab. 4.4. Partindo-se do fato de que o perfil de penetração ao longo da solda em alguns casos teve uma forma irregular, a penetração foi avaliada principalmente através da área fundida longitudinal (A_{fl}). Para avaliar as áreas fundidas longitudinais, foram analisadas sessões das amostras metalográficas com o mesmo comprimento igual a 48 mm. Foi medida também a área fundida transversal (A_{ft}), mas somente para cordões que tiveram os perfis de penetração mais regulares.

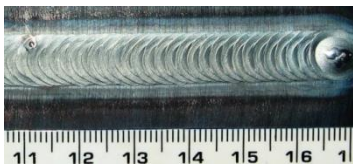
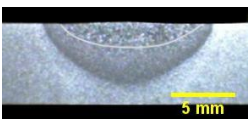
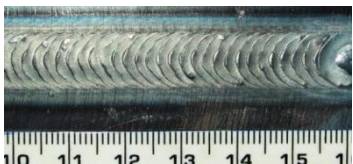
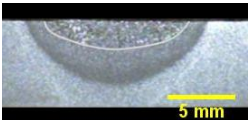
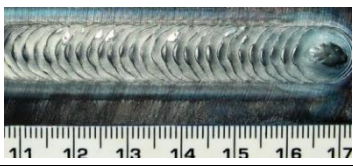
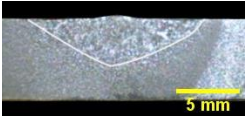
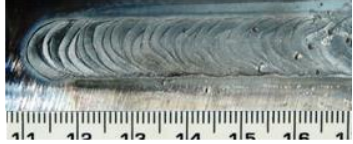
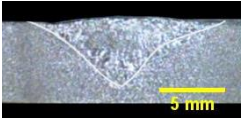
Analisando os resultados apresentados na Tab. 4.4, percebe-se que para as condições de soldagens experimentadas a frequência mínima de pulsação não pode ser menor de que 0,5 Hz, pois frequências mais baixas acarretam certa ondulação da linha de penetração, com redução drástica da penetração nos períodos de base da pulsação da corrente.

A aparência do cordão e o perfil longitudinal da área de fusão dos Testes 1 e 2 indicam que durante o pulso, o jato de plasma afasta a poça fundida (manifestação do efeito mecânico do jato de plasma), permitindo uma maior eficiência térmica a ser exercida por cima do metal base pelo acoplamento arco - poça. Durante as bases, por outro lado, este fenômeno (afastamento do metal da poça e a fusão acelerada do metal base) não está se manifestando. A outra conclusão, que pode ser induzida partindo dos resultados apresentados na Tab. 4.4 é que o aumento de frequência diminui o volume do metal de base fundido (avaliado pelas A_{fl} e A_{ft}), como mostrado nos testes 4 e 5. Estes resultados indicam que a duração do pulso de corrente deve ser longo o bastante para permitir que o jato de plasma gere um efeito mecânico, o que é responsável para o afastamento do metal líquido da poça de fusão, melhorando o "acesso" do acoplamento "arco-poça" ao metal de base, e assim promovendo sua fusão acelerada. O aumento da frequência de pulsação piora às condições (principalmente, os parâmetros temporais) para esses fenômenos acontecerem por completo.

A frequência mínima de pulsação que, por um lado, ainda assegura um perfil de zona de fusão suave e, por outro lado, garante uma penetração profunda, depende dos valores de corrente, velocidade de soldagem, do volume da poça de fusão, etc. Para as condições de soldagem utilizadas neste trabalho, tal frequência foi de cerca de 1 Hz, sendo assim a utilizada para demais testes de soldagem.

Para avaliar a influência da diferença da corrente de pulsação (ΔI), foram escolhidos quatro valores deste parâmetro, ou seja, 125 A, 195 A, 265 A e 335 A (Testes 8, 7, 6 e 4, respectivamente, na Tab. 4.3), que geram, para uma dada corrente média de 183 A, as correntes rms iguais a 193 A, 226 A, 207 A e 247 A, respectivamente. Os dados apresentados na Tab. 4.5 e na Fig. 4.10 mostram que a área fundida transversal (A_{ft}) e a penetração (P) são diretamente proporcionais à diferença da corrente de pulsação ΔI , enquanto que a largura do cordão (L) é menos susceptível a esta variável.

Tabela 4.5 - Influência da ΔI na aparência do cordão e na geometria da zona de fusão

Teste (Tabela 1)	Aspecto superficial do cordão	Seção transversal do cordão	$A_{ft}(mm^2)$	$L (mm)$	$P (mm)$
8 (ΔI 125 A)			16,9	11,7	1,9
7 (ΔI 195 A)			19,3	11,8	2,3
6 (ΔI 265 A)			23,8	13,1	3,1
4 (ΔI 335 A)			35,6	12,2	4,9

Levando em conta que durante esses testes o valor médio de corrente foi mantido constante (igual a 183 A), os resultados mostrados na Fig. 4.10 permitem supor, que na soldagem TIG pulsada, o volume do metal fundido (ou a eficiência térmica do processo) pode depender ou da I_{rms} (como uma derivada a partir do ΔI), ou de um efeito mecânico do jato de plasma (que é também um derivado do ΔI), ou de uma combinação de ambos.

Para separar uma possível influência do fator de I_{rms} de um efeito mecânico do jato de plasma na eficiência de fusão de metal base, foram realizados testes em condições de corrente constante, ou seja, com a I_{rms} igual ao valor da corrente constante, (Tab. 4.6 e Fig. 4.11). Os valores escolhidos de corrente constante foram de 183 A (igual ao valor médio da corrente pulsada dos Testes de 1 a 8), 193 A (igual ao valor rms da corrente pulsada do

Teste 8), 207 A (igual ao valor rms da corrente pulsada do Teste 7), 226 A (igual ao valor rms da corrente pulsada do Teste 6) e 247 A (igual ao valor rms da corrente pulsada dos Testes de 1 a 5). Para que o estudo seja mais completo, as condições de corrente constante foram estendidas abrangendo os valores de 100 A, 150 A, 200 A, 250 A e 300 A (Testes de 14 a 18).

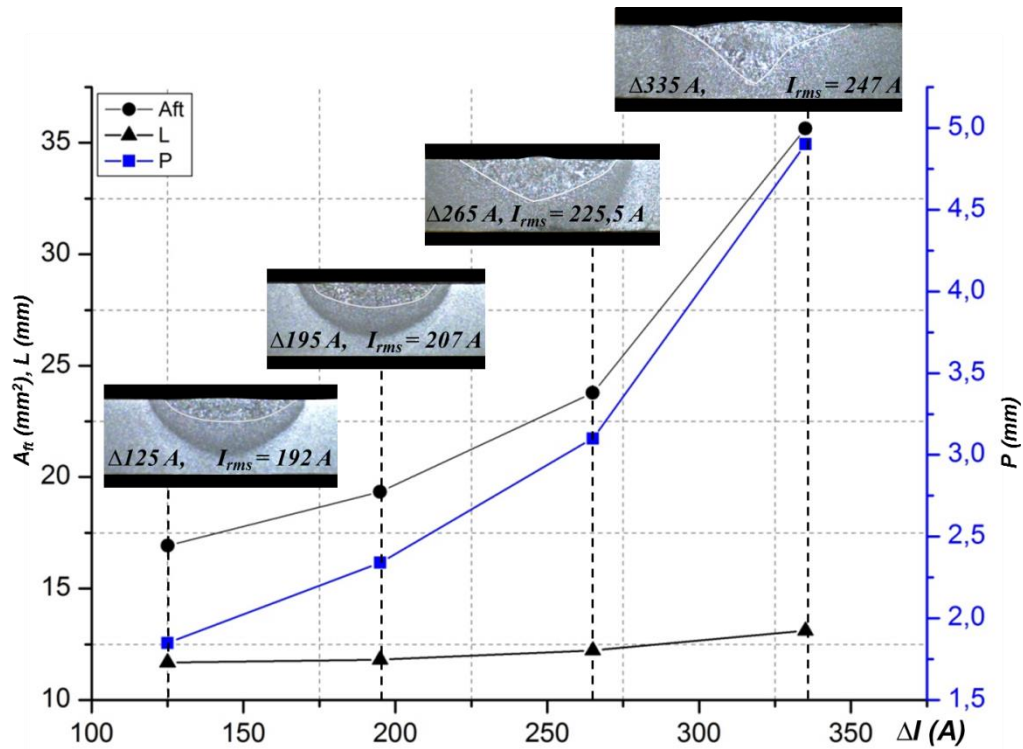
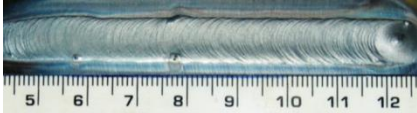
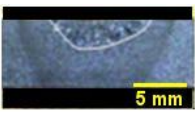
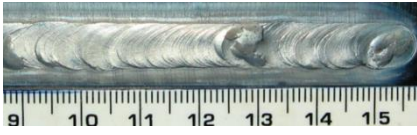
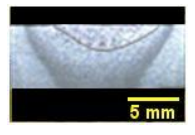


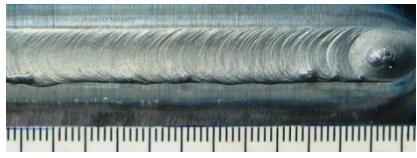
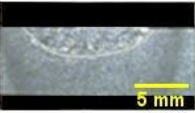
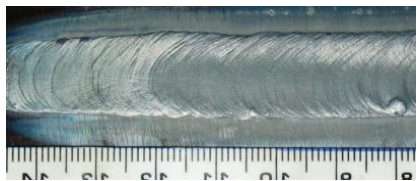
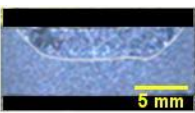
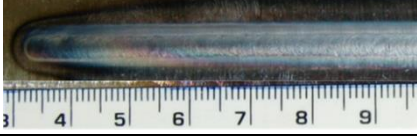
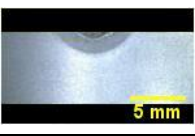
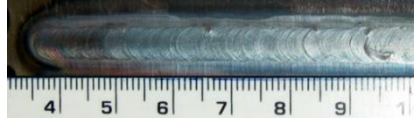

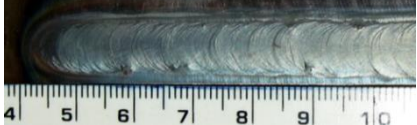
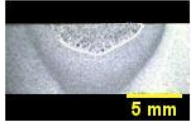
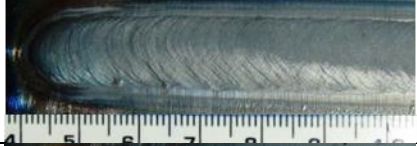
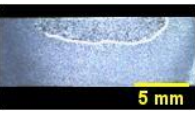

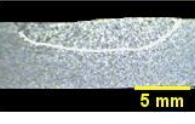


Figura 4.10 - Dependência dos parâmetros A_{ft} , P e L em relação à diferença da corrente de pulsação ΔI

Os resultados apresentados mostraram que os valores de correntes constantes iguais aos das correntes rms apresentaram quase as mesmas áreas de fusão que têm sido observadas nos respectivos testes de soldagem TIG pulsada. A única diferença observada é que a forma da zona de fusão (geometria) foi mais larga e rasa para o caso da corrente constante (Fig. 4.12).

Assim, é possível concluir que a maior penetração observada para a corrente pulsada é sim causada por um efeito mecânico de jato de plasma exercido sobre a poça de fusão (Fig. 4.12).

Tabela 4.6 - Influência do valor da corrente constante na aparência do cordão e na geometria da zona de fusão

Teste da Tabela 1	I (A)	Aspecto superficial do cordão	Seção transversal do cordão	A_{ft} (mm²)	L (mm)	P (mm)
9	183,0			15,9	9,1	2,5
13	192,9			14,8	9,6	2,3
12	206,9			17,6	8,8	2,8
11	225,5			23,9	12,1	2,6
10	247,0			33,7	15,1	2,9
14	100,0			1,7	3,3	0,8
15	150,0			6,9	6,4	1,9
16	200,0			15,7	8,8	2,6
17	250,0			23,2	11,8	2,5
18	300,0			33,9	14,6	3,0

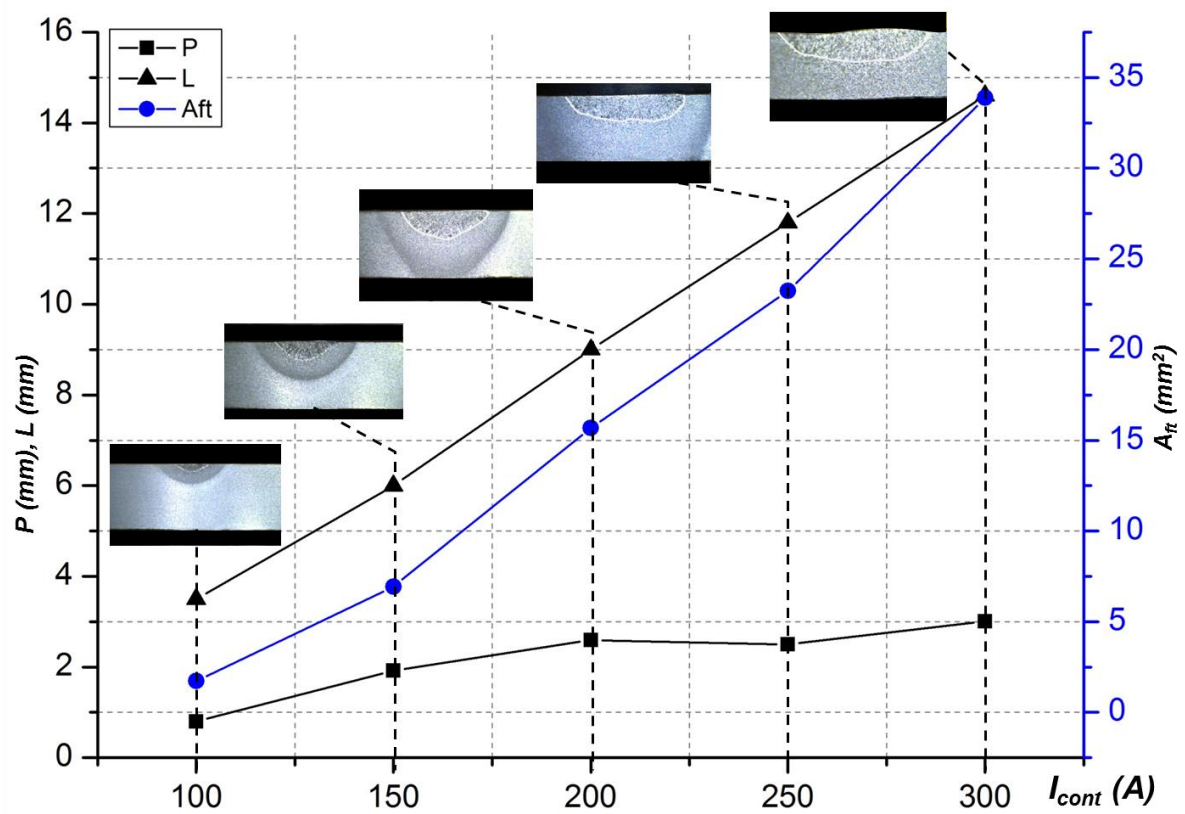


Figura 4.11 - Dependência dos parâmetros A_{ft} , P e L em relação aos valores de corrente constante

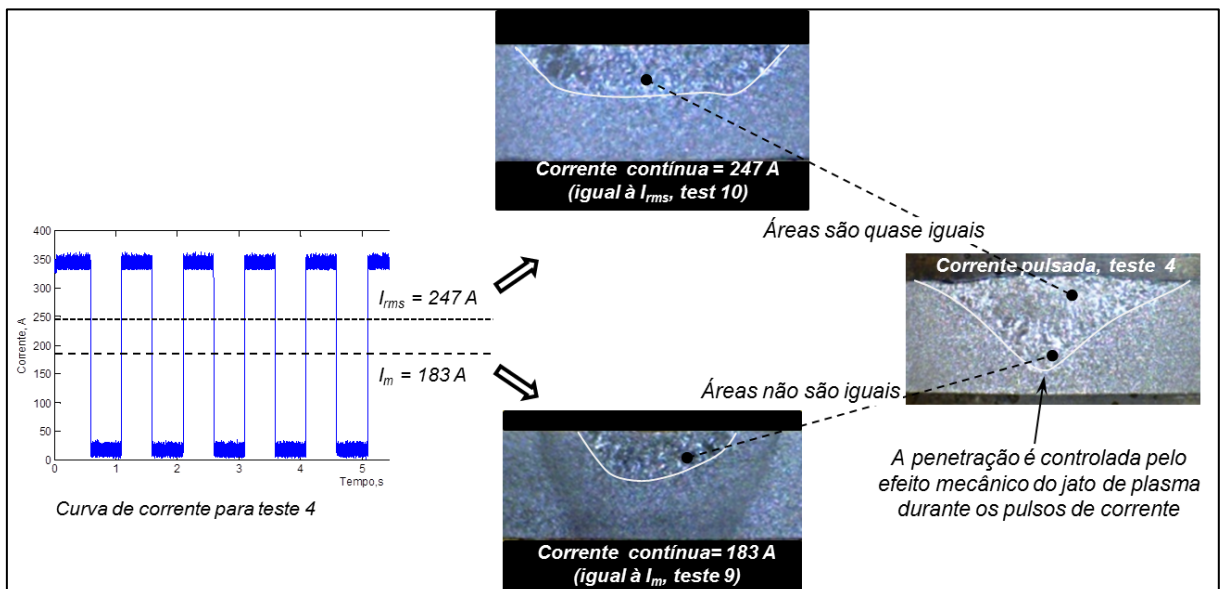


Figura 4.12 - Ilustração da influência do efeito mecânico do jato de plasma e do calor representado pelo valor da corrente eficaz na geometria do cordão na soldagem TIG pulsada

Os resultados obtidos demonstram que, na soldagem TIG pulsada, o valor da corrente eficaz determina o volume do metal de base fundido (em outras palavras, ele representa o

efeito térmico produzido), enquanto o efeito mecânico do jato de plasma durante os pulsos de corrente determina a geometria da zona fundida e, assim, a penetração da solda.

4.5 Influência da diferença de corrente entre corrente de pulso e de base na geração das cavidades em chapas de aço inoxidável

Os testes até agora foram feitos nas chapas de aço ao carbono. Para verificar a influência do material de base na formação de cordão e na geração das cavidades na soldagem TIG pulsada, foram feitos experimentos também nas chapas de aço inoxidável. Assim como nos testes com aço carbono, foram feitos testes com a simples deposição sobre chapa nas mesmas condições de soldagem, exceto a diferença de corrente, que foi escolhida de $\Delta I = 335$ A, $\Delta I = 245$ A e $\Delta I = 155$ A e a velocidade de soldagem (que passou de 12 cm/min para 15 cm/min). A Tabela 4.7 apresenta o planejamento experimental com os valores regulados e monitorados durante as soldagens.

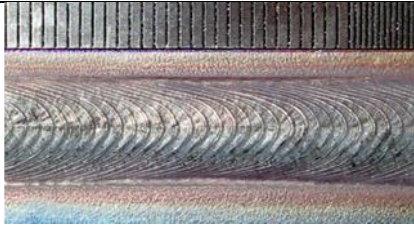
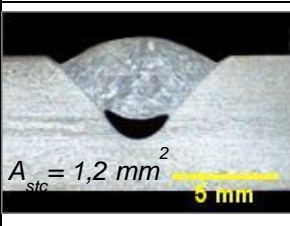
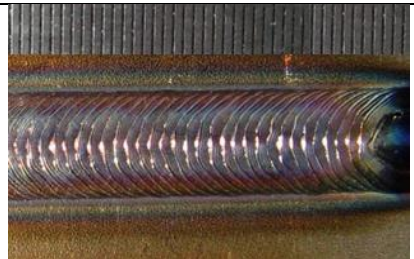
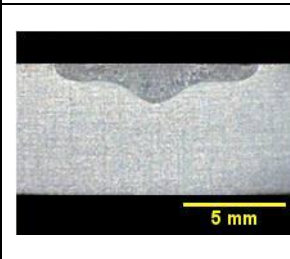
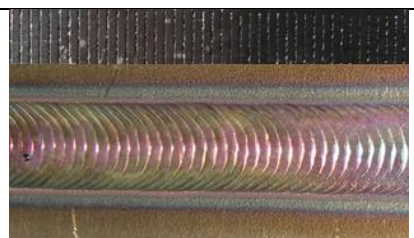
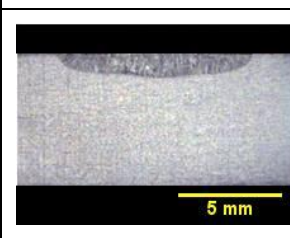
Tabela 4.7 - Parâmetros regulados e monitorados dos testes sobre a influência da corrente pulsada e da frequência de pulsação na ocorrência das cavidades em chapas de aço inoxidável

Teste	Valores regulados					Valores monitorados		
	f_p (Hz)	$t_p=t_b$ (s)	I_p (A)	I_b (A)	ΔI (A)	I_{rms} (A)	I_m (A)	U_m (V)
1	2,0	0,25	350	15	335	243	178	12,0
2			305	60	245	218	179	11,8
3			260	105	155	195	180	12,0

Assim como nos testes com aço carbono, para a avaliação das cavidades e das características geométricas do cordão foi realizada a análise metalográfica, cujos resultados são apresentados na Tab.4.8.

Os dados apresentados na Tab. 4.8 mostram que a área fundida, penetração e área de seção transversal de canal (A_{stc}) dependem fortemente da amplitude da corrente, assim como do valor de ΔI , da mesma maneira como foi observado no caso do aço carbono. Com o aumento da diferença da corrente, aumentam a penetração e a área fundida do cordão (ver os testes 1, 2 e 3). Também, como nos testes anteriores (com aço carbono), os resultados obtidos mostraram que as cavidades em questão foram presentes na frequência de pulsação baixa (2 Hz) e nas condições de alta ΔI ($\Delta I=335$ A).

Tabela 4.8 - Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes conforme as condições indicadas na Tab. 4.7

Teste	Aspecto superficial do cordão	Seção transversal do cordão	A_{ft} (mm²)	L (mm)	P (mm)
1 ($\Delta I=335$ A)			21,9	8,8	3,9
2 ($\Delta I=245$ A)			10,8	9,9	1,9
3 ($\Delta I=155$ A)			7,6	8,7	1,1

Obs.: “ A_{ft} , A_{stc} , L , P ” – área fundida do cordão, área de seção transversal de canal, largura e penetração do cordão. A_{ft} inclui a área da cavidade

Estes resultados também confirmaram que os pulsos com a corrente de menor amplitude acarretam menores volumes do metal fundido e os deslocamentos do metal líquido menos pronunciados. A maior diferença observada no caso do aço inoxidável é que a probabilidade da ocorrência das cavidades é maior do que nas chapas de aço ao carbono. As cavidades formadas ficam mais prolongadas e com tamanhos maiores. Pode se supor que isto tem a ver com a baixa condutividade térmica do aço inoxidável e/ou maior pureza do material (têm menos impurezas metálicas do que no aço ao carbono). Uma baixa condutividade térmica ajuda concentrar a energia térmica na poça, favorecendo à eficiência térmica e assim aumentando o volume do metal fundido com a viscosidade reduzida (que se torna fácil de ser expulso da cratera). Por isso daqui em diante foram utilizadas chapas de aço inoxidável com diferença de corrente $\Delta I = 335$ A.

4.6 Influência do formato de onda de corrente do processo TIG Pulsado na ocorrência das cavidades em chapas de aço inoxidável

Partindo da premissa que os efeitos térmico e mecânico dos pulsos de corrente (que são responsáveis pela formação dos canais) podem ser controlados pelo formato destes pulsos, a metodologia adotada neste trabalho se baseou na comparação da influência de pulsos de formato diferente (retangular e trapezoidal).

Conforme Scotti e Ponomarev (2008) existem dois fenômenos que regem a formação da solda, a saber, os efeitos térmicos e mecânicos. O efeito térmico se manifesta pelo calor transferido do arco para a poça de fusão, que usualmente é representado pela corrente RMS ou a corrente média. O efeito mecânico ocorre devido ao próprio jato de plasma e a pressão dos campos magnéticos criados pela corrente sendo conduzida no arco (quanto maior a corrente, maior a pressão sobre o material fundido). Segundo Tokar et al. (2013) na soldagem TIG Pulsada o efeito mecânico do jato de plasma durante os pulsos de corrente determina a geometria da zona fundida e, assim, a penetração da solda, enquanto o valor da corrente eficaz (que representa o efeito térmico) determina o volume do metal de base fundido.

Segundo Tokar et al. (2011, 2013), usualmente são utilizados pulsos de corrente de formato retangular (Fig.4.13, a). É considerado (suposto) que subidas bruscas (abruptas) de corrente aumentam a eficiência de fusão e expulsão do metal da poça. Por outro lado, reduções abruptas de corrente favorecem a solidificação rápida do metal expulso sem deixar que ele volte na poça, assim formando o canal.

Entretanto, é esperado que o formato trapezoidal do pulso (Fig.4.13, b) também possa oferecer algumas vantagens no que diz respeito à formação do canal. Pode ser que rampas de crescimento e diminuição lentas de corrente melhorem a robustez da formação dos canais devido a expulsão mais suave do metal e uma sustentação do metal expulso pela corrente após o pulso (rampa de redução). É planejado também experimentar o pulso com formato trapezoidal oblíquo (início sem rampa e final com diminuição lento da corrente ou, ao contrário, início com aumento lento da corrente e o final sem rampa), como é ilustrado na Fig. 4.13. É esperado que o pulso com o formato mostrado na Fig. 4.13, c possa ajudar a expulsar o material fundido durante o crescimento brusco de corrente, enquanto a diminuição lenta de corrente impeça que ele volte para a poça de fusão, deixando assim uma cratera no fundo de cordão. Ou talvez o pulso com o formato mostrado na Fig. 4.13, d possa expulsar o metal mais suavemente com um resfriamento pós-pulso do metal mais rápido e assim favorecer a formação de canais.

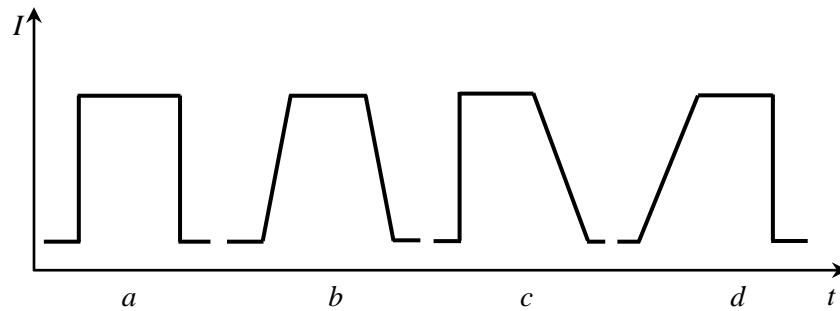


Figura 4.13 - Diferentes formatos de pulsos de corrente: a) pulso retangular; b) pulso trapezoidal; c) pulso trapezoidal oblíquo (início sem rampa e final com diminuição lento da corrente); d) pulso trapezoidal oblíquo (início com aumento lento da corrente e final sem rampa)

Foram programados e feitos 17 testes utilizando a mesma corrente média ($I_m = 183 \text{ A}$) e as mesmas amplitudes de corrente de pulso ($I_p = 350 \text{ A}$) e de base ($I_b = 15 \text{ A}$), mantendo assim a mesma diferença entre delas (ΔI) de 335 A . A velocidade de soldagem foi mantida constante em $15,0 \text{ cm/min}$. As variáveis foram os parâmetros de tempo de pulsação de corrente, a saber, a frequência de pulsação, as durações de rampas de subida e descida do pulso e as durações de pulso e de base. A Tab.4.9 apresenta o planejamento experimental juntamente com os valores monitorados durante as soldagens.


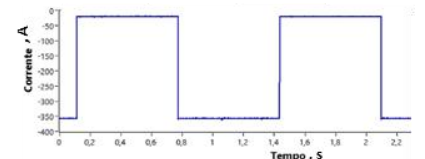
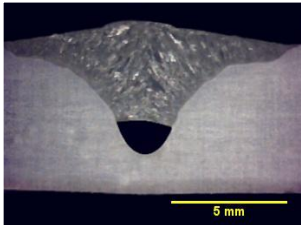
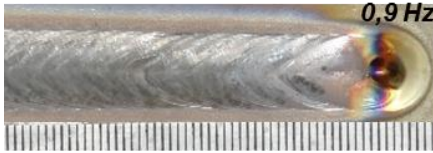
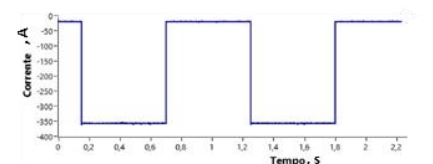
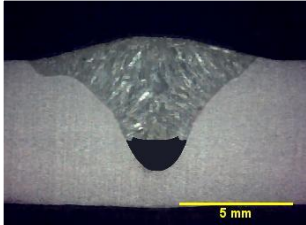

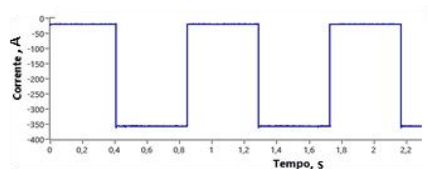
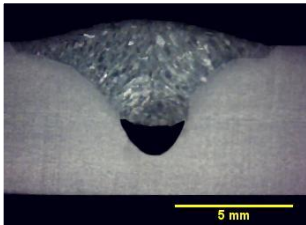
Tabela 4.9 - Parâmetros regulados e monitorados dos testes

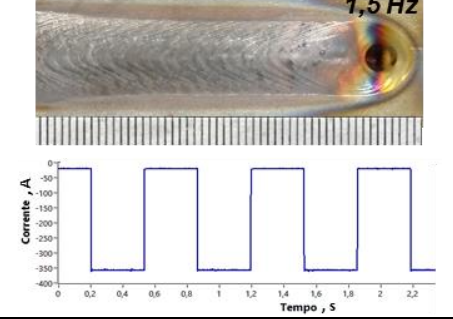
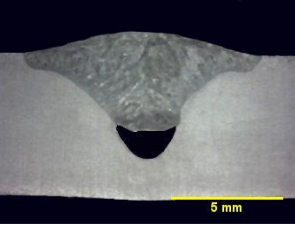
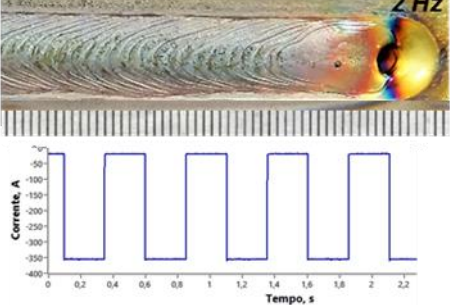
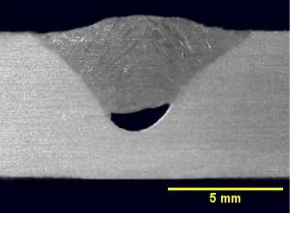
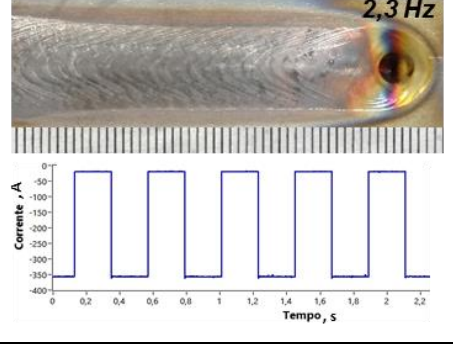
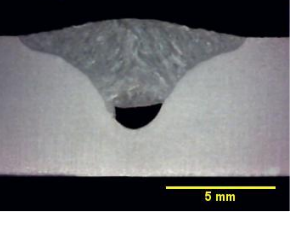
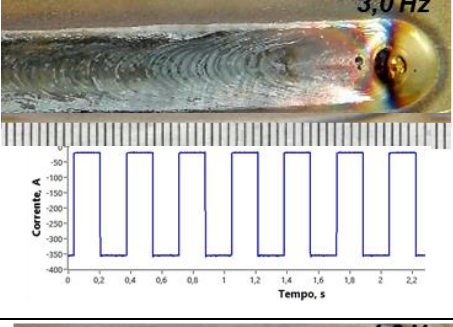
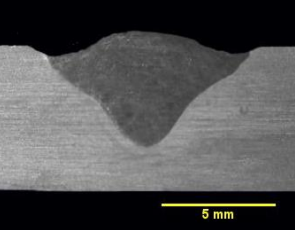
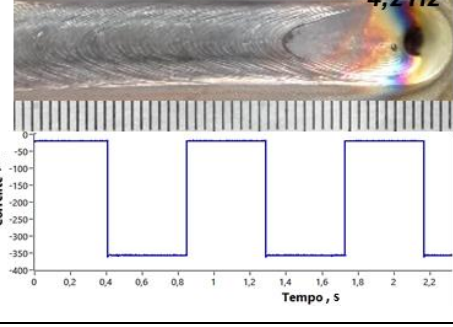
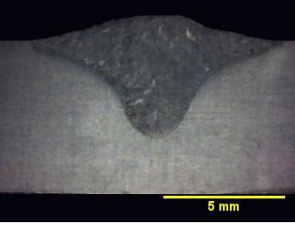
Teste	Valores regulados				Valores calculados			Valores monitorados (valores medidos)		
	f_p (Hz)	$t_p = t_b$ (s)	I_p (A)	I_b (A)	ΔI (A)	I_{rms} (A)	I_m (A)	I_{rms} (A)	I_m (A)	U_m (V)
Formato de pulso de corrente retangular										
1	0,8	0,6	350	15	335	248	183	246	180	11,5
2	0,9	0,55						252	187	11,4
3	1,0	0,44						249	184	11,2
4	1,5	0,34						252	187	11,2
5	2,0	0,25						251	183	11,3
6	2,3	0,22						252	188	11,1
7	3,0	0,17						250	184	11,2
8	4,2	0,12						253	189	11,4
Formato de pulso de corrente trapezoidal										
9	1,25	Ver Fig. 4	350	15	335	248	183	231	190	10,6
10								242	188	10,7
11								242	189	10,9
12								242	189	11,4
Pacote de pulsos de corrente de formato retangular										
13	1,25	Ver Fig. 5	350	15	335	248	183	252	188	12,0
14								254	190	11,4
15								254	191	11,9
16								250	185	11,7

4.6.1 Influência da frequência do pulso de corrente retangular na geometria do cordão e na formação dos canais

O objetivo principal desta etapa foi encontrar valores máximos e mínimos da frequência de pulsação (do formato retangular) que determinam a faixa com maior robustez da formação de canais (Testes de 1 a 8 da Tab. 4.9). Os resultados são apresentados na Tab. 4.10.

Tabela 4.10 - Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes com pulso de corrente retangular conforme as condições indicadas na Tab. 4.9

Teste	Oscilograma da corrente pulsada e aparência do cordão	Macroestrutura e geometria do cordão
1	 	 $A_{ft} = 26,7 \text{ mm}^2$ $A_{stc} = 1,9 \text{ mm}^2$ $L = 11,2 \text{ mm}$ $P = 4,5 \text{ mm}$
2	 	 $A_{ft} = 26,4 \text{ mm}^2$ $A_{stc} = 2,5 \text{ mm}^2$ $L = 10,3 \text{ mm}$ $P = 4,6 \text{ mm}$
3	 	 $A_{ft} = 24,6 \text{ mm}^2$ $A_{stc} = 2,0 \text{ mm}^2$ $L = 10,2 \text{ mm}$ $P = 4,5 \text{ mm}$

Teste	Oscilograma da corrente pulsada e aparência do cordão	Macroestrutura e geometria do cordão
4		 <p> $A_{ft} = 25,9 \text{ mm}^2$ $A_{stc} = 2,3 \text{ mm}^2$ $L = 10,1 \text{ mm}$ $P = 4,4 \text{ mm}$ </p>
5		 <p> $A_{ft} = 24,8 \text{ mm}^2$ $A_{stc} = 1,8 \text{ mm}^2$ $L = 9,8 \text{ mm}$ $P = 4,3 \text{ mm}$ </p>
6		 <p> $A_{ft} = 22,7 \text{ mm}^2$ $A_{stc} = 1,7 \text{ mm}^2$ $L = 9,9 \text{ mm}$ $P = 4,1 \text{ mm}$ </p>
7		 <p> $A_{ft} = 22,8 \text{ mm}^2$ $L = 10,0 \text{ mm}$ $P = 3,7 \text{ mm}$ </p>
8		 <p> $A_{ft} = 22,1 \text{ mm}^2$ $L = 9,5 \text{ mm}$ $P = 3,9 \text{ mm}$ </p>

Obs.: " A_{ft} , A_{stc} , L , P " – área fundida do cordão, área de seção transversal de canal, largura e penetração do cordão. A_{ft} inclui a área da cavidade

Os dados apresentados na Tab. 4.10 e Fig. 4.14 mostram que a área fundida, penetração, largura (A_{ft} , P , L) e área de seção transversal de canal (A_{stc}) em geral dependem fortemente da frequência de pulsação. No geral, o aumento da frequência de pulsação provoca uma diminuição da penetração e da largura do cordão e, logo, da área fundida. Também, como nos testes anteriores (com aço carbono), os resultados obtidos mostraram que as cavidades foram presentes em todas as frequências utilizadas, mas se tornaram mais alongadas e alinhadas (formando canais) com a frequência de pulsação na faixa de 0,9 Hz a 2,3 Hz, como ilustra a Fig. 4.15.

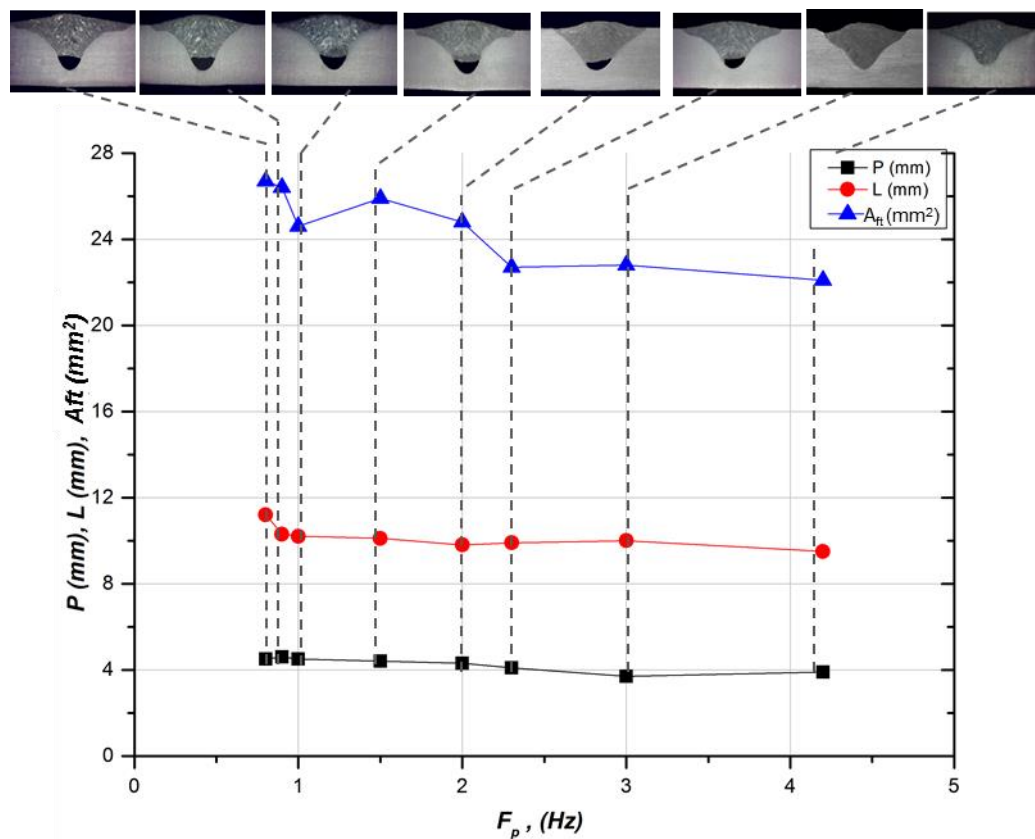


Figura 4.14 - Influência da frequência de pulsação nos parâmetros geométricos (P , L , A_{ft}) dos cordões

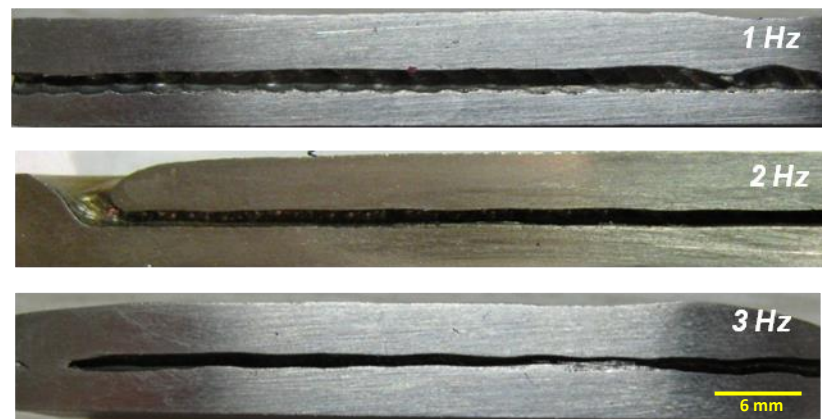
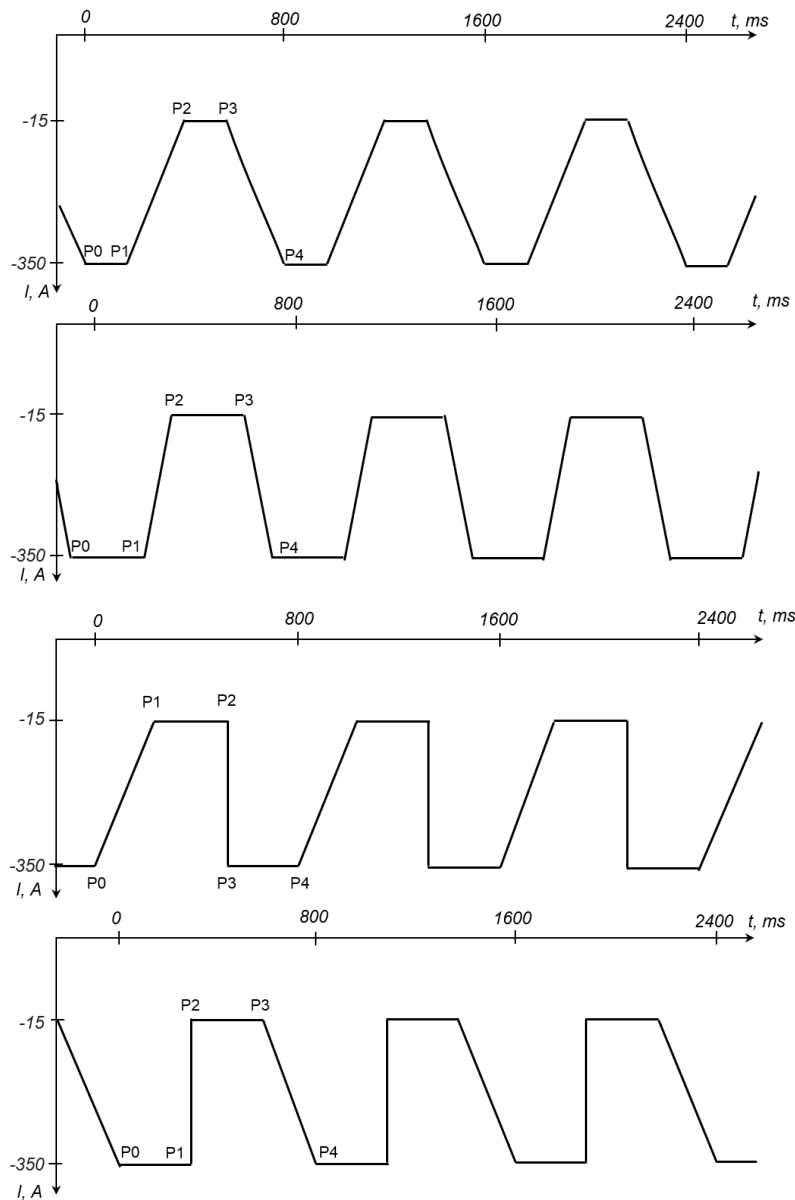


Figura 4.15 – Influência da frequência da pulsação sobre a geração das cavidades em seções longitudinais do cordão com $\Delta I = 335$ A em chapas de aço inoxidável

Estes resultados confirmaram mais uma vez a hipótese mencionada anteriormente a respeito do aço carbono; o tamanho da cavidade depende da duração do tempo de pulsos. Pulsos mais longos de corrente (com durações na faixa de 0,22 s a 0,55 s) provocam uma expulsão de massa maior de metal fundido e o deslocamento deste em uma distância mais longa da cratera formada. Nestas condições o metal fundido tem menos chances de voltar ao seu lugar anterior (ou seja, escorrer por completo na cratera) antes da sua solidificação, gerando uma cavidade, o que é ilustrado nas Figs. 4.14 e 4.15.

4.6.2 Influência do formato trapezoidal de pulso de corrente na formação dos canais

Os testes desta etapa foram feitos com o objetivo de avaliar o efeito do formato trapezoidal do pulso de corrente na robustez da formação de canais (testes de 10 a 13 da Tab. 4.9). Foram variadas as durações de rampas de subida e descida do pulso conforme a Fig. 4.16. Os formatos testados, assim como a parametrização para o levantamento deles, são apresentados na Fig. 4.16 e os resultados obtidos são mostrados na Tab. 4.11.



a)

Dados para teste 9, a)

Ponto	t (ms)	I (A)
P0	0,0	-15,0
P1	171,4	-15,0
P2	400,0	-350,0
P3	571,0	-350,0
P4	800,0	-15,0

b)

Dados para teste 10, b)

Ponto	t (ms)	I (A)
P0	0,0	-15,0
P1	285,7	-15,0
P2	400,0	-350,0
P3	685,7	-350,0
P4	800,0	-15,0

c)

Dados para teste 11, c)

Ponto	t (ms)	I (A)
P0	0,0	-15,0
P1	285,7	-15,0
P2	285,7	-350,0
P3	571,0	-350,0
P4	800,0	-15,0

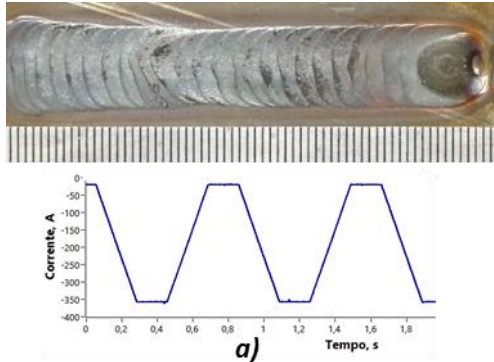
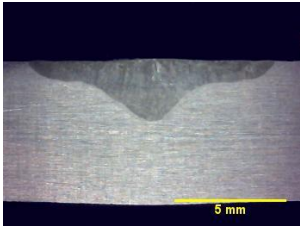
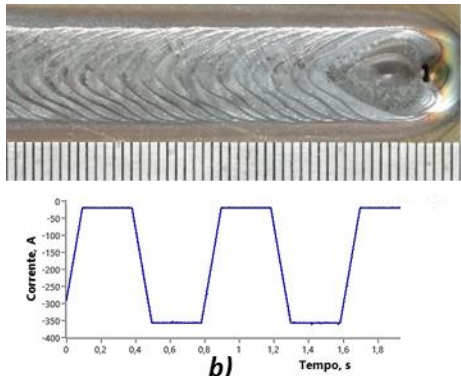
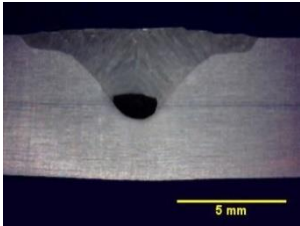
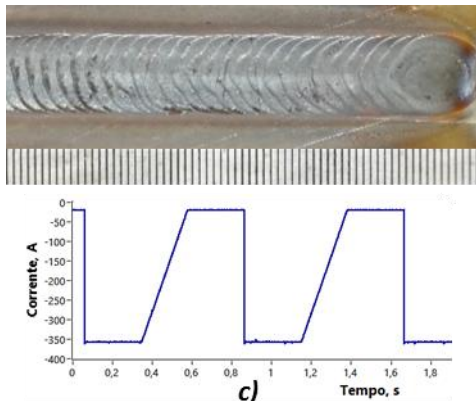
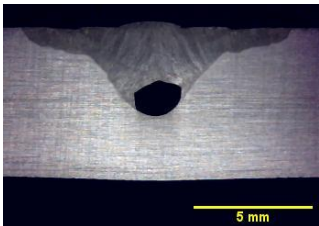
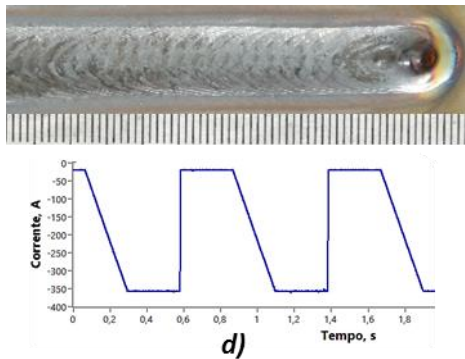
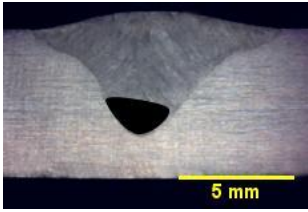
d)

Dados para teste 12, d)

Ponto	t (ms)	I (A)
P0	0,0	350,0
P1	285,7	350,0
P2	285,7	15,0
P3	571,0	15,0
P4	800,0	350,0

Figura 4.16 - Formatos dos pulsos trapezoidais de corrente com respectiva parametrização. a) pulso de formato de trapézio isósceles com patamar curto; b) pulso de formato de trapézio isósceles com patamar longo; c) pulso de formato de trapézio oblíquo com rampa de descida de corrente no final; d) pulso de formato de trapézio oblíquo com rampa de crescimento de corrente no início

Tabela 4.11 - Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes com pulsos de corrente de formato trapezoidal conforme as condições indicadas na Tab. 4.9

Teste	Oscilograma da corrente pulsada e aparência do cordão	Macroestrutura e geometria do cordão (A_{ft} , L , P)
9	 <p>a)</p>	 <p> $A_{ft} = 14,9 \text{ mm}^2$ $L = 10,9 \text{ mm}$ $P = 2,5 \text{ mm}$ </p>
10	 <p>b)</p>	 <p> $A_{ft} = 19,9 \text{ mm}^2$ $A_{stc} = 1,8 \text{ mm}^2$ $L = 10,3 \text{ mm}$ $P = 3,6 \text{ mm}$ </p>
11	 <p>c)</p>	 <p> $A_{ft} = 19,2 \text{ mm}^2$ $A_{stc} = 2,1 \text{ mm}^2$ $L = 11,3 \text{ mm}$ $P = 3,6 \text{ mm}$ </p>
12	 <p>d)</p>	 <p> $A_{ft} = 26,2 \text{ mm}^2$ $A_{stc} = 2,3 \text{ mm}^2$ $L = 10,0 \text{ mm}$ $P = 4,4 \text{ mm}$ </p>

Obs.: " A_{ft} , A_{stc} , L , P " – área fundida do cordão, área de seção transversal de canal, largura e penetração do cordão. A_{ft} inclui a área da cavidade.

Segundo os resultados obtidos, a aparência e geometria do cordão dependem fortemente do formato de pulso de corrente. Por exemplo, para Teste 9 (pulso de formato de trapézio isósceles com o patamar curto) a penetração e área fundida foram bem menores em comparação com Testes 10, 11 e 12. Este resultado pode ser explicado da maneira como se segue. Neste formato de pulso, o patamar curto não é suficiente para a ação do arco no que diz respeito à fusão do metal de base acontecer com uma plena eficiência. No Teste 10 com pulso de formato de trapézio isósceles com patamar longo, a penetração e a área fundida aumentaram, pois o tempo de ação do arco foi maior. O mesmo pode ser dito sobre o Teste 11. O uso do formato de pulso do tipo trapézio oblíquo com uma rampa de crescimento da corrente no início acarretou um aumento da penetração.

No geral, foi observado que o uso dos formatos de pulso de corrente do tipo de trapézio não resultou em um aumento da robustez da formação de canais, ou seja, a hipótese feita no Item 4.6 não foi confirmada, pois as cavidades observadas não foram contínuas, e mais, não foram presentes no cordão do Teste 9.

4.6.3 Influência do “pacote” de pulsos de corrente composto por dois pulsos consecutivos (um longo seguido por outro curto) na formação dos canais

Com o intuito de aumentar a robustez da formação de canais foi também utilizado um “pacote” de pulsos de corrente composto por dois pulsos consecutivos (um longo seguido por outro curto) de formato retangular. Espere-se que, após a fusão e a expulsão do metal líquido da poça devido a ação do primeiro pulso (longo), o metal expulso começasse a se solidificar na primeira fase da corrente baixa (tempo de base), e o pulso seguinte (curto), que chega logo, prevenisse contra o escorrimento do metal de volta na poça de fusão (ação mecânica do pulso). Durante a segunda base (curta) – pós-pulso longo – ocorrerá a solidificação total do metal expulso formando uma cavidade no fundo da poça. Ou seja, a base curta e o pulso curto teriam como função auxiliar na prevenção do escorrimento do metal expulso. Os formatos testados, assim como a parametrização para o levantamento deles, são apresentados na Tab. 4.12 e na Fig. 4.17. Os resultados (canais e características geométricas do cordão e oscilogramas) obtidos são mostrados na Tab. 4.13.

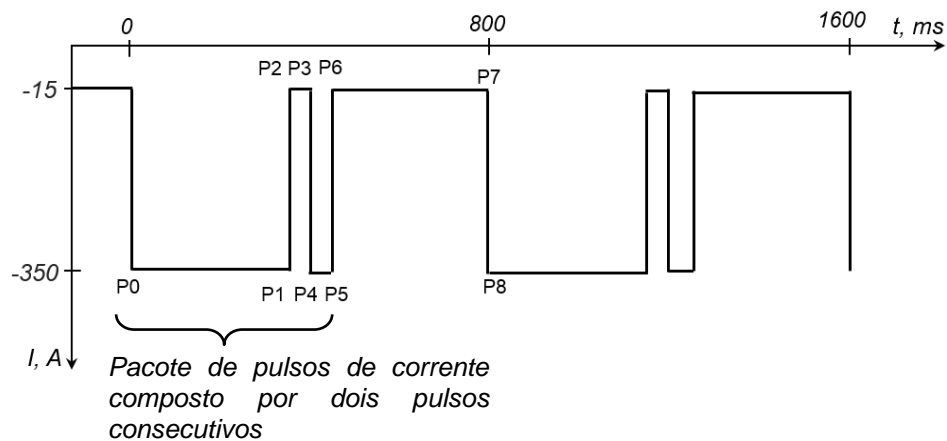


Figura 4.17 - Ilustração da curva de corrente com os pacotes de pulsos

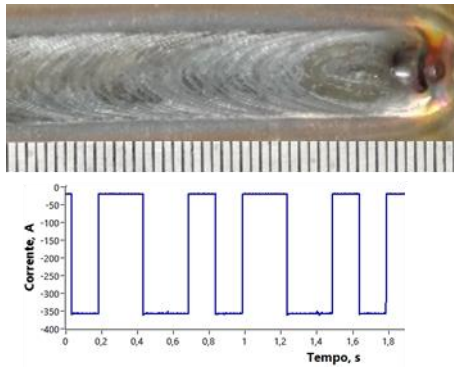
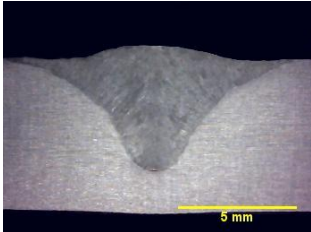
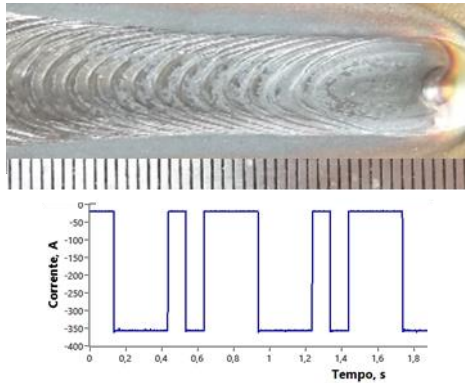
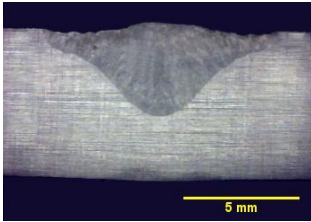
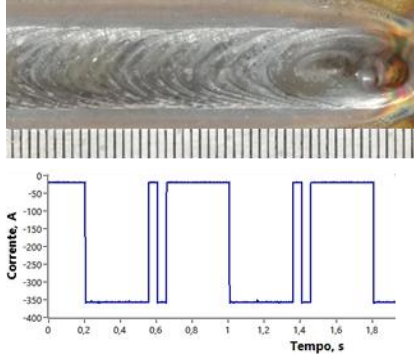
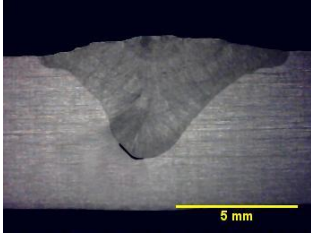
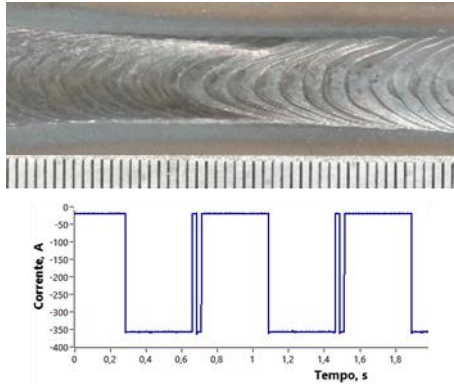
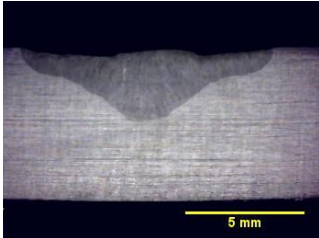
Tabela 4.12 - Dados para o levantamento do “pacote” de pulsos

Teste 13			Teste 14			Teste 15			Teste 16		
“250 e 150 ms”			“300 e 100 ms”			“350 e 50 ms”			“375 e 25 ms”		
Np	t (ms)	I (A)	Np	t (ms)	I (A)	Np	t (ms)	I (A)	Np	t (ms)	I (A)
P0	0,0	350	P0	0,0	350	P0	0,0	350	P0	0,0	350
P1	250,0	350	P1	300,0	350	P1	350,0	350	P1	375,0	350
P2	250,0	15	P2	300,0	15	P2	350,0	15	P2	375,0	15
P3	400,0	15	P3	400,0	15	P3	400,0	15	P3	400,0	15
P4	400,0	350	P4	400,0	350	P4	400,0	350	P4	400,0	350
P5	550,0	350	P5	500,0	350	P5	450,0	350	P5	425,0	350
P6	550,0	15	P6	500,0	15	P6	450,0	15	P6	425,0	15
P7	800,0	15	P7	800,0	15	P7	800,0	15	P7	800,0	15
P8	800,0	350	P8	800,0	350	P8	800,0	350	P8	800,0	350

Obs.: “250 e 150 ms” – durações do pulso longo e curto

Os resultados apresentados na Tab. 4.13 mostram que a geometria da área fundida pode ser afetada pelos parâmetros de tempo do “pacote” de pulsos de corrente (durações de pulsos e de bases). Mas esta abordagem não aumentou a robustez da formação das cavidades. Os pulsos adicionais não apresentaram o efeito mecânico de sustentação do metal expulso como era esperado. O metal ainda tende a escorrer de volta na cratera da poça.

Tabela 4.13 - Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes com “pacote” de pulsos de corrente conforme as condições indicadas nas Tabs. 4.9 e 4.12

Teste	Oscilograma da corrente pulsada e aparência do cordão	Macroestrutura e geometria do cordão (A_{ft} , L , P)
13		 $A_{ft} = 23,6 \text{ mm}^2$ $L = 10,3 \text{ mm}$ $P = 4,5 \text{ mm}$
14		 $A_{ft} = 19,8 \text{ mm}^2$ $L = 9,7 \text{ mm}$ $P = 3,6 \text{ mm}$
15		 $A_{ft} = 24,1 \text{ mm}^2$ $L = 10,5 \text{ mm}$ $P = 4,2 \text{ mm}$
16		 $A_{ft} = 15,7 \text{ mm}^2$ $L = 10,3 \text{ mm}$ $P = 2,9 \text{ mm}$

Obs.: “ A_{ft} , L , P ” – área fundida, largura, penetração do cordão

Conclui-se finalmente que a técnica de confecção de canais subsuperficiais com a soldagem TIG (corrente pulsada de alta amplitude) é bastante promissora devido à formação de canais de razoável diâmetro e longos o bastante. Entretanto, a formação dos canais foi mais robusta (consistente) usando o formato retangular de pulso de corrente comparando com outros formatos testados, a saber, trapezoidal ou trapezoidal oblíquo e retangular com “pacote” de pulsos de corrente composto por dois pulsos consecutivos.

4.7 Influência do ângulo de afiação do eletrodo na ocorrência das cavidades em chapas de aço inoxidável

No Capítulo II (Revisão Bibliográfica) foram mencionados alguns trabalhos em que foi mostrado que o ângulo de afiação do eletrodo influi na ocorrência das cavidades (EROHIN; BUKAROV; ISHENKO, 1972). Mas as informações foram não muito sistemáticas, dificultando o aproveitamento das mesmas neste trabalho. Por isso, foram feitos testes com o ângulo de afiação do eletrodo (γ) variado dentro da faixa de 30° a 80°, conforme a Tab. 4.14. As condições de soldagens foram próximas às dos testes apresentados acima (por exemplo, no item 4.5).

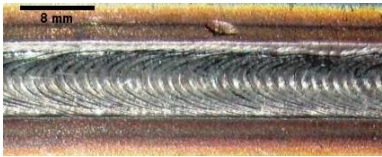
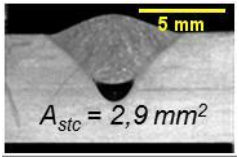
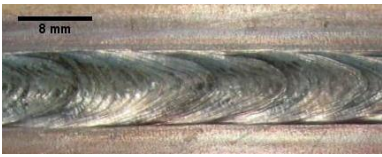
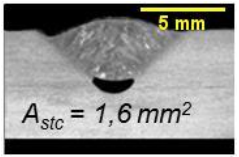

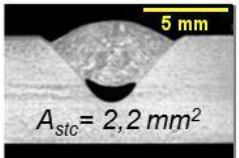

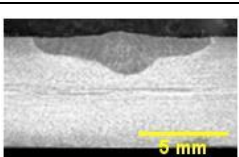
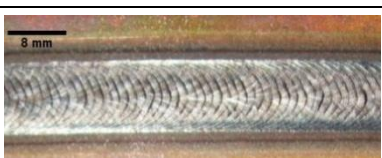
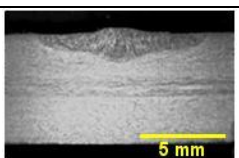
Tabela 4.14 - Parâmetros regulados e monitorados dos testes sobre a influência do ângulo de afiação do eletrodo na ocorrência das cavidades em chapas de aço inoxidável

Teste	Valores regulados								Valores monitorados		
	γ (°)	f_p (Hz)	$t_p = t_b$ (s)	I_p (A)	I_b (A)	ΔI (A)	I_{rms} (A)	I_m (A)	I_{rms} (A)	I_m (A)	U_m (V)
1	30	2,0	0,25	350	15	335	248	183	243	178	11,4
2	40								244	179	12,2
3	60								243	178	11,8
4	70								243	178	11,0
5	80								244	179	10,4

A Tabela 4.15 ilustra o aspecto superficial e apresenta os parâmetros geométricos dos cordões feitos. Pode-se perceber dos resultados obtidos que os cordões feitos com os ângulos mais agudos (40 e 60°) apresentaram formação de mordeduras, ao passo que com os ângulos mais obtusos (70 - 80°) o cordão se formou sem defeito superficial qualquer. Segundo Erohin (1972), este resultado pode ser explicado da seguinte maneira. As mordeduras se formam nos casos quando o nível de metal líquido nas bordas da solda, de onde começa a solidificação, está abaixo da superfície do metal sólido, devido à inclinação significativa da poça (λ) e alta velocidade de solidificação. No caso da ponta aguda, a pressão do arco se torna mais concentrada aumentando a depressão da poça e, assim,

favorecendo ao aumento da profundidade da mordedura. Este fenômeno é ilustrado esquematicamente na Fig. 4.18.

Tabela 4.15 - Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes conforme as condições indicadas na Tab. 4.14

Teste (γ)	Aspecto superficial do cordão	Seção transversal do cordão	$A_{ft} (mm^2)$	$L (mm)$	$P (mm)$
1 (30°)			20,5	8,9	3,7
2 (40°)			20,4	8,3	3,8
3 (60°)			21,9	8,8	3,9
4 (70°)			13,8	10,1	1,9
5 (80°)			11,4	9,8	1,6

Obs.: As amostras metalográficas foram preparadas da mesma maneira como é descrito no item 4.5. A_{ft} inclui a área da cavidade

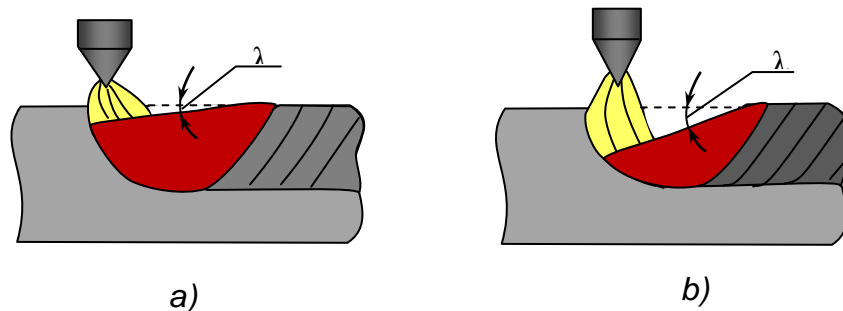


Figura 4.18 – Influência do ângulo de afiação do eletrodo na formação das mordeduras; (a) ponta obtusa; (b) ponta aguda

Partindo-se do fato de que o perfil de penetração da solda em algumas condições de soldagem teve uma forma irregular (veja os testes 4 e 5 na Tab. 4.15), a penetração foi avaliada por seu valor máximo alcançado.

Os resultados apresentados na Tab. 4.15 mostram que os menores ângulos de afiação do eletrodo (30° , 40° e 60°) favorecem o perfil da zona de fusão de um formato “triangular” com a área fundida e a penetração altas, ao passo que os ângulos maiores (70° e 80°) acarretam um perfil achatado (largo e raso) da zona fundida e de menor área, o que é ilustrado pela Figura 4.19.

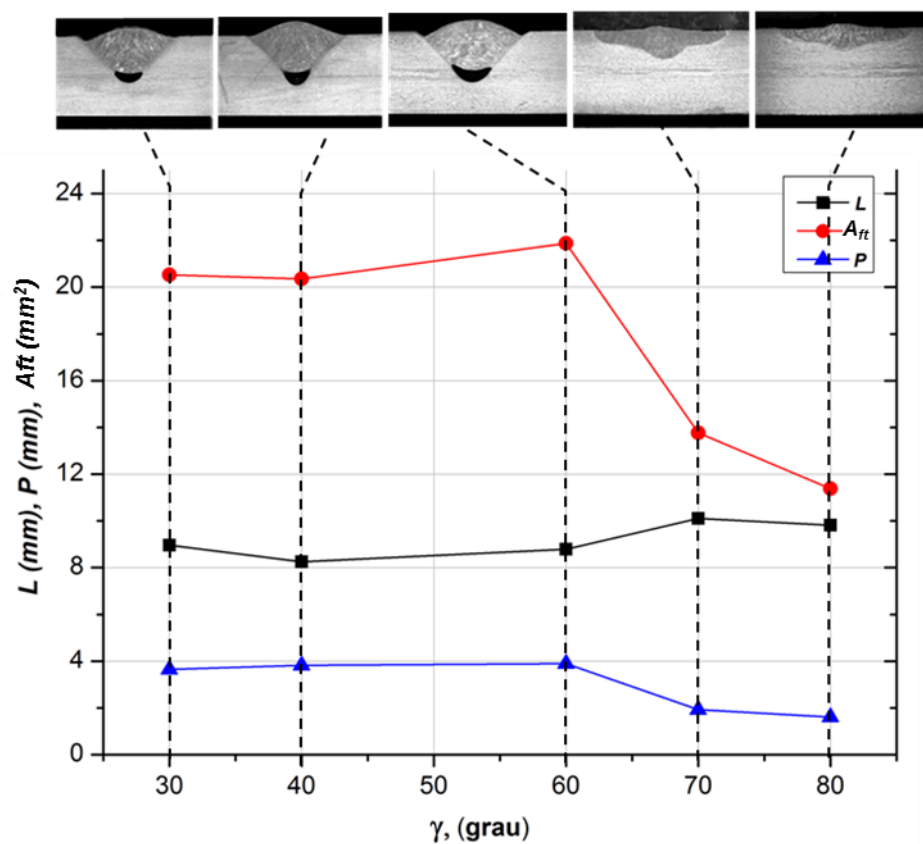


Figura 4.19 - Influência do ângulo de afiação do eletrodo sobre os parâmetros geométricos (P , L , A_{ft}) do cordão

O caráter da influência do ângulo de afiação do eletrodo na penetração e na largura do cordão, mostrado na Fig. 4.19, pode ser explicado levando em consideração os valores da tensão apresentados na Tab. 4.14. A menor tensão foi registrada nos testes com os eletrodos obtusos. Este fato deixa supor que, neste caso, o arco também permanecia mais curto, apesar do fato que os testes foram feitos com o mesmo comprimento de arco (distância eletrodo-peça) de 3,5 mm. Este fenômeno pode ser explicado pelo fato de que com o aumento da corrente (durante o pulso) o arco no caso dos ângulos obtusos se torna mais largo com um acréscimo de seu comprimento limitado, ao passo que no caso dos

ângulos agudos, o comprimento de arco cresce bem mais (devido ao requisito de haver a mesma área da mancha ativa na ponta de eletrodo para a mesma corrente), como mostrado na Fig. 4.20.

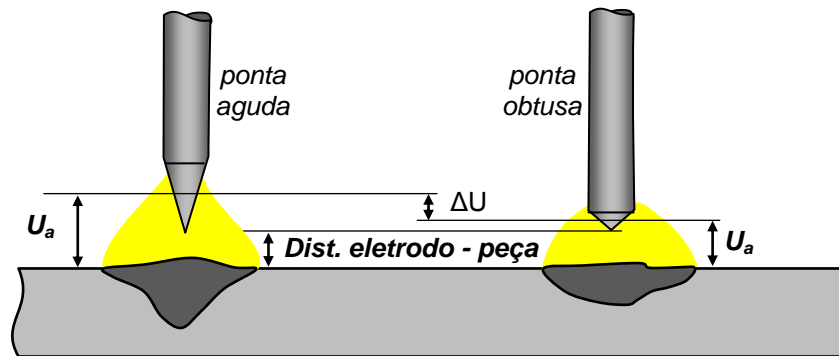


Figura 4.20 – Influência do ângulo de afiação do eletrodo sobre a tensão do arco e na geometria da zona fundida

Estes resultados confirmam a hipótese do Erohin (1971), que mostrou que a redução do ângulo de afiação de eletrodo aumenta a concentração do fluxo de calor na peça, ou seja, cresce a densidade da corrente e, conseqüentemente, a pressão de arco (acarretando assim um aumento certo da penetração). Vale mencionar que na literatura se encontra trabalhos com resultados opostos. Por exemplo, Key (1980) mostrou que quanto menor é o ângulo de afiação do eletrodo, menor se torna a penetração.

Além da influência nos parâmetros geométricos do cordão, o ângulo de afiação do eletrodo influi também na formação das cavidades no fundo de cordão, como pode ser observado na Tab. 4.15. Estas cavidades foram mais pronunciadas nos ângulos com ponta de 60°, chegando a se tornar alongadas (até 12 - 13 cm) e alinhadas com o eixo do cordão, como ilustra a Fig. 4.21.

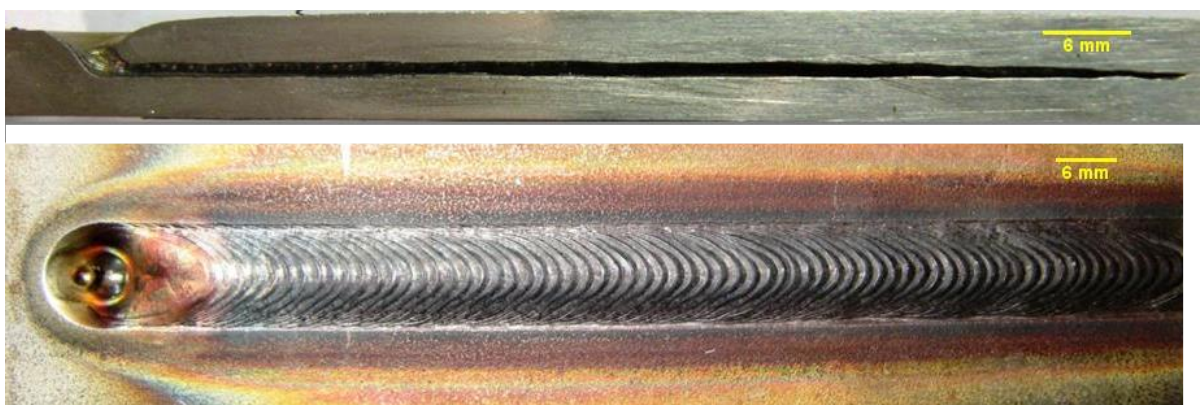


Figura 4.21 - Cavidade alongada e alinhada com o eixo do cordão (ângulo de afiação do eletrodo de 60°)

Para os ângulos de afiação do eletrodo de 30° a 40° , estas cavidades não foram contínuas (chegando, no máximo 50 - 70 mm), enquanto que para os ângulos de 70° a 80° o cordão foi maciço (sem a presença de cavidades). Segundo Erohin; Bukarov; Ishenko (1972) este fenômeno pode ser explicado pela influência da forma da ponta de eletrodo sobre os parâmetros dinâmicos da pressão do fluxo de plasma do arco. Os ângulos menores provocam o aumento da concentração da pressão de arco sobre a poça, deslocando o metal líquido para cima. Com grandes ângulos de afiação do eletrodo, o fluxo de arco é distribuído mais uniformemente sobre toda a superfície do metal líquido. O arco, neste caso, não se aprofunda muito dentro da poça, formando uma cratera mais rasa. Considerando que os melhores resultados de formação das cavidades foram observados no ângulo de afiação do eletrodo de 60° , este ângulo será usado para demais testes neste trabalho.

4.8 Influência do ângulo de ataque da tocha na geração das cavidades em chapas de aço inoxidável

Assim como nos testes descritos no item anterior, foram feitas simples deposições sobre chapa nas mesmas condições de soldagem, exceto que o ângulo de afiação foi mantido sempre em 60° , e o ângulo de ataque foi submetido as variações (assumindo os valores negativos - puxando, e positivos - empurrando), conforme a Tab. 4.16. O comprimento de arco (L_a), ou distância da ponta do eletrodo até a chapa, foi medido como mostrado na Fig. 4.22 e mantido constante em 3,5 mm.

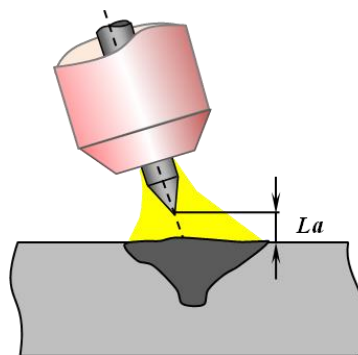


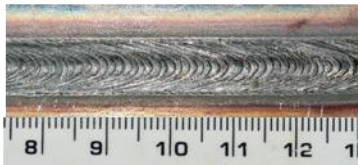
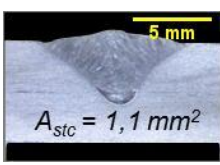
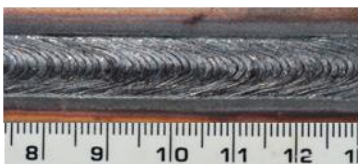
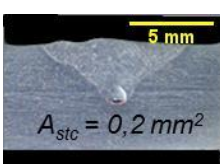
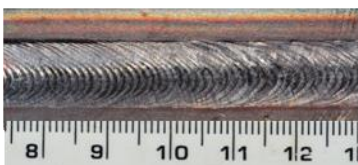
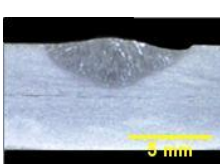
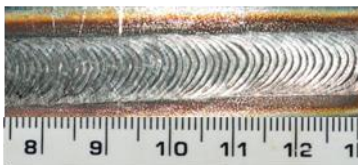
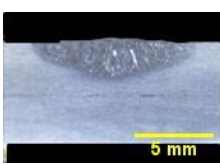
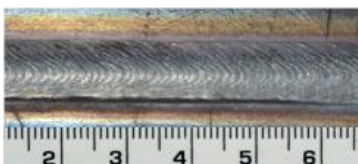
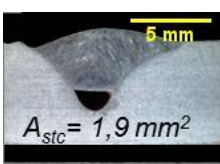
Figura 4.22 - Representação esquemática da medida do comprimento de arco

Assim como nos testes preliminares, para determinar as características geométricas do cordão foi realizada a análise metalográfica, cujos resultados são apresentados na Tab. 4.17.

Tabela 4.16 - Parâmetros regulados e monitorados dos testes sobre a influência do ângulo de ataque da tocha na ocorrência das cavidades em chapas de aço inoxidável

Teste	Valores regulados								Valores monitorados		
	β (°)	V_s (cm/min)	f_p (Hz)	I_p (A)	I_b (A)	ΔI (A)	I_{rms} (A)	I_m (A)	I_{rms} (A)	I_m (A)	U_m (V)
1	-5	15	2,0	350	15	335	248	183	242	177	12,8
2	-10								241	176	12,5
3	5								241	176	11,9
4	10								239	174	12,2
5	0								242	177	13,2

Tabela 4.17 - Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes conforme as condições indicadas na Tab. 4.16

Teste	β (°)		Aspecto superficial do cordão	Seção transversal do cordão	A_{ft} (mm ²)	L (mm)	P (mm)
1	-5	Puxando		 $A_{stc} = 1,1 \text{ mm}^2$	19,4	8,5	3,7
2	-10			 $A_{stc} = 0,2 \text{ mm}^2$	15,5	8,6	3,4
3	5	Empurrando			15,3	8,7	2,6
4	10				15,7	9,7	2,1
5	0	Reto		 $A_{stc} = 1,9 \text{ mm}^2$	21,8	9,8	4,1

Obs.: " A_{ft} , A_{stc} , L, P" – área fundida do cordão, área de seção transversal de canal, largura e penetração do cordão. A_{ft} inclui a área da cavidade

Na Tab. 4.17 se observa que a penetração e largura do cordão foram sempre maiores quando foi utilizado o ângulo reto. Com os ângulos negativos (puxando), a penetração do cordão foi maior do que nos ângulos positivos (empurrando), mas menor do que no ângulo reto. Na técnica puxando, o ângulo de -5° apresentou a penetração maior de que o ângulo de -10° , o que pode ser explicado pela reflexão do calor (fornecido pelo arco) da chapa com ângulos da inclinação maiores, acarretando uma certa perda do calor, e assim, a redução da penetração (Fig. 4.23).

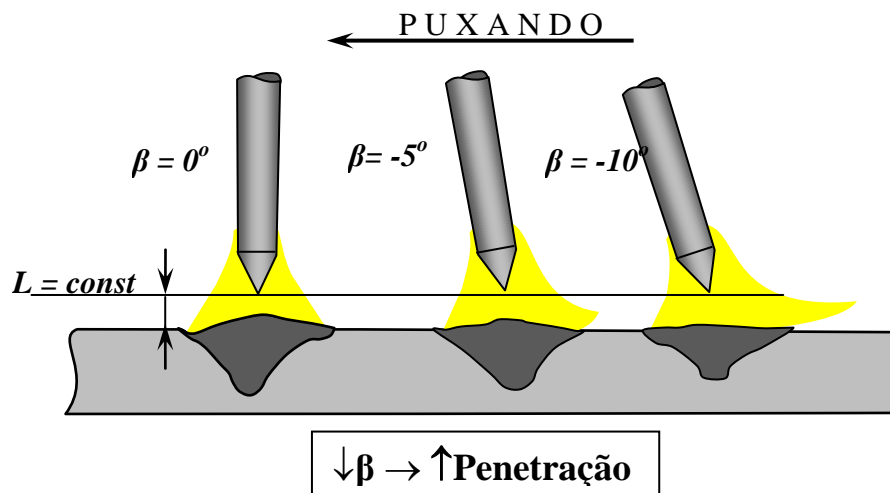


Figura 4.23 - Influência do ângulo de inclinação da tocha (puxando) na geometria do cordão

Na soldagem com o ângulo de 5° empurrando, o cordão teve maior largura e menor penetração, totalmente diferente daquela geometria obtida para o ângulo de -5° (puxando). Este resultado já era esperado, uma vez que na soldagem com o ângulo puxando (negativo) o arco elétrico tem o acoplamento "arco-metal base" menos agitado favorecendo a maior eficiência de fusão, enquanto o ângulo empurrando (positivo), o acoplamento "arco-metal base" é mais agitado contribuindo ao pre-aquecimento do metal base, e assim, aumentando a molhabilidade dele, levando a um cordão com maior largura e menor penetração. A soldagem produzida com o ângulo de 10° empurrando apresentou uma geometria similar à do cordão feito com o ângulo de 5° empurrando. Mas, no caso com o ângulo de 10° (empurrando), a largura aumentou um pouco e penetração diminuiu levemente (Fig. 4.24).

O ângulo de inclinação da tocha influi também na formação das cavidades procuradas. Os dados representados na Tab. 4.17 mostram que as cavidades foram mais pronunciadas, quando foi utilizado o ângulo reto. Nos ângulos puxando (negativos), elas foram de menor seção transversal e mais curtas, e quase não foram observadas nos ângulos empurrando (positivos).

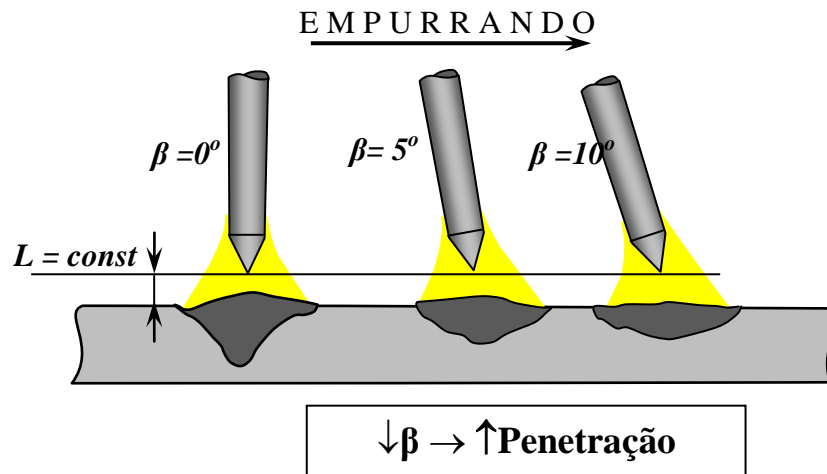


Figura 4.24 - Influência do ângulo de inclinação da tocha (empurrando) na geometria do cordão

Alguns autores (MOISEENKO; EDELSTEIN; KRASNOV, 1969) perceberam resultados que parcialmente confirmam os descritos acima, mas que também em parte contradizem alguns deles. Esses autores confirmaram que na soldagem com arco empurrando, a zona de formação das cavidades torna-se menor, enquanto na posição puxando esta zona torna-se maior, em comparação com os ambos o ângulo reto e o ângulo empurrando. Essa discordância entre os resultados obtidos neste trabalho e os resultados do trabalho mencionado acima pode estar relacionada com diferentes condições de soldagem, tais como o valor e tipo da corrente, velocidade de soldagem, frequência de pulsação, o ângulo de afiação do eletrodo, propriedades do metal base, etc.

4.9 Influência do comprimento do arco na geração das cavidades em chapas de aço inoxidável e ao carbono

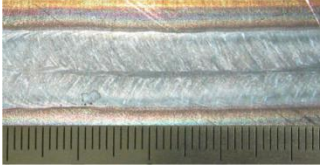
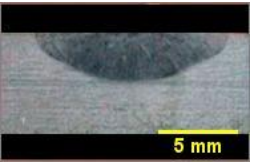
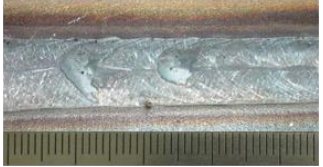
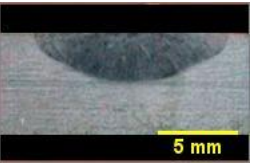

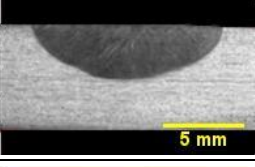
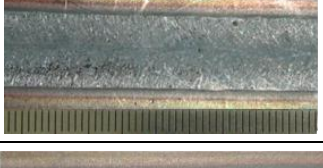
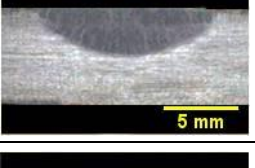
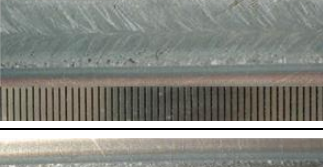

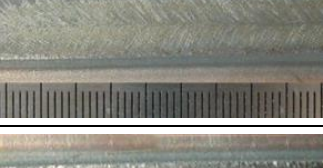
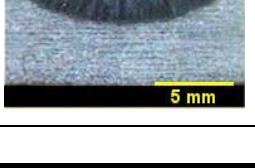


Esta fase de testes teve como objetivo verificar se o comprimento do arco e as propriedades do metal base teriam alguma influência sobre a formação das cavidades e a geometria do cordão. Assim como nos testes anteriores, foram feitas simples deposições sobre chapa (um cordão em cada chapa de teste) na posição plana com o eletrodo de tungstênio toriado (AWS EWTh2%) de 3,2 mm de diâmetro e do ângulo de ponta de 60°, posicionado perpendicularmente à chapa de teste. Foi usada tanto soldagem com corrente constante, como com corrente pulsada. A velocidade de soldagem foi mantida constante em 15,0 cm/min. O que foi alterado foi o comprimento de arco (L_a), ou distância da ponta do eletrodo até a chapa, conforme às Tabs. 4.18 e 4.19. Foram usadas chapas de aço inoxidável 304 e ao carbono ABNT 1020 com as dimensões de 200,0 mm x 38,0 mm x 6,1 mm.

Tabela 4.18 - Parâmetros regulados e monitorados dos testes sobre a influência do comprimento do arco na geração das cavidades nas chapas de aço inoxidável (corrente constante)

Teste	Valores regulados			Valores monitorados		
	L_a (mm)	I (A)	Vazão de gás, (l/min)	I_{rms} (A)	I_m (A)	U_m (V)
1	2,0	248	15	244	244	11,1
2	3,0			243	243	11,8
3	3,5			244	244	12,2
4	4,0			244	244	13,0
5	6,0			245	245	13,9
6	9,0			245	245	15,2
7	12,5			244	244	17,5

Os dados apresentados na Tab. 4.18 confirmam a relação bem conhecida entre o comprimento e a tensão de arco: com o aumento do comprimento de arco, aumenta também a tensão dele. Foi também esperado, que o aumento do comprimento do arco acarretaria uma redução da penetração e um aumento da largura do cordão. Mas os resultados exibidos na Tab. 4.19 e na Fig. 4.25 mostram que esta relação não sempre é tão simples. As mudanças do comprimento de arco dentro da faixa de trabalho de 2 até 4 mm não causaram nenhum efeito significativo sobre os parâmetros geométricos da solda (a largura, penetração e área fundida permaneceram praticamente inalteradas). Por outro lado, o comprimento de arco dentro da faixa de 6 até 9 mm, causou um aumento da largura e uma redução da penetração da solda. Entretanto, o arco de 12,5 mm apresentou um aumento tanto da largura como da penetração da solda. Esta última observação não será explicada devido ao fato que a utilização de um longo arco na soldagem TIG não é desejável, pois pode aumentar tamanho da poça de fusão o que, por sua vez, pode reduzir a controlabilidade dela. Também o aumento do comprimento de arco em demasia piora a proteção da poça de fusão e aumenta o risco de geração dos certos defeitos, como humping, mordeduras e porosidades. Estes testes foram realizadas apenas para um estudo mais detalhado da influência do comprimento de arco na geometria da solda.

Tabela 4.19 - Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes conforme as condições indicadas na Tab. 4.18

<i>Teste</i>	<i>Aspecto superficial do cordão</i>	<i>Seção transversal do cordão</i>	<i>$A_{ft}(mm^2)$</i>	<i>L (mm)</i>	<i>P (mm)</i>
1			24,3	10,9	2,9
2			24,5	10,8	2,9
3			24,9	10,5	3,1
4			25,5	11,1	2,9
5			19,7	11,5	2,2
6			19,6	11,6	2,2
7			24,3	12,9	3,0

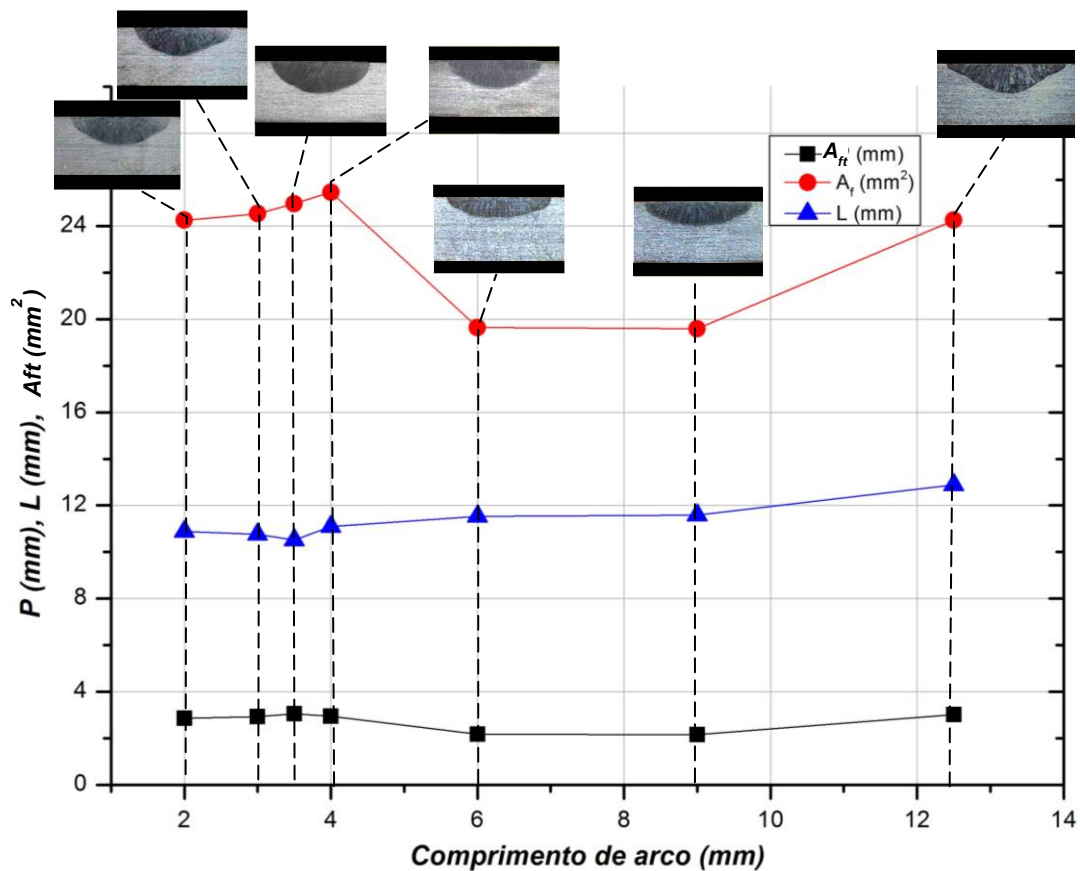


Figura 4.25 - Influência do comprimento de arco nos parâmetros geométricos (P , L , A_{ft}) para corrente constante de 233 A (chapas de aço inoxidável)

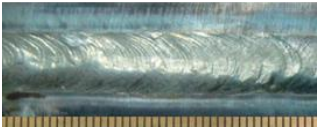
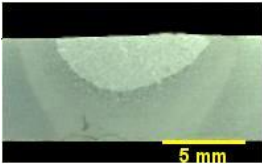
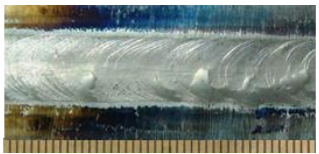
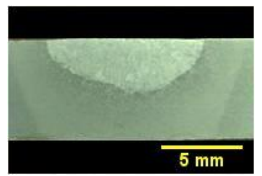
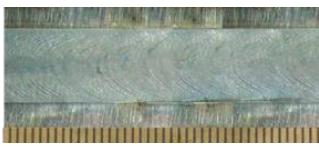
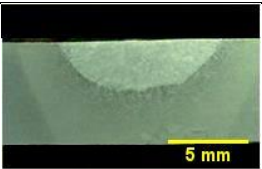
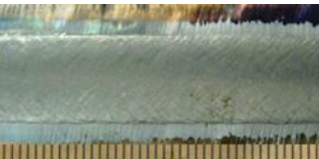
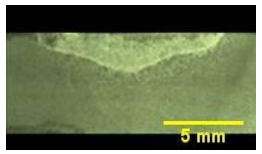

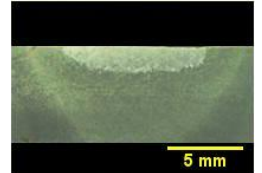
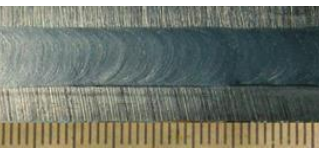
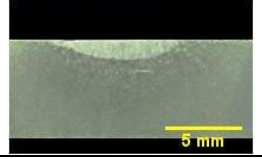

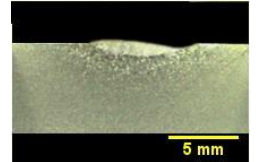
No caso do uso do aço carbono, assim como nos testes anteriores (com aço inoxidável), foram feitos 7 testes em forma de simples deposição sobre chapa nas mesmas condições de soldagem (Tab. 4.20). Neste caso, o aumento do comprimento de arco aumenta também sua tensão (Tab. 4.20).

Tabela 4.20 - Parâmetros de regulação e monitorados dos experimentos para corrente constante feitos nas chapas de aço carbono

Teste	Valores regulados			Valores monitorados		
	L_a (mm)	I (A)	Vazão de gás, (l/min)	I_{rms} (A)	I_m (A)	U_m (V)
1	2,0	248	15	245	245	10,6
2	3,0			245	245	12,2
3	3,5			244	244	12,5
4	4,0			240	240	12,8
5	6,0			245	245	14,1
6	9,0			245	245	15,6
7	12,5			245	245	17,7

Os dados apresentados na Tab. 4.21 e na Fig. 4.26 mostram que as relações entre o comprimento de arco, de um lado, e os parâmetros geométricos do cordão, de outro, são bem diferentes comparados com o observado no caso do uso do aço inoxidável. Com o aumento do comprimento de arco, a área fundida e a penetração caíram, enquanto a largura teve de início um leve aumento e depois se reduziu também.

Tabela 4.21 - Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes conforme as condições indicadas na Tab. 4.20

Teste	Aspecto superficial do cordão	Seção transversal do cordão	$A_{ft}(mm^2)$	$L (mm)$	$P (mm)$
1			19,8	8,9	2,9
2			18,9	9,2	2,8
3			17,9	9,3	2,7
4			12,8	10,6	2,1
5			11,9	9,5	1,5
6			6,6	7,3	1,2
7			4,2	6,8	0,7

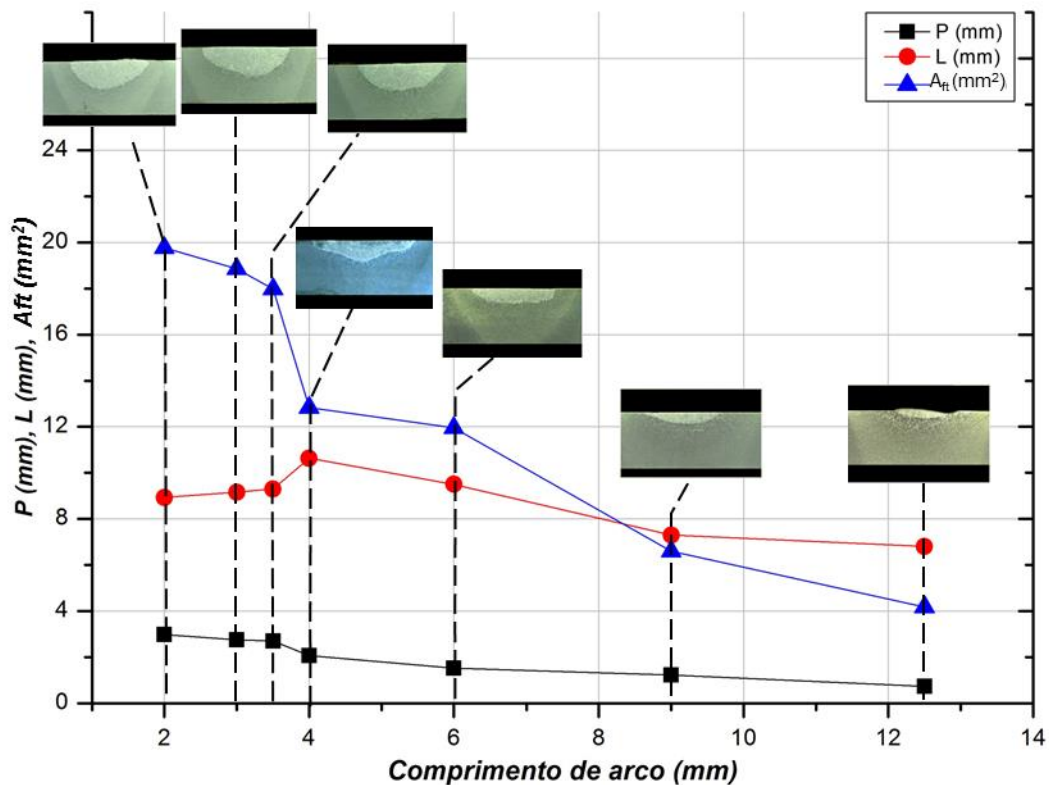


Figura 4.26 - Influência do comprimento de arco nos parâmetros geométricos (P , L , A_{ft}) para corrente contínua de 233 A (chapas de aço carbono)

O fato da influência do comprimento de arco na geometria do cordão depender do tipo do material base pode ter ligação com algumas propriedades físicas e/ou químicas do material base, pois a geometria do cordão é um resultado composto de ações do arco e de fenômenos que ocorrem durante a solidificação do metal líquido no "berço" do metal base. O fato de que o aço inoxidável tem a condutividade térmica mais baixa do que a do aço carbono, ajuda conservar o calor recebido pela poça de fusão. Assim, este calor é aproveitado para a fusão do metal base de maneira mais efetiva, o que, por sua vez, faz a poça mais larga e profunda.

A maior condutividade térmica do aço carbono favorece uma dissipação de calor mais acentuada. Logo, quando o arco se torna cada vez mais longo, aumenta-se a área do acoplamento "arco - metal base" ou seja, a área de dissipação do calor e suas perdas (reduzindo a eficiência térmica de fusão), acarretando uma área fundida cada vez menor (junto com sua penetração e largura).

Este fato é ilustrado nas Figs. 4.27 e 4.28. Com o alongamento do arco, a densidade de corrente nas manchas anódica e catódica deve permanecer praticamente inalterada. São as áreas do acoplamento "arco - metal base" que variam, tornando-se maiores para arcos mais longos. A área superficial da poça de fusão depende da área da mancha ativa e também da área do acoplamento "arco - metal base". Graças à baixa condutividade térmica

do aço inoxidável, o calor transferido da área do acoplamento "arco - metal base" é aproveitado para fundir o metal base, ao passo que no caso do aço carbono esse calor é dissipado por dentro da chapa sem "participar" na fusão do metal base. Logo o tamanho da poça de fusão neste caso vai diminuir após um certo alongamento do arco.

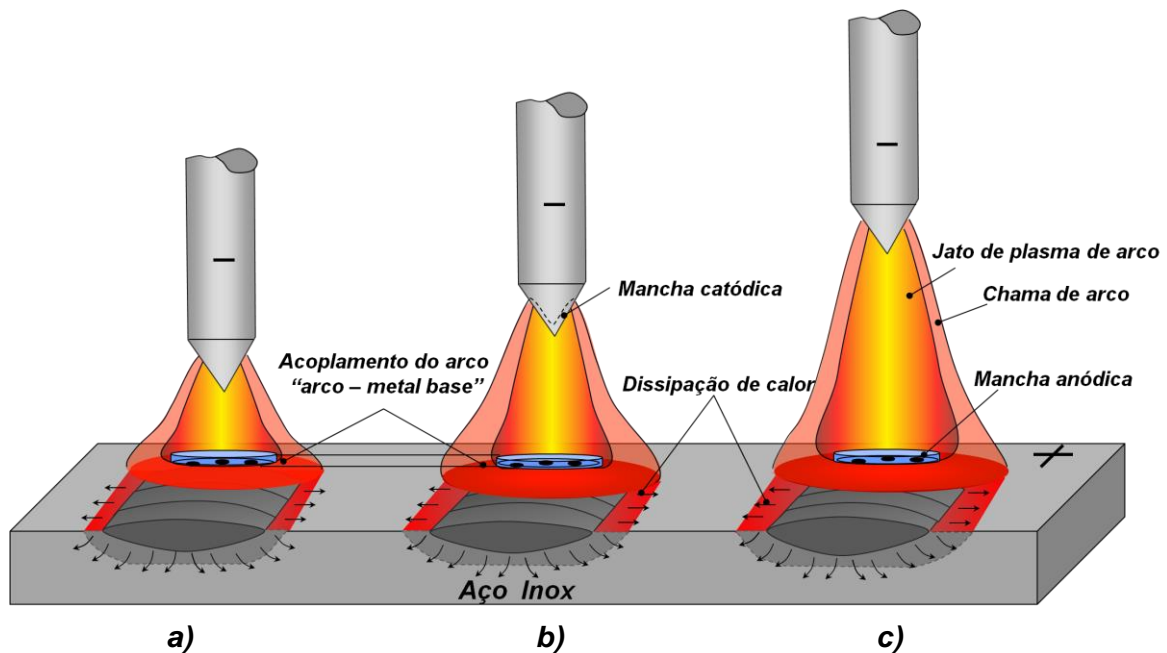


Figura 4.27 - Influência do comprimento de arco sobre a geometria do cordão nas chapas de aço inox: a) arco curto; b) arco médio; c) arco longo

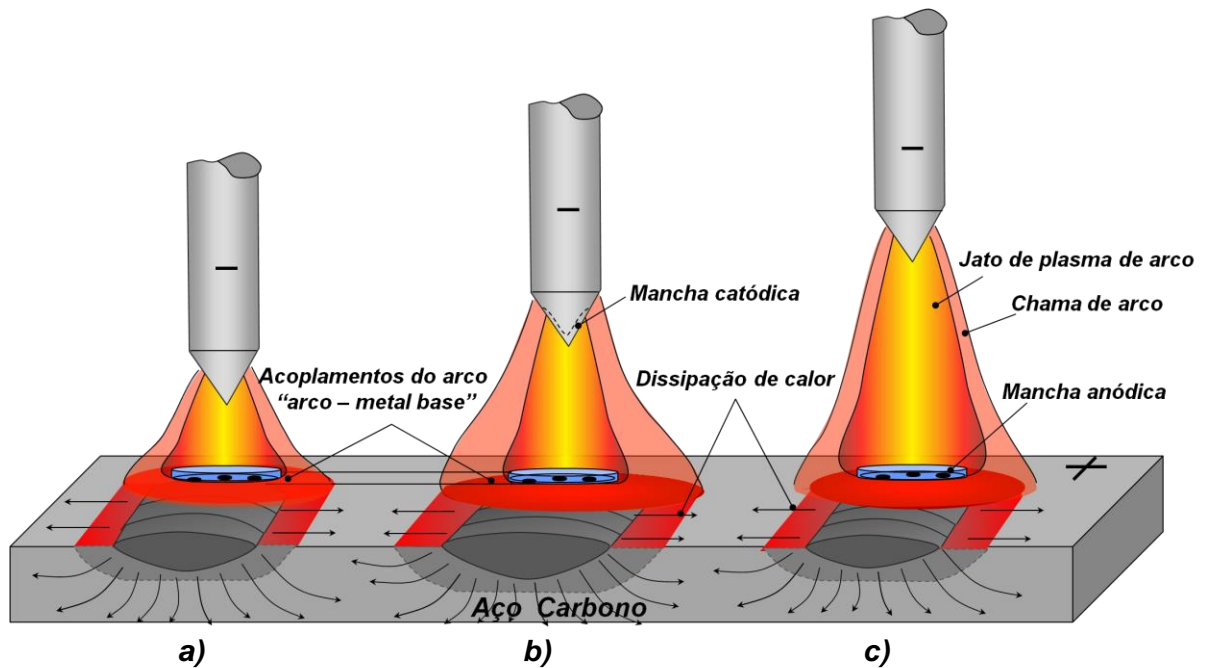


Figura 4.28 - Influência do comprimento de arco sobre a geometria do cordão nas chapas de aço carbono: a) arco curto; b) arco médio; c) arco longo

Então surge a pergunta, o que mais afeta o tamanho da poça de fusão, calor de arco ou calor de jato de plasma acoplado à mancha anódica? Se fosse afetada pelo arco, a largura do cordão deveria mudar com a alteração do comprimento de arco (o aumento do comprimento de arco é acompanhado pelo um aumento da área lateral do arco, ou seja, deve aumentar a largura de cordão). Isso é observado no caso do aço inoxidável (Fig. 4.25) e para o aço carbono (dentro da faixa dos comprimentos de arco de 2 até 4 mm, Fig. 4.26). Assim, o calor do arco favorece a um aumento da área da poça.


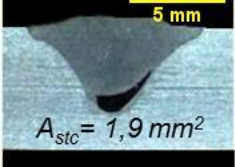

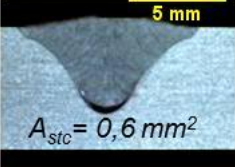
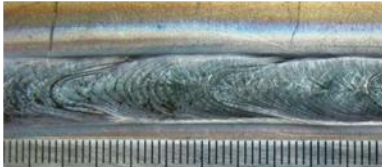
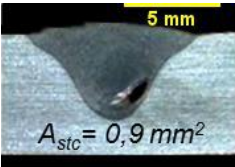

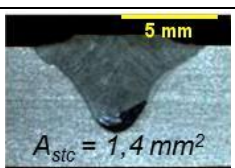

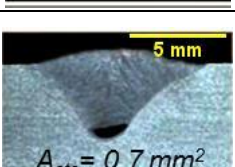
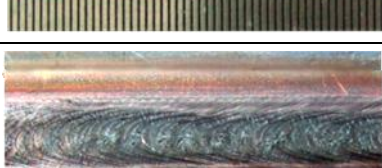
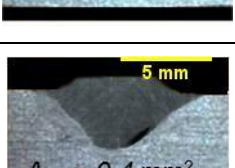
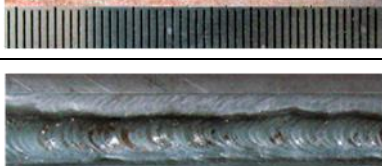
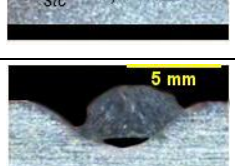
Supondo que a área da superfície da poça depende exclusivamente da área da mancha ativa, ela deveria ser menor conforme os seguintes cálculos. Da literatura é conhecido que o diâmetro da mancha anódica é de cerca de 1,5 ... 2 vezes maior do que o diâmetro da mancha catódica (Glizmanenko, p.40, 1969). Supondo que a mancha catódica é igual à seção do eletrodo, digamos do diâmetro de 4 mm, o diâmetro da mancha anódica será por volta de 8 mm. O valor médio de largura das soldas apresentadas nas Figs. 4.25 e 4.26 com os arcos os mais curtos (a área do acoplamento "chama do arco - metal base" \cong à área do acoplamento "mancha ativa - metal base") foi de 10 mm (ou seja, maior). O que significa que a largura da poça de fusão aumenta graças também à transferência de calor dentro da poça (pela convecção). O que quer dizer que os dois fatores têm influência na geometria do cordão.

Além dos testes com a corrente constante foram feitos os testes com a corrente pulsada para os mesmos materiais (Tabs. 4.22 e 4.24). Os resultados mostrados na Tab. 4.23 e na Fig. 4.29 levam a perceber que nas chapas de aço inoxidável, na faixa de comprimento de 2 a 6 mm, os parâmetros geométricos permanecerem quase sem alterações, assim como na corrente constante (veja Fig. 4.25). Enquanto nos comprimentos de arco de 9 e 12,5 mm, a penetração começou a diminuir e a largura a aumentar. O cordão do teste com o $L_a = 12,5$ mm apresentou uma superfície irregular com mordeduras.

Tabela 4.22 - Parâmetros de regulação e monitorados dos experimentos para corrente pulsada em chapas de aço inoxidável

Teste	Valores regulados							Valores monitorados			
	L_a (mm)	f_p (Hz)	$t_p = t_b$ (s)	I_p (A)	I_b (A)	ΔI (A)	I_{rms} (A)	I_m (A)	I_{rms} (A)	I_m (A)	U_m (V)
1	2,0	2,0	0,25	350	15	335	248	183	242	177	10,7
2	3,0								241	176	11,4
3	3,5								244	179	11,6
4	4,0								240	175	12,2
5	6,0								245	180	13,2
6	9,0								243	178	14,1
7	12,5								244	179	16,6

Tabela 4.23 - Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes realizados conforme as condições indicadas na Tab. 4.22

Teste	Aspecto superficial do cordão	Seção transversal do cordão	$A_{ft} (mm^2)$	$L (mm)$	$P (mm)$
1			21,4	8,8	4,2
2			21,6	8,5	4,3
3			22,8	8,9	4,3
4			22,1	8,7	4,3
5			19,3	9,2	3,8
6			18,7	9,3	3,4
7			11,2	9,1	2,4

Obs.: “ A_{ft} , A_{stc} , L , P ” – área fundida do cordão, área de seção transversal de canal, largura e penetração do cordão. A_{ft} inclui a área da cavidade

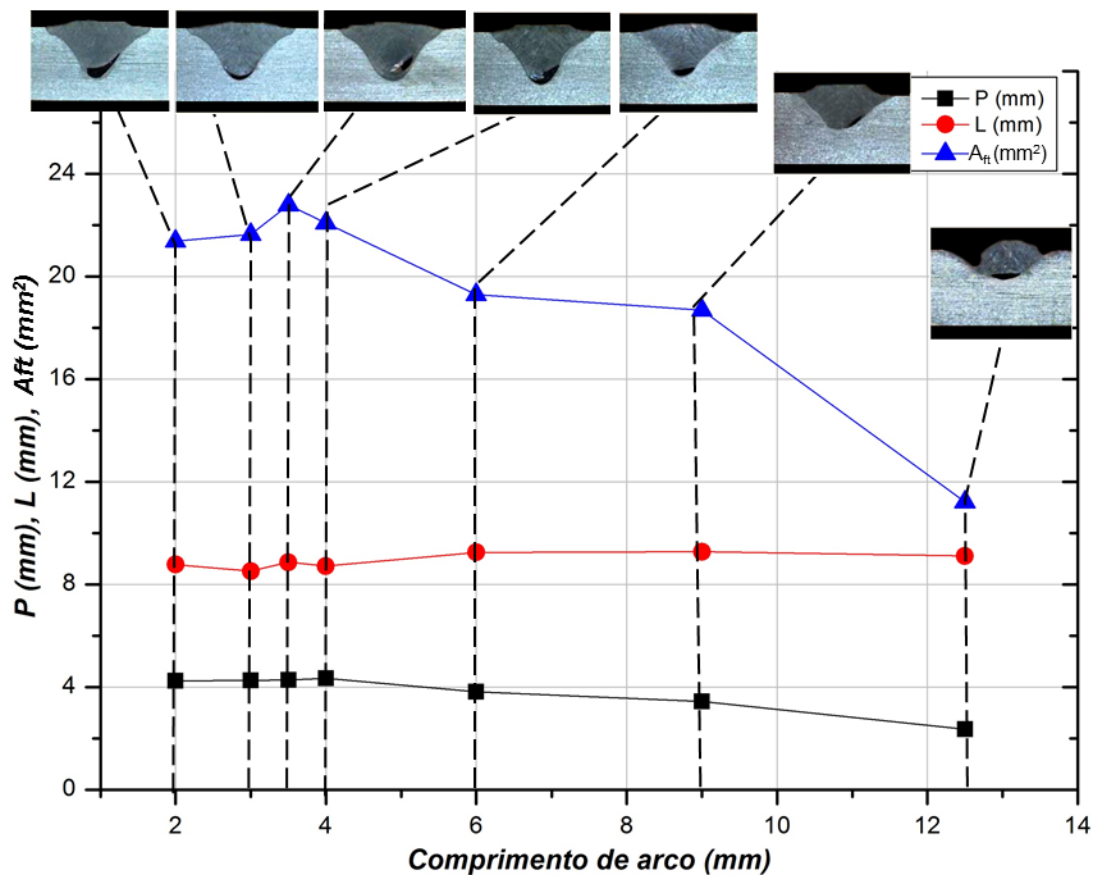


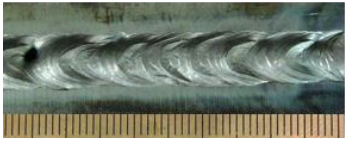
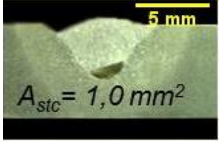

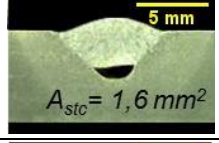

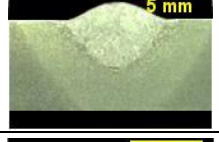
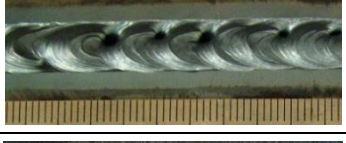
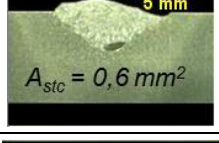

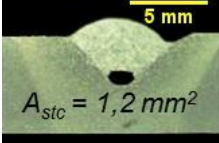
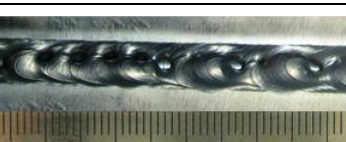
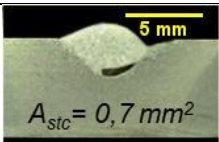

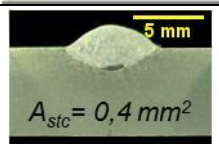
Figura 4.29 - Influência do comprimento de arco nos parâmetros geométricos (P, L, Aft) para corrente pulsada em chapas de aço inoxidável

A influência do comprimento de arco na geometria de cordão nas chapas de aço carbono é bem parecida com a observada para as chapas de aço inoxidável. A única diferença é que nas chapas de aço carbono a superfície do cordão é menos regular chegando a apresentar crateras abertas (compare Tab. 4.25 com Tab. 4.23). A velocidade de soldagem sendo adequada para as chapas de aço inoxidável e exagerada para o caso do aço carbono podia ter causado este efeito. Na faixa de 2 a 4 mm, a geometria de cordão ficou quase sem alterações, enquanto na faixa de 6 até 12,5 mm foi observada uma redução na penetração e largura. Em comparação com os testes que foram feitos em corrente constante, a influência do comprimento de arco na corrente pulsada é menos pronunciada.

Tabela 4.24 - Parâmetros de regulação e monitorados dos experimentos para corrente pulsada em chapas de aço carbono

Teste	Valores regulados							Valores monitorados			
	L_a (mm)	f_p (Hz)	$t_p = t_b$ (s)	I_p (A)	I_b (A)	ΔI (A)	I_{rms} (A)	I_m (A)	I_{rms} (A)	I_m (A)	U_m (V)
1	2,0	2,0	0,25	350	15	335	248	183	246	181	11,4
2	3,0								246	181	12,6
3	3,5								247	182	12,8
4	4,0								245	180	13,3
5	6,0								243	178	13,6
6	9,0								241	176	14,1
7	12,5								240	175	16,1

Tabela 4.25 - Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes realizados conforme as condições indicadas na Tab. 4.24

Teste	Aspecto superficial do cordão	Seções transversais de cordões	A_{ft} (mm ²)	L (mm)	P (mm)
1			13,8	6,9	3,3
2			15,8	7,7	3,0
3			14,5	7,3	3,0
4			14,6	7,7	2,6
5			10,8	7,2	2,3
6			12,6	6,3	1,6
7					

Obs.: " A_{ft} , A_{stc} , L , P " – área fundida do cordão, área de seção transversal de canal, largura e penetração do cordão. A_{ft} inclui a área da cavidade

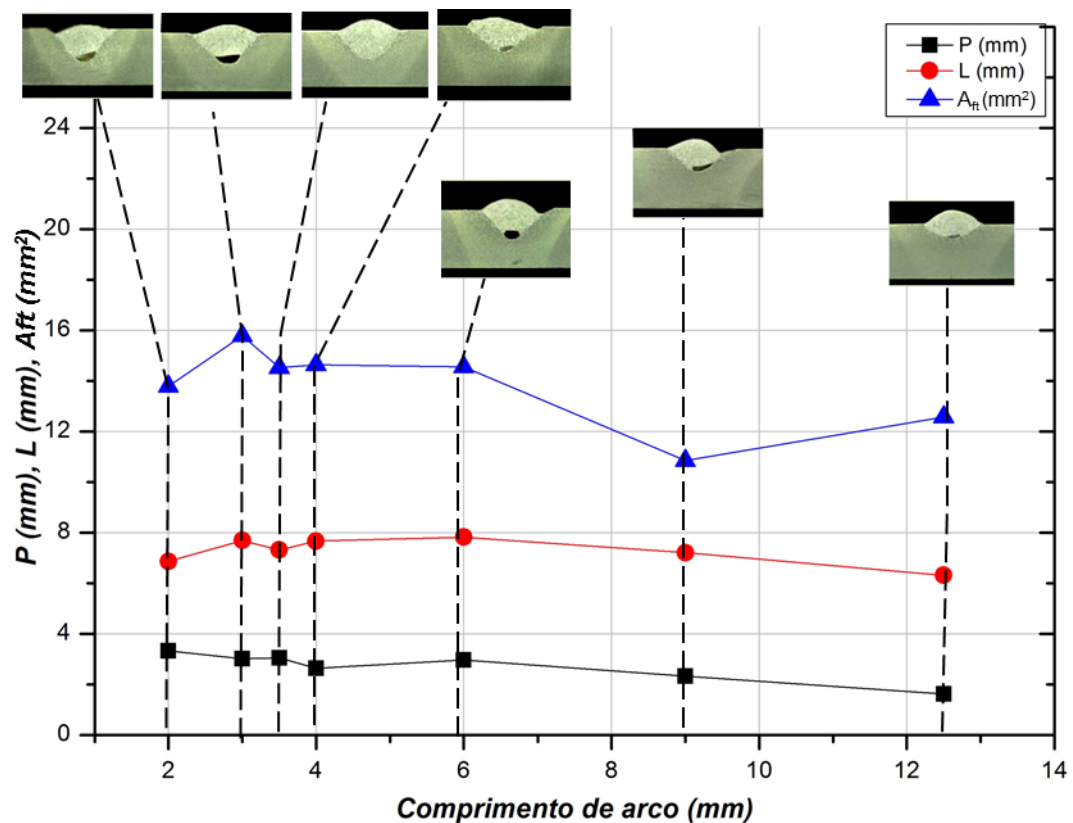


Figura 4.30 - Influência do comprimento de arco nos parâmetros geométricos (P , L , A_{ft}) para corrente pulsada em chapas de aço carbono

Além da influência do comprimento de arco nos parâmetros geométricos, também foi percebido que arcos mais curtos geraram mais cavidades no fundo de cordão, como pode ser observado nas Tabs. 4.23 e 4.25. As cavidades foram mais pronunciadas nas chapas de aço inoxidável do que nas chapas de aço carbono.

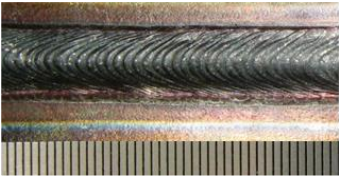
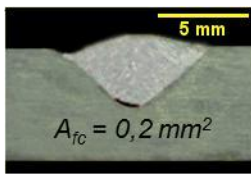
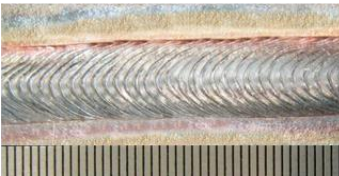
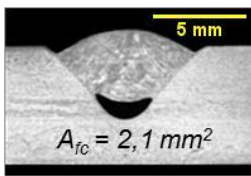

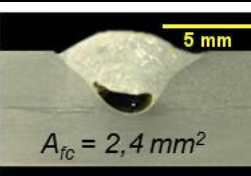
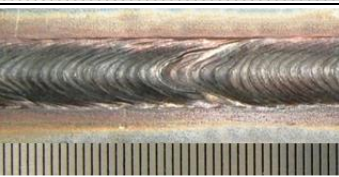
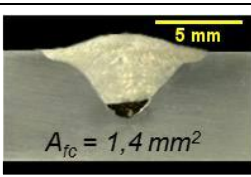

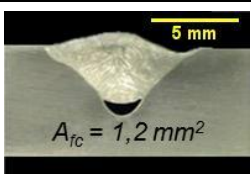
4.10 Influência da velocidade de soldagem na geração de cavidades em chapas de aço inoxidável

No percurso de todo o trabalho foi percebido que um dos parâmetros mais influentes, no que diz respeito à formação dos canais, é a velocidade de soldagem. Por isso, a velocidade de soldagem foi variada com a finalidade de produzir cavidades com bom tamanho e mais longas possíveis. Os resultados de tais testes feitos em chapas de aço carbono foram apresentados no Item 4.3. Os resultados dos similares testes para o aço inoxidável são apresentados abaixo. As soldagens foram realizadas com os mesmos parâmetros mencionados no Item 4.8, exceto a velocidade de soldagem, que foi alterada conforme a Tab. 4.26. Os resultados obtidos são apresentados na Tab. 4.27.

Tabela 4.26 - Parâmetros regulados e monitorados dos testes sobre a influência da velocidade de soldagem na geração de cavidades em chapas de aço inoxidável

Teste	Valores regulados							Valores monitorados		
	V_s (cm/min)	I_p (A)	I_b (A)	f_p (Hz)	$t_p=t_b$ (s)	L_a (mm)	Vazão de gás, (l/min)	I_{rms} (A)	I_m (A)	U_m (V)
1	12	350	15	2	0,25	3,5	15	242	177	13,9
2	15							239	175	14,2
3	16							243	178	11,7
4	17							242	177	12,1
5	18							243	178	12,0

Tabela 4.27 - Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes conforme as condições indicadas na Tab. 4.26

Teste	Aspecto superficial do cordão	Seção transversal de cordão	A_{ft} (mm ²)	L (mm)	P (mm)
1			17,6	9,2	3,3
2			21,9	8,8	3,9
3			18,4	8,1	3,4
4			20,6	8,9	3,6
5			19,7	8,7	3,8

Obs.: " A_{ft} , A_{stc} , L , P " – área fundida do cordão, área de seção transversal de canal, largura e penetração do cordão. A_{ft} inclui a área da cavidade

Nota-se que os resultados obtidos para o aço inoxidável são diferentes dos para o aço ao carbono (no último caso, cavidades foram mais pronunciadas nas velocidades de soldagem mais baixas).

Neste caso, os resultados mostram que as velocidades de soldagem mais altas (15 - 16 cm/min) proporcionaram melhores condições para a geração das cavidades (elas foram de maior seção e de maior comprimento). Por outro lado, a velocidade de soldagem em demasia (neste caso, 18 cm/min) gerava também as crateras, mordeduras e depressões (além das cavidades que foram bem mais curtas). As metalografias dos cordões mostraram que as depressões servem como os indicadores da ausência da cavidade (fechamento da cavidade). Assim, foi determinado que a melhor faixa de trabalho, no que diz respeito à velocidade de soldagem, está entre 15 e 16 cm/min, o que é maior do que no caso do aço carbono (veja o Item 4.8). A maior velocidade de soldagem, necessária para o caso do uso das chapas de aço inoxidável, pode ser justificada pela sua baixa condutividade térmica, e, assim, pela melhor eficiência de fusão.

4.11 Influência da relação entre tempo de pulso e de base na geração de cavidades em chapas de aço inoxidável

Os testes descritos acima evidenciam que as cavidades se formam principalmente pelo efeito mecânico e térmico da corrente. O efeito mecânico durante os pulsos de corrente é responsável pela expulsão de metal fundido e formação das cavidades. Enquanto o efeito térmico que é controlado pela corrente eficaz é responsável para a eficiência de fusão, ou seja, para quantidade do metal expulso. Foi pensado controlar estes efeitos através da relação de tempo de pulso e de base. O aumento de tempo de pulso e diminuição do tempo de base poderia melhorar a eficiência de fusão e expulsão do metal da poça. Enquanto o aumento de tempo de base ajudaria na solidificação rápida do metal expulso.


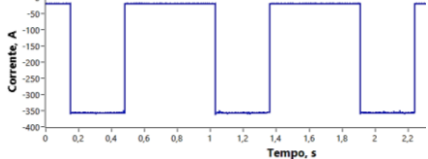

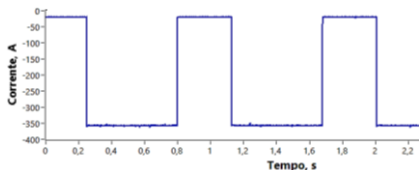
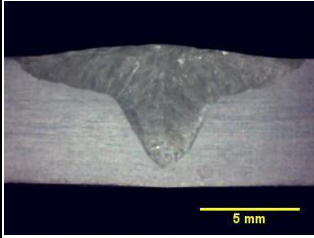

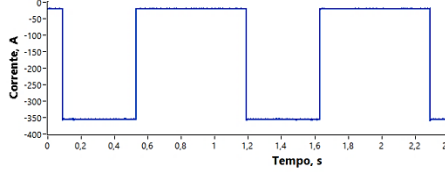
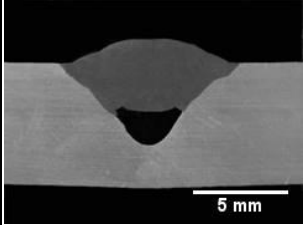

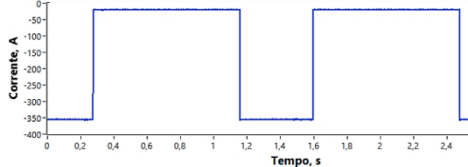
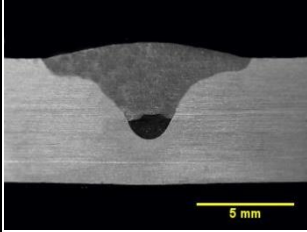
Com este objetivo, foram conduzidos testes cujos parâmetros são apresentados na Tab. 4.28. As principais variáveis foram os parâmetros de tempo de pulso e de base de corrente. Levando em consideração que a variação do tempo de pulso e de base afeta a corrente eficaz (ou o efeito térmico), precisava-se variar também a velocidade de soldagem para controlar o aporte de calor.


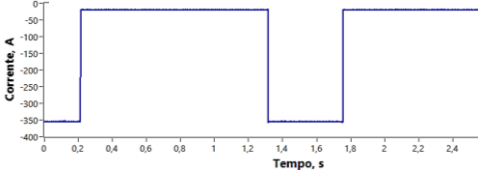

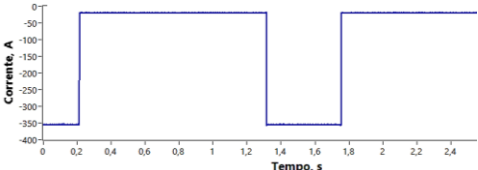

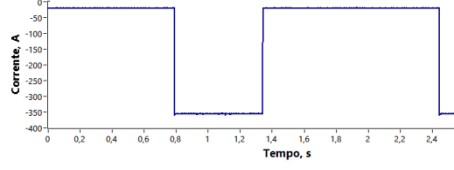

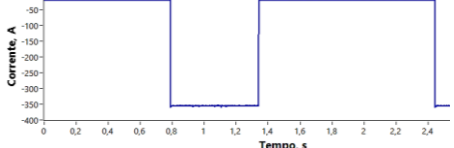

Tabela 4.28 - Parâmetros regulados e monitorados dos testes adicionais



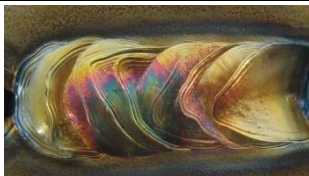
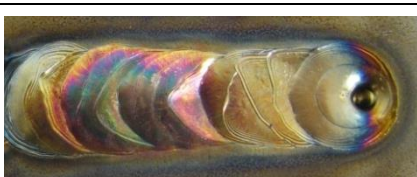
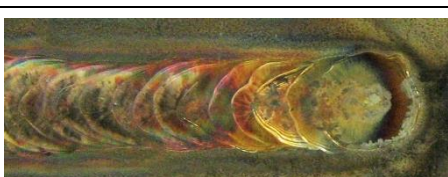



Teste	Valores regulados									Valores monitorados		
	t_p (s)	t_b (s)	f_p (Hz)	V_s (cm/min)	I_p (A)	I_b (A)	ΔI (A)	I_{rms} (A)	I_m (A)	I_{rms} (A)	I_m (A)	U_m (V)
1	0,3	0,5	1,25	15,0	350	15	335	215	141	217	140	10,9
2	0,5	0,3						277	224	279	226	10,8
3	0,4	0,6	1,0	13,0				221	149	224	153	11,3
4		0,8	0,83					202	127	206	133	10,7
5		0,71	11,0					187	111	197	122	10,5
6								184	109	10,3		
7	0,5	1,0	0,66	11,0				202	127	205	131	10,6
8								205	131	10,1		
9	0,4	0,6	1,0	12,0				221	149	-	-	-
10				13,0						-	-	-
11				14,0						-	-	-
12				15,0						-	-	-
13	0,3	0,7	1,0	10,5				192	115	-	-	-
14				11,0						-	-	-
15				11,5						-	-	-
16				12,0						-	-	-
17				11,5	380		365	208	124	-	-	-
18				11,0						-	-	-

Os resultados obtidos mostram que a duração do tempo de pulso e de base tem influência significativa na geometria de cordão e na formação das cavidades (Tabs. 4.28 e 4.29). A melhor condição para formação de cavidades é quando o tempo de pulso é menor do que tempo de base. Mas o tempo de pulso tem que ser longo o bastante para fundir e expulsar o metal, enquanto o tempo de base não pode ser muito curto para garantir a solidificação dele. O outro fator primordial é a velocidade de soldagem que tem que ser ajustada de maneira muito precisa.

Tabela 4.29 - Aspecto superficial e geometria dos cordões dos testes com pulso de corrente retangular conforme as condições indicadas na Tab. 4.28

Teste	Aspecto superficial do cordão e oscilograma da corrente	Macroestrutura e geometria do cordão (A_{ft} - área fundida, L - largura, P - penetração) e observações pertinentes
1	 	<p>Obs.: $t_p < t_b$, V_s é alta demais</p> <p>O canal se forma, mas com falhas de formação</p>
2	 	 <p> $A_{ft} = 35,6 \text{ mm}^2$ $L = 13,7 \text{ mm}$ $P = 5,3 \text{ mm}$ </p> <p>Obs.: $t_p > t_b$. O canal não se forma!</p>
3	 	 <p> $A_{ft} = 27,1 \text{ mm}^2$ $A_{stc} = 4,2 \text{ mm}^2$ $L = 9,3 \text{ mm}$ $P = 4,2 \text{ mm}$ </p> <p>Obs.: $t_p < t_b$, V_s é mais baixa do que em 1. O canal se forma!</p>
4	 	 <p> $A_{ft} = 23,8 \text{ mm}^2$ $A_{stc} = 1,6 \text{ mm}^2$ $L = 10,6 \text{ mm}$ $P = 4,1 \text{ mm}$ </p> <p>Obs.: $t_p \ll t_b$. O canal se forma!</p>

Teste	Aspecto superficial do cordão e oscilograma da corrente	Macroestrutura e geometria do cordão (A_{ft} - área fundida, L - largura, P - penetração) e observações pertinentes
5	 	<p>Obs.: $t_p \ll t_b$, t_b é longo demais. O canal se forma, mas com falhas de formação!</p>
6	 	<p>Obs.: $t_p \ll t_b$, t_b é longo demais, assim V_s é baixa demais. O canal se forma, mas com falhas de formação!</p>
7	 	<p>Obs.: $t_p \ll t_b$ com V_s adequada. O canal se forma!</p>
8	 	<p>Obs.: $t_p \ll t_b$ com V_s é baixa demais. O canal não se forma</p>
9		<p>Obs.: Obs.: $t_p < t_b$, V_s é baixa. O canal se forma, mas com falhas de formação!</p>

Teste	Aspecto superficial do cordão e oscilograma da corrente	Macroestrutura e geometria do cordão (A_{ft} - área fundida, L - largura, P - penetração) e observações pertinentes
11		Obs.: $t_p < t_b$, com V_s é alta. O canal se forma, mas com falhas de formação!
12		Obs.: $t_p < t_b$ com V_s quase ótima. O canal se forma, mas com falhas de formação!
13		Obs.: $t_p < t_b$, com V_s baixa demais. O canal não se forma!
14		Obs.: $t_p < t_b$, com V_s é baixa demais. O canal se forma, mas com falhas de formação!
15		Obs.: $t_p < t_b$ com V_s alta. O canal não se forma!
16		Obs.: $t_p < t_b$, com V_s alta demais. O canal se forma, mas com falhas de formação!
17		Obs.: $t_p < t_b$, corrente de pulso é alta. O canal se forma!
18		Obs.: $t_p < t_b$, corrente de pulso é alta. A V_s é mais baixa de que em 17. O canal se forma!

Dos resultados apresentados na Tab. 4.29 pode-se confirmar que o fenômeno de formação do canal é muito sensível aos quaisquer alterações de parâmetros de soldagem.

Entre os parâmetros analisados, os mais importantes parecem ser a corrente de pico, a velocidade de soldagem e a relação entre tempo de pulso e de base.

Para verificar os resultados dos últimos testes, eles foram repetidos utilizando outra fonte de soldagem, a saber a Miller Dynasty 700 (os testes foram realizadas no Centro de Soldagem e União do Departamento da Engenharia Química e de Materiais da Universidade de Alberta - Canadá).

Foi confirmado que a troca da fonte não alterou a formação dos canais, ou seja, foi observada certa repetibilidade nos resultados (Fig. 4.31).



Figura 4.31 – Canais alongados utilizando alta corrente de pulso com relação $t_p < t_b$

4.12 Mecanismo de formação de canais

Os testes apresentados acima permitem propor uma hipótese sobre o mecanismo da formação do canal. O canal subsuperficial se forma principalmente pela expulsão de metal fundido da poça de fusão devido à ação da corrente de pulso (maior pressão do arco sobre a poça de fusão), como ilustrado na Fig. 4.32. Durante o pulso (corrente elevada) ocorre maior fusão do metal de base e, sob ação da maior pressão do arco, ocorre a expulsão do metal fundido da região dianteira da poça de fusão e o deslocamento deste metal para a região traseira da mesma. Como resultado deste deslocamento de metal fundido, surge uma cratera na região dianteira da poça. No início do tempo de base, a pressão do arco diminui, causando o deslocamento contrário do metal para a região da cratera. No seu caminho de volta o metal se solidifica, sendo que, as camadas inferiores da poça se solidificam antes do que as superiores (pois a solidificação começa da fronteira com o metal sólido). O metal das camadas superiores se solidifica pendendo na parede traseira da cratera, deixando no fundo dela um canal subsuperficial. As Figs. 4.33 e 4.34 apresentam a aparência típica de um

canal subsuperficial obtido com o processo TIG Pulsado. Os parâmetros responsáveis pela formação adequada do canal são as correntes e os tempos de pico e de base (frequência de pulsação).

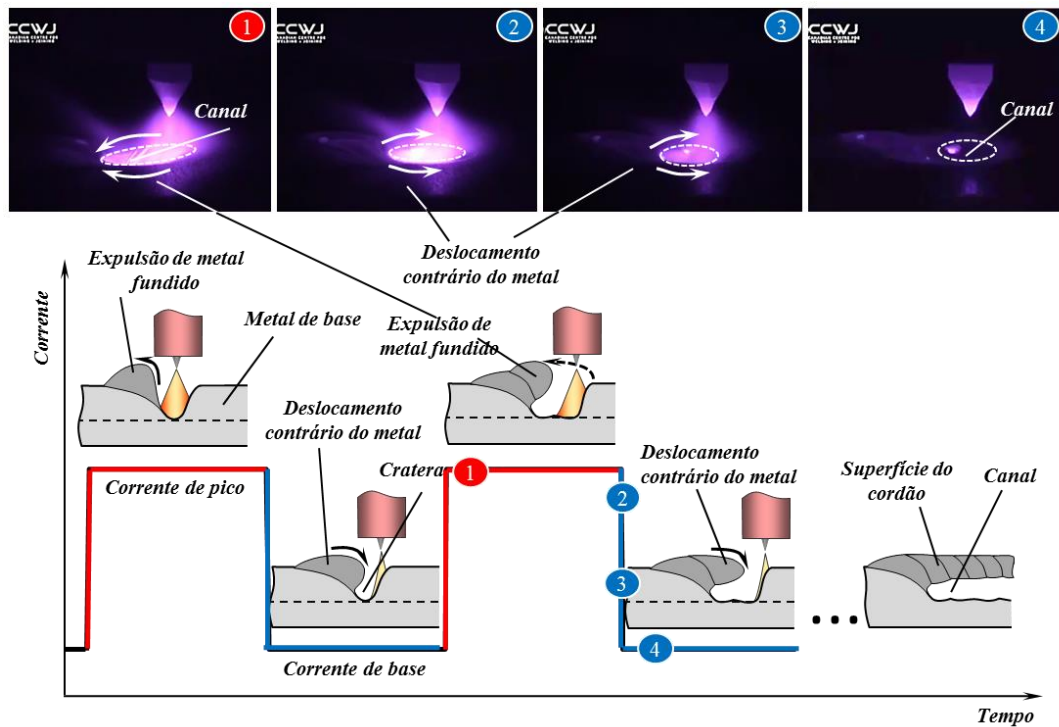


Figura 4.32 - Ilustração da formação dos canais pela ação do arco de soldagem do processo TIG Pulsado

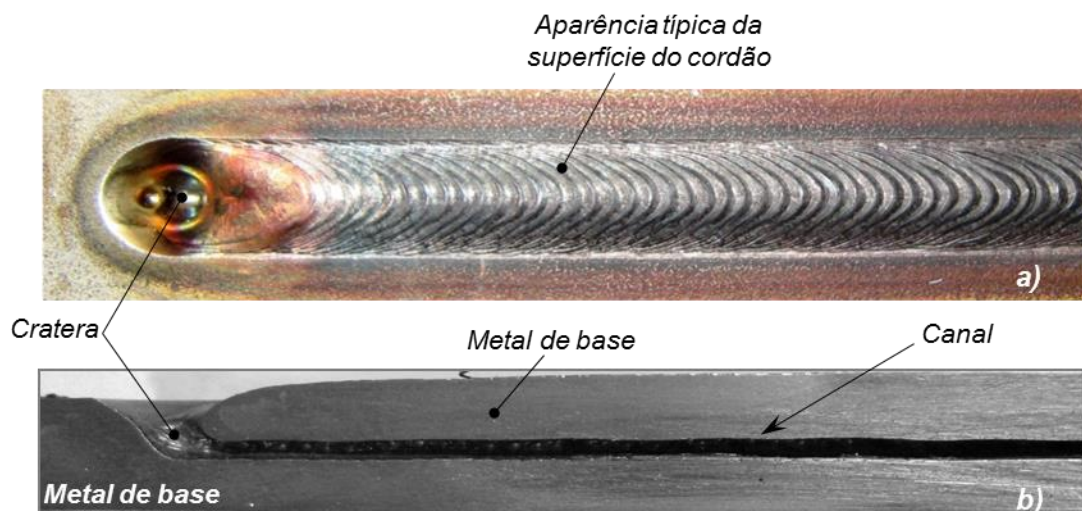


Figura 4.33 - Aspecto superficial (a) e secção longitudinal (b) de peça metálica com canal subsuperficial feito pela ação do arco de soldagem do processo TIG Pulsado

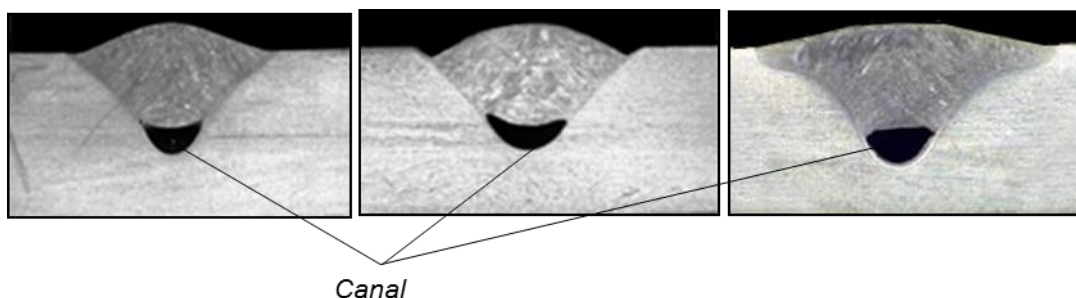


Figura 4.34 - Secções transversais de peças metálicas com canais subsuperficiais feitos pela ação do arco de soldagem do processo TIG Pulsado

4.13 Influência da posição sobrecabeça na geração das cavidades

Com a tentativa de promover à confecção dos canais foi proposto soldar na posição sobrecabeça (Fig. 4.35), partindo da hipótese que nesta posição o escoramento da poça de fusão, devido a força de gravidade, poderia ajudar a formar os canais e deixá-los abertos ao longo de cordão.



Figura 4.35 - Bancada de soldagem utilizada para soldagens na posição sobrecabeça

Os testes foram realizados por simples fusão sobre chapa de aço inoxidável com o comprimento de arco um pouco mais longo, a saber, de 3,5 mm, pois o arco mais curto podia causar os contatos entre a ponta de eletrodo e a poça de fusão pendida. A corrente de pulso (I_p) foi de 350 A e de base (I_b) de 15 A com a frequência de 1 Hz e 2 Hz e com a velocidade de soldagem de 18 cm/min e 27 cm/min. Estas condições de soldagem foram escolhidas pois tinham apresentado melhores resultados na geração das cavidades na posição plana. Os resultados desses experimentos são mostrados na Fig. 4.36.

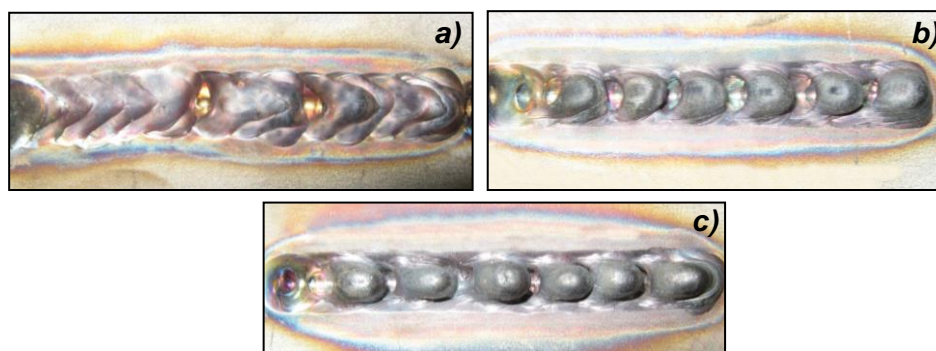


Figura 4.36 - Influência da posição sobre a formação das cavidades nas diferentes condições de soldagem: a) $V_s = 27$ cm/min com $F = 1$ Hz; b) $V_s = 27$ cm/min com $F = 2$ Hz; c) $V_s = 18$ cm/min com $F = 2$ Hz

Ao contrário do esperado, os testes mostraram que a tendência de escorrimento do metal líquido resultava na formação de corcovas na superfície do cordão. Ou seja, a tensão superficial do metal líquido não foi suficiente para vencer a ação contrária da gravidade, a responsável para a formação da corcova, impedindo a formação das cavidades (fechando e abrindo-as). Por isso, esta abordagem para a confecção dos canais foi desprezada para experimentos posteriores.

4.14 Aplicação do robô para confecção de canais subsuperficiais curvilíneos

De forma a demonstrar melhor a potencialidade da fabricação de canais subsuperficiais pelo arco de soldagem, abaixo são apresentados os resultados da aplicação do robô para confecção de canais subsuperficiais curvilíneos (Fig. 4.37). Esta técnica mostrou resultados promissores. Além da possibilidade de realizar diferentes trajetórias do cordão (Fig. 4.38), o robô permite manter o comprimento de arco com maior precisão, assim aumentando a robustez da formação do canal.



Figura 4.37 - Bancada de soldagem utilizada para confecção dos canais curvilíneos

A outra vantagem do uso do robô é a possibilidade de mudar a velocidade de soldagem ao longo do cordão. Os testes realizados no percurso deste trabalho mostraram que para a formação do canal acontecer com êxito, na parte inicial do cordão a velocidade de soldagem tem que ser mais baixa, pois o metal está frio. À medida do aquecimento do metal base, a velocidade de soldagem deve ser gradualmente aumentada. (Fig. 4.38).

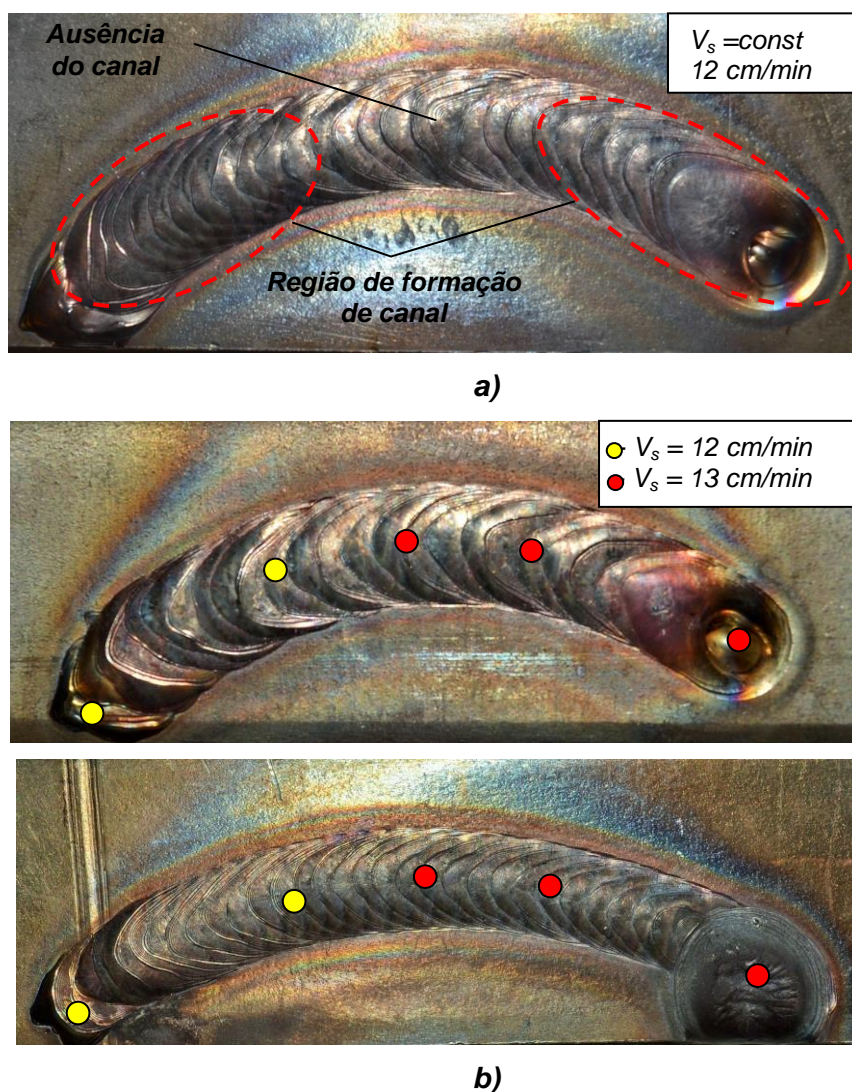


Figura 4.38 - Canais curvilíneos obtidos com a utilização do robô: a) Velocidade de soldagem constante: cordão com o canal fechado no meio; b) Velocidade de soldagem variável: cordões com o canal contínuo

4.15 Influência da técnica de soldagem a Plasma na formação de cavidades

Partindo do fato que a soldagem a Plasma (PAW) assegura maior penetração, foi proposto verificar este processo (na versão com a corrente pulsada) para a confecção dos canais. Como a soldagem a Plasma foi desenvolvida a partir do processo TIG, este fato

confere a esses processos características similares o bastante. A principal diferença é que no processo Plasma o arco é constrito, proporcionando uma maior rigidez e uma maior densidade de energia que no processo TIG, levando a um maior poder de penetração. De uma forma geral, o processo PAW produz cordões mais estreitos e com a maior penetração, que, por sua vez, segundo Moiseenko; Edelstein; Krasnov (1969), deveria reter os gases no fundo da cratera promovendo a formação do canal, sendo promissor para o estudo em questão. No entanto, essa técnica de soldagem é mais complexa e tem ainda mais parâmetros a ser regulados do que o TIG. Dentre os inúmeros parâmetros de regulação do processo PAW, os principais para o controle da formação dos canais são: a vazão do gás de plasma, a corrente e a velocidade de soldagem. Apesar de serem considerados como parâmetros secundários, o diâmetro do bocal de plasma (diâmetro do orifício constritor), o recuo do eletrodo e a distância tocha-peça (distância entre o bocal constritor e a peça), podem também influenciar nas características geométricas do cordão de solda, e assim na formação dos canais.

Nesta etapa, soldagens foram realizadas nos corpos de prova de aço carbono e de aço inoxidável com a mesma espessura que foi utilizada na soldagem TIG, variando-se os parâmetros principais (veja acima) e mantendo-se constantes os secundários. Infelizmente, o processo foi muito instável sem apresentar uma penetração esperada. A explicação disso pode ser que o equipamento usado não tinha uma manutenção adequada. Os resultados obtidos (geometria do cordão) não mostraram nenhuma diferença significativa em relação às soldas feitas com o processo TIG. Por isso, foi decidido continuar com o processo TIG Pulsado, pois, além do mais, ele é mais simples e robusto, mais fácil de operar e de manutenção mais simples.

4.16 Influência da técnica de soldagem A-TIG na formação de cavidades

Nos capítulos anteriores, foi feito um estudo amplo o bastante à respeito do efeito das variáveis do processo TIG sobre a confecção das cavidades e a geometria de cordão. A partir do conhecimento do efeito destas variáveis, é possível indicar as condições, que visem, por exemplo, obter uma maior probabilidade de confecção das cavidades com geometria desejada. Mas, por enquanto, não foram encontradas as condições que asseguravam uma boa rigidez na geração das cavidades (o maior comprimento alcançado até agora não ultrapassou 120 mm - 130 mm. Por isso foi proposto verificar mais uma técnica promissora (que deveria melhorar a confecção dos canais), a saber, a soldagem TIG sobre uma camada do fluxo ativo especial, conhecida como A-TIG. Esta técnica foi introduzida pelo *Paton Welding Institute* na primeira metade dos anos 60 para aumentar a

produtividade do processo TIG e consiste na aplicação de uma fina camada de um fluxo na forma de pó por cima da superfície da peça antes da soldagem. Segundo Lucas e Howse (1996), assim como Marya (2002), a utilização do fluxo ativo permite obter a penetração até 3 vezes maior comparado com o processo convencional. O que, por sua vez, segundo Moiseenko, Edelstein, Krasnov (1969), vai reter os gases no fundo da cratera promovendo a formação do canal. A aplicação do fluxo (no caso fornecido em pó) é normalmente feita na forma da solução líquida misturando-o com a acetona ou álcool. Uma vez depositado por um pincel, ou por spray, uma fina camada de fluxo se forma e se seca rapidamente antes da soldagem propriamente dita.

Desta forma, o objetivo destes testes foi verificar se a técnica da aplicação da camada de fluxo ativo na soldagem TIG podia aumentar a robustez do processo de confecção dos canais. Para verificar os fenômenos envolvidos no aumento da penetração e formação das cavidades nas soldas usando o processo A-TIG, os testes foram realizados nas chapas de aço inoxidável com fluxo ativo TiO_2 com simples passe (sem deposição do metal de adição), sendo que a solda foi iniciada em uma parte da chapa livre do fluxo e finalizada na outra parte com a camada de fluxo ativo aplicado, conforme mostrado na Fig. 4.39. Este procedimento foi proposto para permitir uma comparação entre as soldagens sem e com fluxo. As condições utilizadas para as soldagens A-TIG são identificadas na Tab. 4.30.

Tabela 4.30 - Condições utilizadas para as soldagens A-TIG

Parâmetro	Valor		Parâmetro	Valor
Corrente de pulso	350 A		Frequência	2 Hz
Corrente de base	15 A		Eletrodo	EWTh-2, $\varnothing d_e = 3,2 \text{ mm}$
Vel. de soldagem	15 cm/min		Gás de proteção, vazão	Ar, 15 l/min
Dist. eletrodo-peça	3,5 mm		Ângulo de afiação	60°

A Figura 4.39 mostra os cordões obtidos com e sem aplicação do fluxo. Pode ser visto que a solda feita sem fluxo apresentou uma superfície limpa e um pouco irregular, ao passo que a solda realizada por cima da camada do fluxo formou uma camada fina de escória. As macrografias das seções transversais dos cordões mostram que, nas condições usadas, a aplicação do fluxo ativo não contribui para o aumento da penetração das soldas nem para a formação das cavidades.

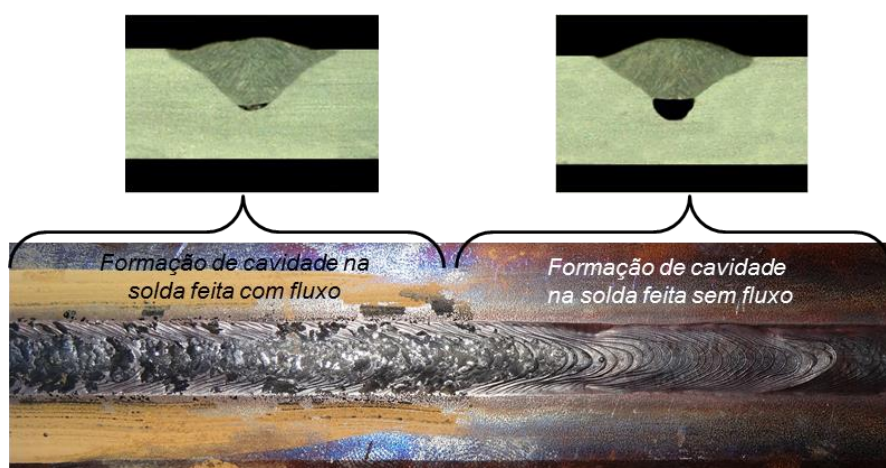


Figura 4.39 - Aspecto superficial e as macrografias das seções transversais das soldas feitas sem e com utilização do fluxo na corrente pulsada

O resultado inesperado do uso da técnica A-TIG, mencionado acima, pode ser devido à aplicação da corrente pulsada, pois todas as recomendações do uso desta técnica se referem à corrente constante. Por isso, foi proposto verificar esta técnica na corrente constante. A soldagem foi feita na corrente de 350 A com a velocidade de soldagem de 22 cm/min com os demais parâmetros mantidos os mesmos como no teste anterior com a corrente pulsada. Como se pode perceber da Fig. 4.40, o fluxo ativo, usado junto com a corrente constante, sim manifesta seu alto poder de penetração.

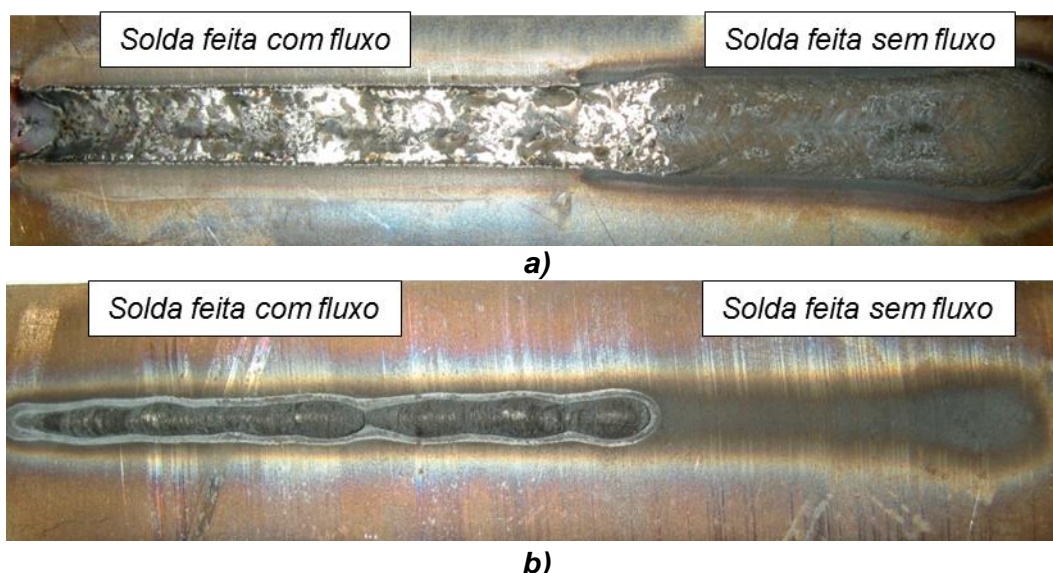


Figura 4.40 - Aspecto superficial do cordão sobre chapa em corrente constante sem e com utilização do fluxo; **a)** face da solda; **b)** raiz da solda

Para remover outras dúvidas sobre a influência e o poder penetrante do fluxo ativo na corrente pulsada seria necessário fazer mais estudos deste assunto, o que não está no escopo deste trabalho.

4.17 Confeção de canais superficiais em peças metálicas usando técnicas alternativas

Do ponto de vista metodológico, inicialmente foram estudados os princípios e mecanismos de formação dos canais. Foram avaliadas diferentes técnicas de confecção de canais subsuperficiais (internos), assim como superficiais (técnicas alternativas), tanto retilíneos como curvilíneos, em peças metálicas usando três técnicas de soldagem, a saber, por recobrimento de calhas pré-confeccionadas pelo processo MIG/MAG, por recobrimento pelo processo MIG/MAG de cordões-paredes paralelos pré-depositados pelo mesmo processo de soldagem e por confecção de canal superficial pelo tecimento especial do arco usando o processo MIG/MAG.

A proposta metodológica se baseia no seguinte procedimento: buscar e avaliar os diferentes métodos e técnicas de soldagem (MIG/MAG usando calhas pré-confeccionadas, MIG/MAG com tecimento especial do arco e usando cordões-paredes paralelos pré-depositados e recobertos pelo processo MIG/MAG).

Para as técnicas alternativas (MIG/MAG usando calhas pré-confeccionadas, MIG/MAG com tecimento especial e deposição por soldagem MIG/MAG sobre cordões-paredes pré-depositados) foi utilizada a soldagem MIG/MAG semi-automática (Fig. 4.41), usando o arame ER 5181 de aço inoxidável de 1,0 mm de diâmetro e o arame AWS A5.18 ER70S-6 de aço carbono com diâmetro de 0,8 mm.

Os gases de proteção foram escolhidos conforme o tipo de arame e o metal de base, com vazão de gás na faixa de 10,5 a 12,0 l/min. Todas as soldagens com as técnicas alternativas foram realizadas na posição plana. Chapas de aço inoxidável 304 e aço carbono com dimensões de 200 x 32 x 6,4 mm, foram utilizadas como metal base. Foi usado também um bloco de aço ao carbono simulando uma matriz.

A distância bico de contato-peça foi de 16 mm e a velocidade de alimentação de arame foi de 3 m/min.



Figura 4.41 - Técnica semi-automática da soldagem MIG/MAG

A Tabela 4.31 mostra os parâmetros e as características de soldagem MIG/MAG que foram utilizados para realizar estes testes.

Tabela 4.31 - Condições utilizadas para as técnicas alternativas

Parâmetro	Material da peça		
	Aço Carbono	Aço Inoxidável	Matriz de aço carbono
Metal de adição	ER70S-6	ER 430	ER70S-6
Diâmetro do eletrodo, [mm]	0,8	1,0	0,8
Veloc. de alimentação, [m/min]	3,0	3,5	3,0
Tensão, [V]	22,0	25,0	22,0
Corrente Média, [A]	64	76	64
Gás de proteção	Ar + 5CO ₂	Ar + 2O ₂	Ar + 5CO ₂
Dist. eletrodo-peça, [mm]	16-21	16-21	16-21

4.17.1 Técnica de confecção de canais superficiais com calhas pré-confeccionadas recobertas pelo processo MIG/MAG

Nesta técnica, como observado nas Figs 4.42 e 4.43, o canal superficial é feito a partir de uma calha pré-fabricada no metal de base (por exemplo, por goivagem a Plasma ou por fresamento) que é em seguida recoberta com um cordão de recobrimento com o processo de soldagem MIG/MAG semi-automático, deixando assim um canal superficial dentro da calha. Para evitar que o metal fundido do cordão de recobrimento escorra para dentro da calha, entupindo assim o canal superficial, o cordão de recobrimento deve ser feito com um arco curto e uma poça de fusão pequena (baixo calor imposto). O soldador deve possuir um certo nível de destreza para utilizar esta técnica. Nesta técnica o cordão de recobrimento também pode ser confeccionado com o processo de soldagem MIG/MAG automático.

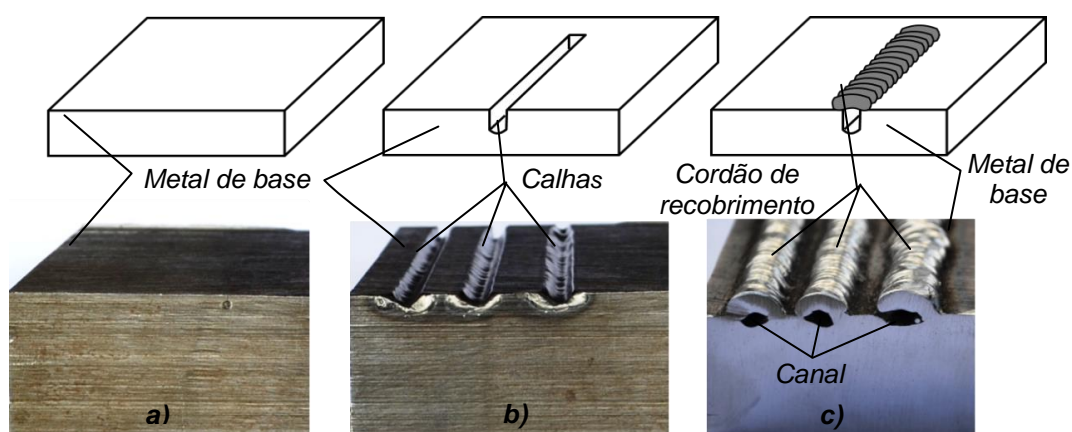


Figura 4.42 - Sequência de etapas para confecção de canais subsuperficiais com a técnica de calhas pré-confeccionadas recobertas pelo processo MIG/MAG; a) peça de trabalho, (b) peça com calhas e c) peça com canais

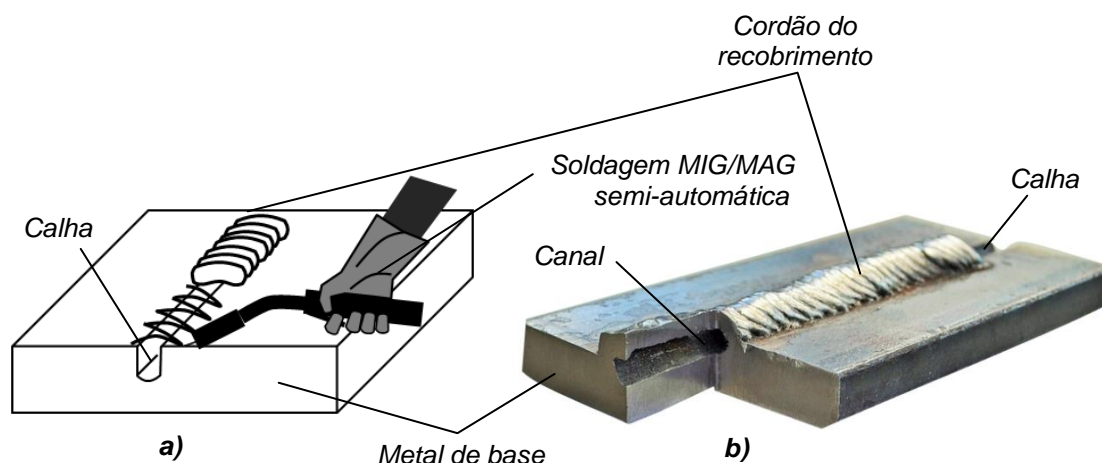


Figura 4.43 - Ilustração da confecção de canal subsuperficial com a técnica de calhas pré-confeccionadas recobertas pelo processo MIG/MAG; a) esquema da técnica e b) canal confeccionado

4.17.2 Técnica de confecção de canais superficiais em peças metálicas usando cordões-paredes paralelos pré-depositados e recobertos pelo processo MIG/MAG

Nesta técnica, como ilustrado nas Figs. 4.44, 4.45 e 4.46, o canal superficial é feito a partir de cordões-paredes paralelos pré-depositados com o processo de soldagem MIG/MAG automático no metal de base que são em seguida recobertos com um cordão de recobrimento feito com o processo de soldagem MIG/MAG semi-automático, deixando assim um canal superficial formado entre os dois cordões-paredes paralelos e o cordão de recobrimento. Para evitar que o metal fundido do cordão de recobrimento escorra entre os cordões-paredes paralelos, entupindo assim o canal superficial, o cordão de recobrimento deve ser feito com um arco curto e uma poça de fusão pequena (baixo calor imposto). O soldador deve possuir certo nível de destreza para utilizar esta técnica. Nesta técnica o cordão de recobrimento também pode ser confeccionado com o processo de soldagem MIG/MAG automático.

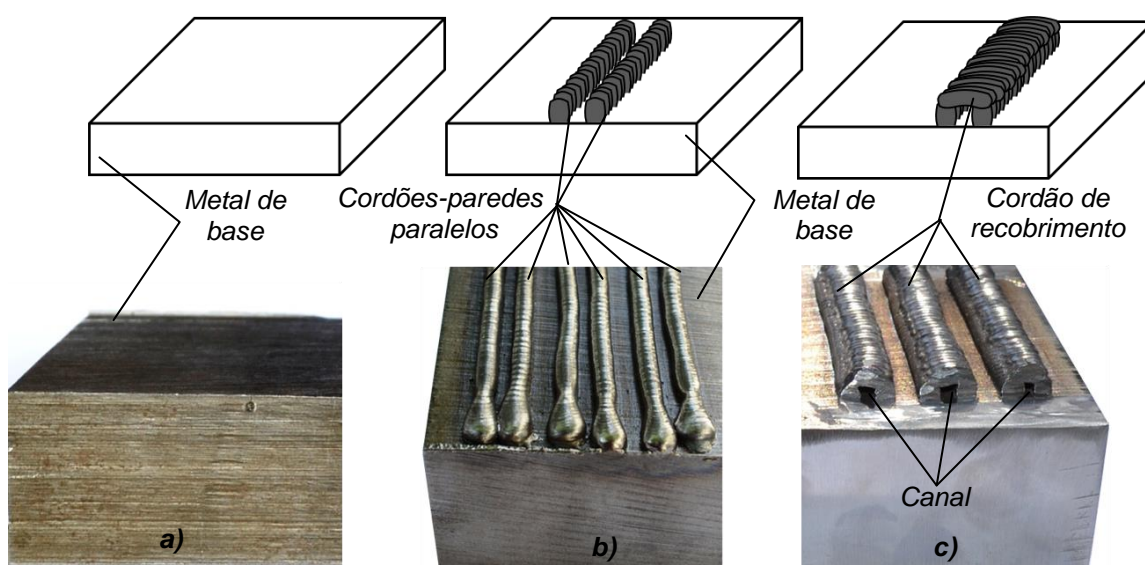


Figura 4.44 - Ilustração da confecção de canal superficial com a técnica de cordões-paredes paralelos pré-depositados e recobertos pelo processo MIG/MAG; a) peça de trabalho, b) peça com cordões-paredes paralelos e c) peça com canais

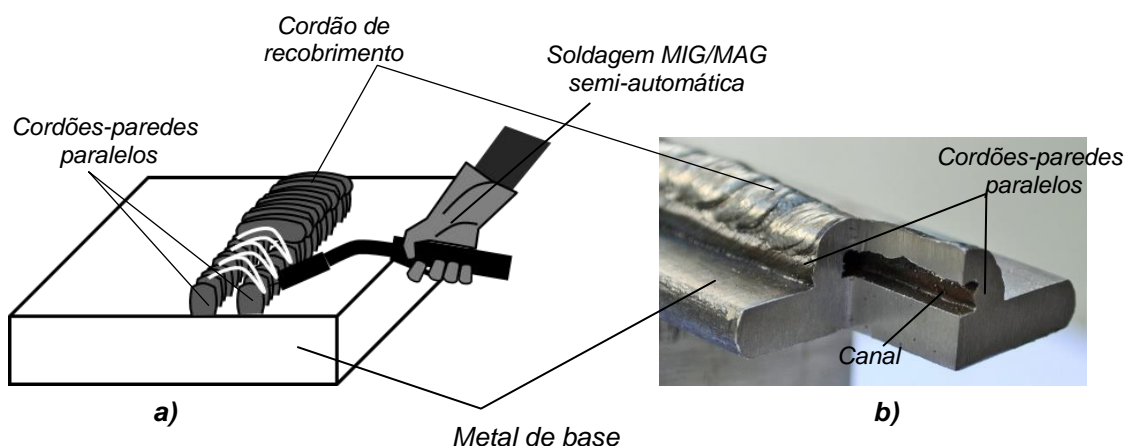


Figura 4.45 - Ilustração da confecção de canal superficial com a técnica de cordões-paredes paralelos pré-depositados e recobertos pelo processo MIG/MAG; a) esquema da técnica e b) canal confeccionado



Figura 4.46 - Canal superficial com a técnica de cordões-paredes paralelos pré-depositados e recobertos pelo processo MIG/MAG (foi feita uma interrupção intencional no processo de recobrimento para demonstrar que é possível evitar o fechamento do canal no recomeço dele)

4.17.3 Técnica de confecção de canais superficiais em peças metálicas por tecimento especial do arco usando o processo MIG/MAG

Nesta técnica, como mostrado nas Figs. 4.47 e 4.48, o canal superficial é feito por tecimento especial do arco de soldagem do processo MIG/MAG semi-automático formando um canal superficial na superfície do metal de base. Para evitar que o metal fundido do cordão escorra, entupindo assim o canal superficial, o cordão depositado pelo tecimento especial deve ser feito com um arco curto e uma poça de fusão pequena (baixo calor imposto). O soldador deve possuir certo nível de destreza no caso de soldagem MIG/MAG semi-automática. Nesta técnica o cordão depositado também pode ser confeccionado com o processo de soldagem MIG/MAG automático.

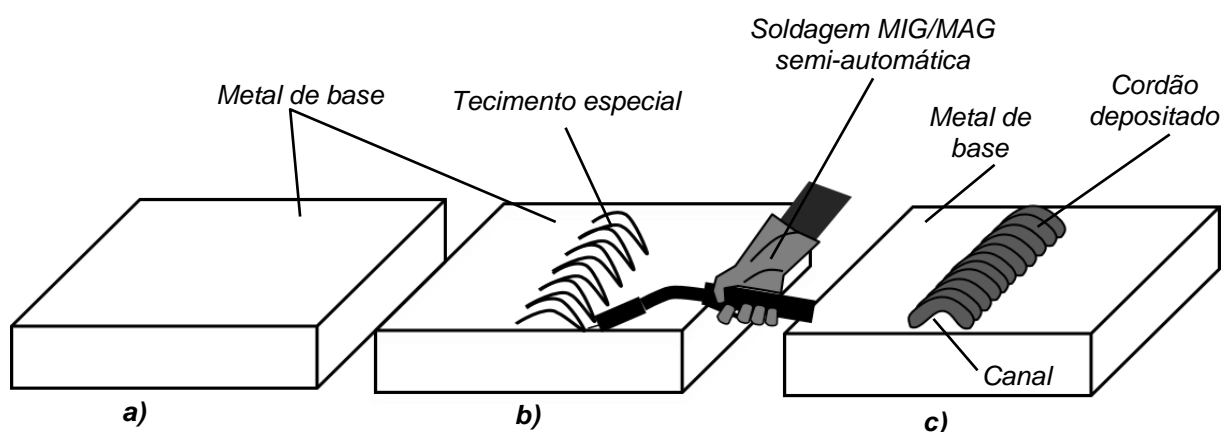


Figura 4.47 - Ilustração da confecção de canal superficial com a técnica de tecimento especial do arco usando o processo MIG/MAG; a) peça de trabalho, b) esquema da técnica e c) canal confeccionado

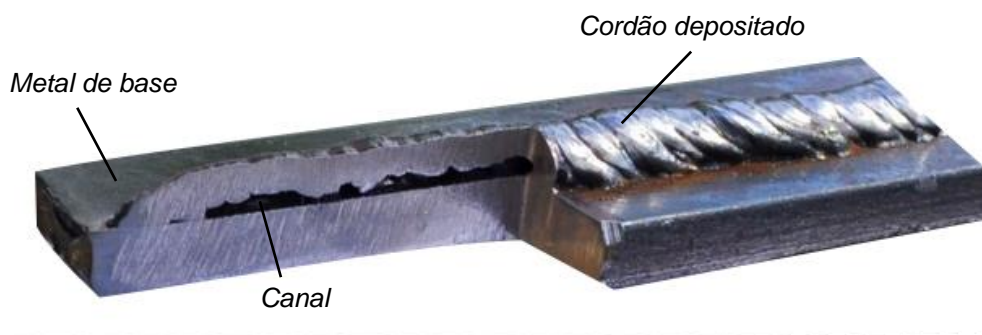


Figura 4.48 - Canal confeccionado com a técnica de tecimento especial do arco usando o processo MIG/MAG

Verificou-se que estas três técnicas podem ser utilizadas em todas as posições de soldagem (Fig. 4.49).

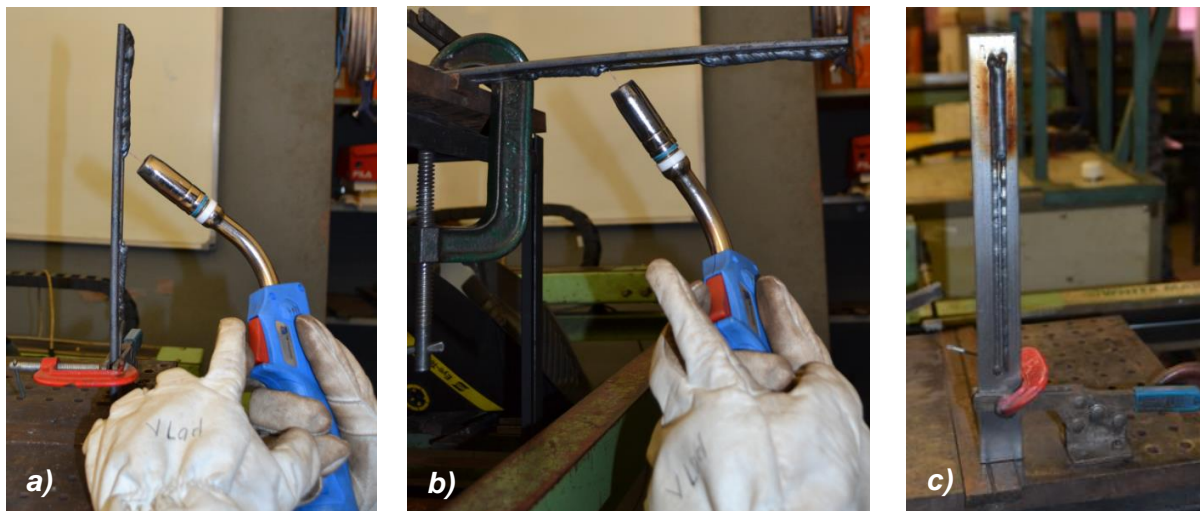


Figura 4.49 - Possibilidade de aplicação das técnicas alternativas (com calhas (a) e (b) e com cordões-paredes paralelos pré-confeccionadas (c)) em diferentes posições de soldagem

Conclui-se que as técnicas alternativas de soldagem a arco podem ser utilizadas com simplicidade, mas demandam soldadores com certa habilidade ou utilização de processos automáticos. Por fim, todas as técnicas demonstradas são capazes de confeccionar canais em peças metálicas independentemente da dureza das mesmas, já que se trabalha sempre com arco elétrico, portanto fundindo o material ao invés de usiná-lo ou de utilizar processamento por deformação e mistura (*Friction Stir Processing*).

CAPÍTULO V

ANÁLISE RESUMIDA DOS FATORES QUE DETERMINAM A FORMAÇÃO DOS CANAIS

A seguir são analisados, de maneira resumida, os fatores e as condições que governam o processo de formação das cavidades na soldagem TIG. Basicamente eles são: características do metal de base, técnica e parâmetros de soldagem (velocidade de soldagem, tipo de corrente, afiação do eletrodo, etc.).

5.1 Tipo e valor de corrente

A corrente constante, mesmo em altos valores, não conduziu à formação de cavidades. A geração das cavidades foi mais pronunciada na corrente pulsada, o que é explicado pela ação dos pulsos de corrente e pressão de arco. Ou seja, essas cavidades ocorrem devido à solidificação prematura do metal fundido quando ele escorre de volta para a poça de fusão após ter sido expulso dela (Item 4.3). Este mecanismo depende da diferença entre a corrente de pulso e a de base e da frequência de pulsação. Nas condições de alta diferença de corrente (alta corrente de pico e baixa corrente de base) e em baixa frequência (na faixa de 0,9 a 2,3 Hz) estas cavidades foram mais pronunciadas, chegando a se tornar alongadas e sempre alinhadas com o eixo do cordão. Nestas condições o metal fundido tem menos chances de voltar ao seu lugar anterior (ou seja, escorrer por completo na cratera) antes da sua solidificação. Seguindo à mesma linha de raciocínio, os pulsos de menor corrente e de menor duração expulsam menores volumes do metal fundido (com o deslocamento dele na distância menor da cratera formada). Logo, as crateras são de menor profundidade e fáceis de serem preenchidas no momento do escorrimento de volta do metal expulso sem gerar cavidades.

5.2 Ângulo de afiação do eletrodo

As cavidades foram mais pronunciadas nos ângulos com a ponta 60°, chegando a se tornar alongadas (até 12 - 13 cm). Para os ângulos de afiação do eletrodo de 30° a 40°,

estas cavidades não foram contínuas (chegando, no máximo a 5 - 7 cm), enquanto para os ângulos de 70° a 80° o cordão foi maciço (sem a presença de cavidades), como descrito no Item 4.7. Os ângulos por volta de 60° asseguram uma alta concentração da pressão de arco sobre a poça, favorecendo ao deslocamento do metal líquido para cima e fora da cratera. Com grandes ângulos de afiação do eletrodo, a pressão de arco é distribuída mais uniformemente sobre toda a superfície do metal líquido. O arco, neste caso, não se aprofunda muito dentro da poça, formando uma cratera mais rasa.

5.3 Ângulo de ataque da tocha

O ângulo de inclinação da tocha influi tanto na geometria do cordão, como também na formação das cavidades em questão. As cavidades foram mais pronunciadas, quando foi utilizado o ângulo reto. Nos ângulos puxando (negativos), elas foram de menor seção transversal e mais curtas, e quase não foram observadas nos ângulos empurrando (positivos).

5.4 Comprimento de arco

Foi observado que arcos mais curtos geraram mais cavidades no fundo de cordão, enquanto os arcos mais longos produziram cordões mais irregulares chegando a apresentar crateras abertas na superfície.

5.5 Velocidade de soldagem

O efeito da velocidade de soldagem depende do material a ser soldado. No caso do aço inoxidável, as cavidades foram mais pronunciadas em velocidades de soldagem mais baixas do que no caso do aço carbono. Para o aço inoxidável, as velocidades de soldagem, que proporcionaram melhores condições para a geração das cavidades (com maior seção e de maior comprimento) foram de 15 - 16 cm/min, enquanto que para o aço carbono elas foram de 12 - 13 cm/min (para aproximadamente as mesmas dimensões de placas de teste).

5.6 Formato de onda de corrente do processo TIG Pulsado

A formação dos canais foi mais robusta (consistente) usando o formato retangular de pulso de corrente comparando com outros formatos testados, a saber, trapezoidal ou

trapezoidal oblíquo e retangular com pacote de pulsos de corrente composto por dois pulsos consecutivos.

5.7 Material de base

As propriedades do metal base influem no processo de geração das cavidades. As cavidades foram mais pronunciadas nas chapas de aço inoxidável do que nas chapas de aço carbono, provavelmente devido à baixa condutividade térmica do aço inoxidável (melhor concentração de calor, ou seja, melhor eficiência de fusão) e à maior tensão superficial do metal na forma líquida. Foi observado que os valores da corrente e da velocidade de soldagem, que proporcionaram melhores condições para a geração das cavidades (com maior seção e de maior comprimento) também dependem do tipo do metal base.

CAPÍTULO VI

CONCLUSÕES

Os estudos feitos mostraram que o processo mais promissor a ser escolhido para a confecção das cavidades é a soldagem TIG. Por outro lado, a geração das cavidades mostrou ser muito sensível às pequenas variações dos parâmetros deste processo (tais como ângulo de afiação do eletrodo, ângulo de ataque da tocha, velocidade de soldagem, etc.), podendo levar à interrupção destas cavidades, ou seja, prejudicando a robustez da confecção dos canais.

Das análises dos resultados obtidos para as condições básicas do trabalho (soldagem TIG em aço carbono e aço inoxidável, com corrente pulsada ou constante e corrente média em torno de 200 A), pode-se tirar as seguintes conclusões:

- ✓ Cavidades (ou *porosidade de túnel*) aparecem em soldagem TIG Pulsado, devido à fusão e expulsão de metal fundido da poça de fusão pela ação térmica e mecânica da corrente de pulso;
- ✓ Com os pulsos de corrente de maior amplitude ($\Delta I = 300$ A para o aço carbono e $\Delta I = 335$ A para o aço inoxidável) e velocidades de soldagem baixas (12 cm/min para aço carbono e 15 cm/min para aço inoxidável) a tendência de geração de cavidades é maior;
- ✓ As cavidades foram presentes em todas as frequências utilizadas (0,1 - 5 Hz), mas se tornaram mais alongadas e alinhadas (formando canais) com a frequência de pulsação na faixa de 0,9 a 2,3 Hz;
- ✓ Em velocidades de soldagem mais altas aparece outro tipo de defeito, na forma de crateras, os quais são visualmente bem parecidos com o “*humping*” (muitas vezes confundidos na literatura), mas com natureza diferente;
- ✓ Com ângulos de afiação por volta de 60°, as cavidades foram mais pronunciadas, chegando a se tornar alongadas (até 12 - 13 cm) e alinhadas com o eixo do cordão.

Para os ângulos agudos (de 30° a 40°) estas cavidades não foram contínuas (chegando, no máximo a 5 - 7 cm), enquanto para os ângulos obtusos (de 70° a 80°) o cordão foi maciço (sem a presença de cavidades);

- ✓ A formação dos canais foi mais robusta (consistente) usando o formato retangular de pulso de corrente comparando com outros formatos testados, a saber, trapezoidal ou trapezoidal oblíquo e retangular com pacote de pulsos de corrente composto por dois pulsos consecutivos;
- ✓ As cavidades foram mais pronunciadas quando foi utilizado o ângulo de trabalho reto. Nos ângulos puxando (negativos) elas foram de menor seção transversal e mais curtas, e quase não foram observadas nos ângulos empurrando (positivos);
- ✓ Os arcos mais curtos geraram mais cavidades no fundo do cordão, enquanto que os arcos mais longos produziram cordões mais irregulares chegando a apresentar crateras abertas na superfície;
- ✓ As propriedades do metal base influem no processo de geração das cavidades. As cavidades foram mais pronunciadas nas chapas de aço inoxidável do que nas chapas de aço carbono, provavelmente devido à baixa condutividade térmica (melhor concentração de calor, ou seja, melhor eficiência de fusão) e à maior tensão superficial do metal na forma líquida;
- ✓ A posição de trabalho sobre cabeça não é adequada para a formação das cavidades, uma vez que, em vez de formar as cavidades se formam corcovas;
- ✓ Aplicação do processo A-TIG com a corrente pulsada não contribuiu para aumento da penetração das soldas nem para a formação das cavidades;
- ✓ A técnica de confecção de canais subsuperficiais com a soldagem TIG (corrente pulsada de alta amplitude) é bastante promissora devido à formação de canais de razoável diâmetro e longos o bastante, além de permitir fazer canais com diferentes trajetórias (curvilíneos);

- ✓ O fenômeno de formação do canal é muito sensível a quaisquer alterações de parâmetros de soldagem. Entre os parâmetros analisados, os mais importantes são corrente de pico, velocidade de soldagem e a relação entre tempo de pulso e de base;
- ✓ As técnicas alternativas de soldagem a arco podem ser utilizadas com simplicidade, mas demandam soldadores com certa habilidade ou utilização de processos automáticos.

CAPÍTULO VII

RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com o objetivo de continuação dos estudos da confecção de canais subsuperficiais de resfriamento/aquecimento em peças metálicas pela ação de um arco de soldagem visando aumento da robustez da formação destes canais, apresentam-se como sugestões para trabalhos futuros:

- ✓ Realizar mais estudos sobre o efeito da tensão superficial na formação dos canais utilizando diferentes materiais (alumínio, titânio, aço carbono, aço inoxidável, etc.).
- ✓ Estudar a influência da vazão de gás de proteção no fenômeno de formação dos canais.
- ✓ Utilizar o resfriamento de água da placa de teste para confecção dos canais.
- ✓ Aumentar a robustez da técnica de confecção de canais usando dispositivos adicionais. Algumas ideias de dispositivos adicionais são descritas abaixo.

7.1 Técnica de confecção de canais subsuperficiais em peças metálicas com assistência de gás de purga

Nesta técnica, como mostrado na Fig. 7.1, o canal se formaria pela expulsão de metal fundido da poça de fusão devido à ação da corrente de pulso utilizando o processo TIG Pulsado, ou seja, como foi apresentado no capítulo IV. A única diferença é que neste caso para evitar que o metal fundido escorra, fechando assim o canal, o último foi preenchido com o gás de purga (argônio puro) com uma leve sobrepressão.

Abaixo são apresentados os resultados de testes preliminares. Foi utilizado o processo TIG Pulsado autógeno sobre chapa (eletrodo AWS ETh2% de 4 mm de diâmetro com ângulo de ponta de 60°). As soldagens foram realizadas com o eletrodo na polaridade negativa, posicionado perpendicularmente à chapa de teste na posição plana, com um

cordão em cada placa de teste. Foram usadas chapas de aço carbono 1020 como metal de base, com dimensões de 200 x 32 x 6,4 mm. O comprimento de arco (L_a), ou distância da ponta do eletrodo até a chapa, foi mantido constante em 3,5 mm, assim como a velocidade de soldagem em 110 mm/min. A frequência de pulsação, a amplitude da corrente de pulso e de base foram mantidas constantes em 1 Hz (com $t_p=0,3$ s e $t_b = 0,7$ s), 400 A e 15 A, respectivamente.

O procedimento proposto de confecção do canal por esta técnica consiste nas seguintes etapas (Fig. 7.1 e Fig. 7.2):

- ✓ Primeiramente deve ser feito um canal curto com a cratera aberta (o que é, usualmente, fácil de fazer);
- ✓ O próximo passo é abrir um furo no início do cordão com uma broca até alcançar o canal formado;
- ✓ Conectar o gás de purga com uma leve sobrepressão;
- ✓ Posicionar a tocha de soldagem TIG no final do cordão por cima da cratera aberta;
- ✓ Abrir o arco para continuar o processo de convecção de canal.

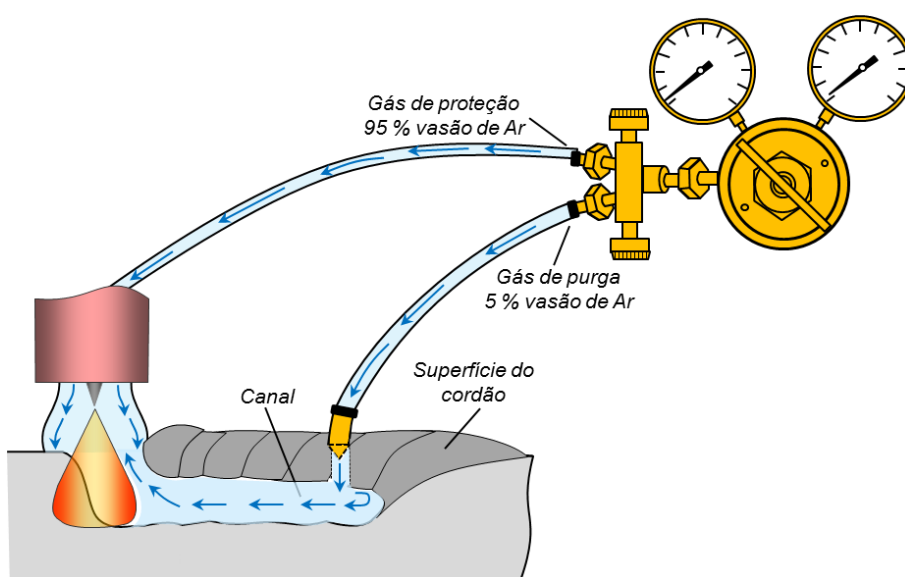


Figura 7.1 - Ilustração da confecção de canal subsuperficial em peças metálicas com assistência de gás de purga utilizando uma bifurcação

Antes de aplicar o gás de purga, foram feitos alguns testes para descobrir se foi possível recomençar o canal partindo do ponto final do canal já feito. Foi observado que a posição do eletrodo em relação à cratera final do canal é de altíssima importância, pois:

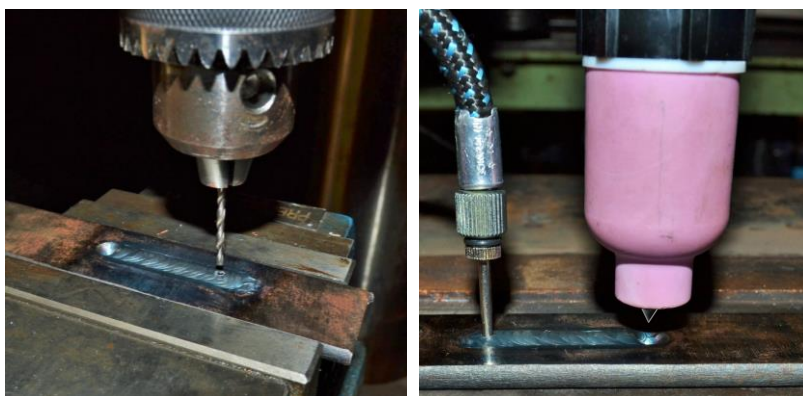


Figura 7.2 – Conexão do gás de purga

- ✓ No caso da ponta do eletrodo ficar perto da parede traseira da cratera o arco refunde a parede e metal expulso fecha o canal;
- ✓ No caso da ponta do eletrodo ficar longe da parede traseira da cratera, o metal expulso novo não alcança a parede traseira deixando um furo na superfície do cordão (Fig. 7.3, b).

A posição do eletrodo que permite unir dois cordões é no meio da cratera, como está mostrando na Fig. 7.3, a. Mas mesmo assim, o canal sai fechado (interrompido) no ponto de junção. O canal começa se formar logo na frente (após algum tempo). Era esperado que o suplemento de gás de purga (conforme a Fig. 7.1) ajudasse a sanar este problema, não deixando o metal líquido fechar o canal.

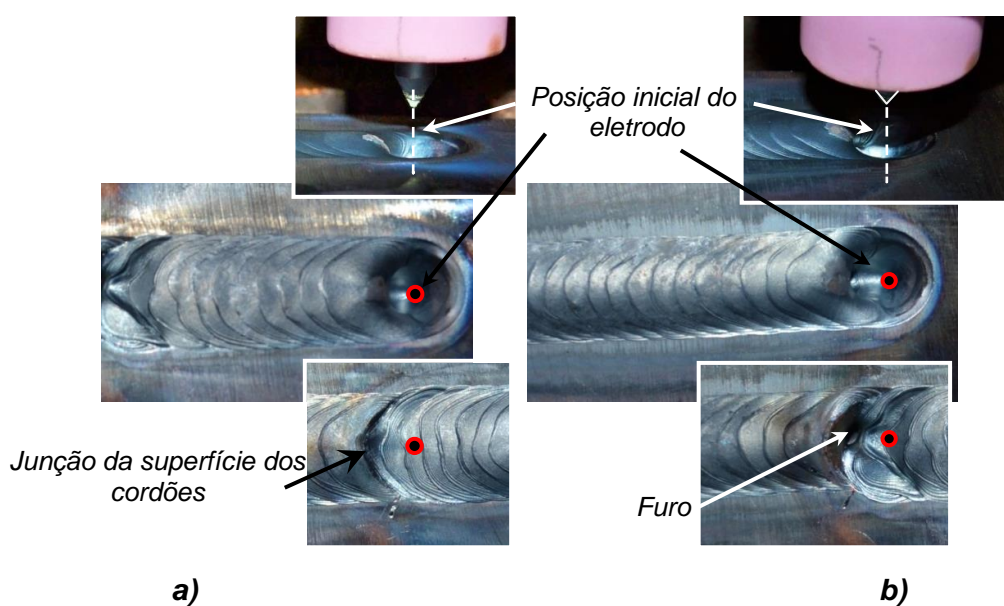


Figura 7.3 - Posição do eletrodo em relação à cratera final do canal anterior: a) eletrodo perto da parede traseira da cratera; b) eletrodo longe da parede traseira da cratera

Foram feitos testes com diferentes vazões de gás de purga com baixa vazão (por volta de 0,5 a 1,0 l/min). Infelizmente, o medidor de gás usado não permitiu medir tais baixas vazões de gás. Os resultados obtidos mostraram que vazões um pouco elevadas de gás de purga comprometeram a proteção da solda provocando porosidade (Fig. 7.4, a). Provavelmente, o fluxo do gás de purga, que é apostado ao do fluxo do gás de proteção, deteriora a eficiência da proteção (deformando e desviando o fluxo do gás de proteção), como ilustrado na Fig. 6.5. Por outro lado, vazões baixas demais do gás de purga não seguraram o metal expulso, deixando o metal líquido entupir o canal (Fig 7.4, b).

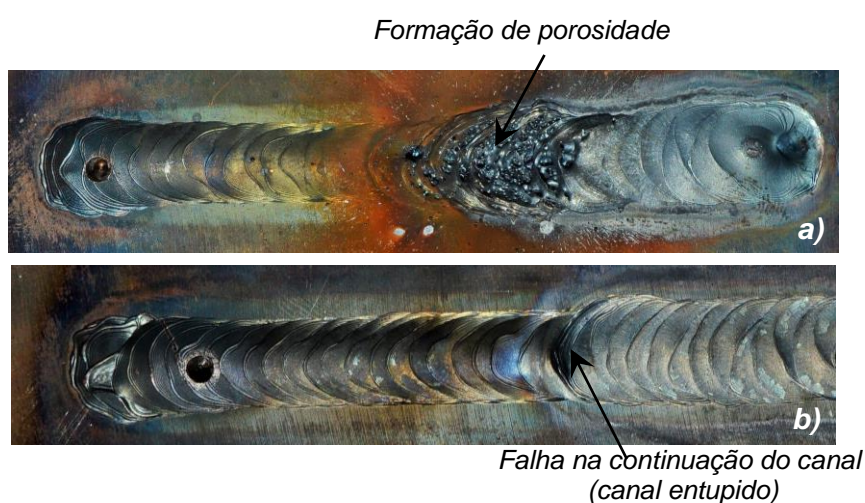


Figura 7.4 - Técnica de confecção de canais subsuperficiais em peças metálicas com assistência de gás de purga: a) utilização de gás de purga com vazão um pouco elevada; b) utilização de gás de purga com baixa vazão

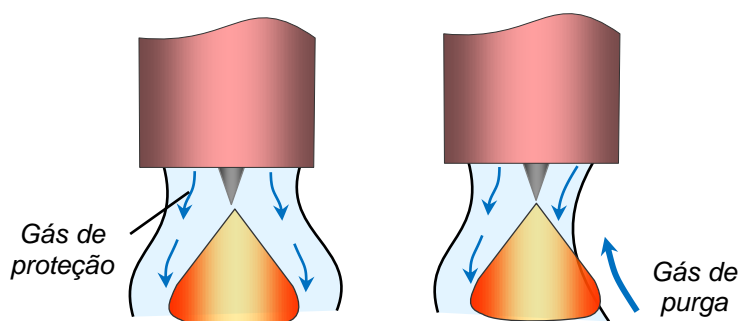


Figura 7.5 – Deterioração da proteção causada pelo fluxo do gás de purga: a) proteção normal; b) proteção perturbada

Há também outro problema proveniente do arranjo mostrado na Fig. 7.1. A distribuição de gás no regulador com a bifurcação depende da resistência exercida ao fluxo de gás correspondente. Caso o canal do cordão tiver a tendência para se fechar, a pressão na mangueira correspondente não vai subir drasticamente (embora fosse muito desejado), pois

o fluxo de gás desta mangueira simplesmente se junta ao fluxo principal (da outra mangueira). A utilização de dois reguladores separados (Fig. 7.6) resolveria este problema (a vazão de gás em ambas mangueiras não vai depender uma da outra). Além disso, a mangueira do gás de purga tem que ser o mais curta possível (para reduzir o “tempo da resposta” da pressão).

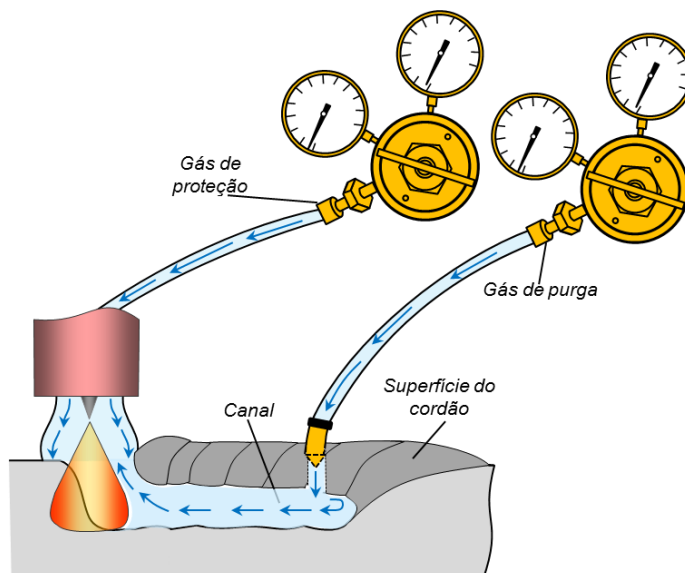


Figura 7.6 – Arranjo com dois reguladores separados

7.2 Técnica de confecção de canais superficiais em peças metálicas com ajuda de arames-parede

Nesta técnica é proposto usar o arame colocado ao longo do contorno do cordão a ser feito conforme mostrado na Fig. 7.7.

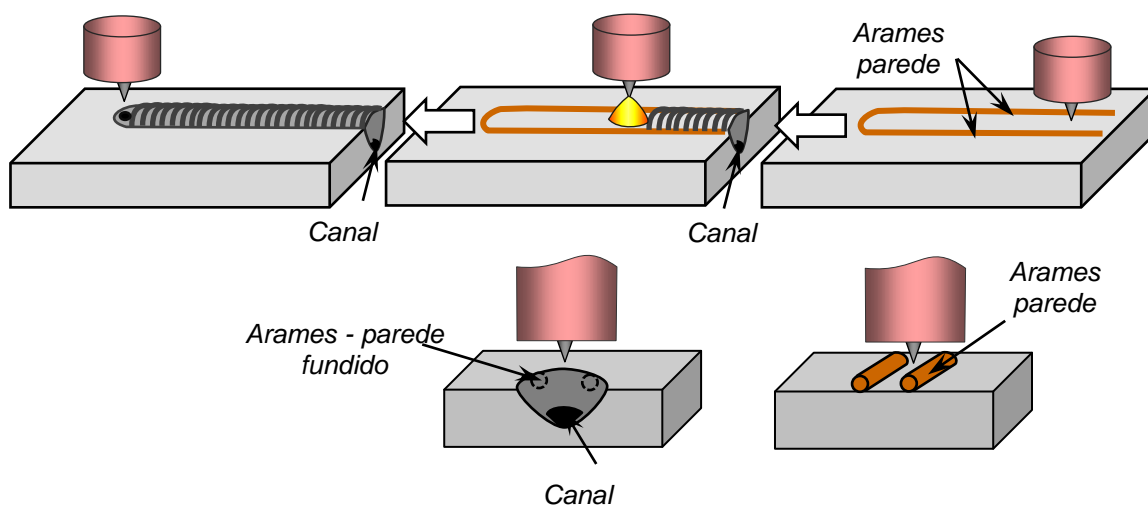


Figura 7.7 – Etapas de confecção de canal subsuperficial em peças metálicas com a técnica de resfriamento adicional usando arame maciço

É esperado que tal parede vai resfriar os laterais da poça de fusão segurando o metal líquido expulso e assim impedindo que ele volte para dentro da cratera. Logo é esperado que o canal será de maior seção e a formação dele será mais garantida. Para realizar os testes foram usados os mesmos parâmetros de soldagem como na técnica anterior. O material do arame adicional foi escolhido conforme o metal base.

Os resultados obtidos mostraram que o arame-parede não cumpriu sua função (não segurou o metal líquido nas bordas do cordão). O arame adicional se fundiu aumentando o volume do metal líquido e o tamanho da poça de fusão sem a formação do canal (Fig.7.8).



Figura 7.8 – Técnica de confecção de canal subsuperficial em peças metálicas com a técnica de resfriamento adicional usando arame maciço

7.3 Técnica de confecção de canais subsuperficiais em peças metálicas com a alimentação do argônio suplementar por um eletrodo oco de tungstênio

É esperado que o jato do argônio, ao sair de um orifício do eletrodo, ajudará a expulsar o metal do fundo da poça para cima e, ao mesmo tempo, aumentará a profundidade do canal (Fig. 7.9).

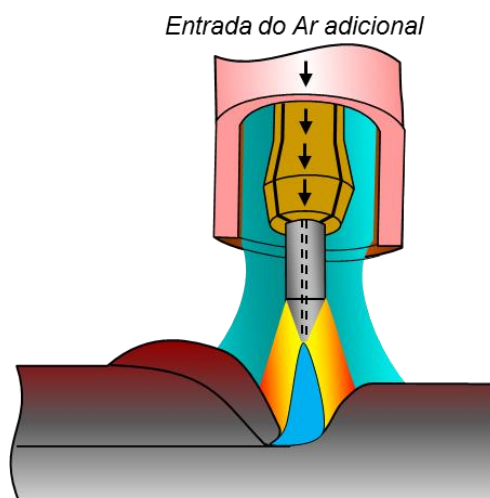


Figura 7.9 – Alimentação do argônio suplementar por um eletrodo oco de tungstênio

7.4 Técnica de confecção de canais subsuperficiais em peças metálicas com a oscilação longitudinal do eletrodo

É esperado que com a oscilação longitudinal do eletrodo sincronizada com a pulsação de corrente crescerá a penetração, pois o arco vai acompanhar o afundamento da cratera. (Fig. 7.10).

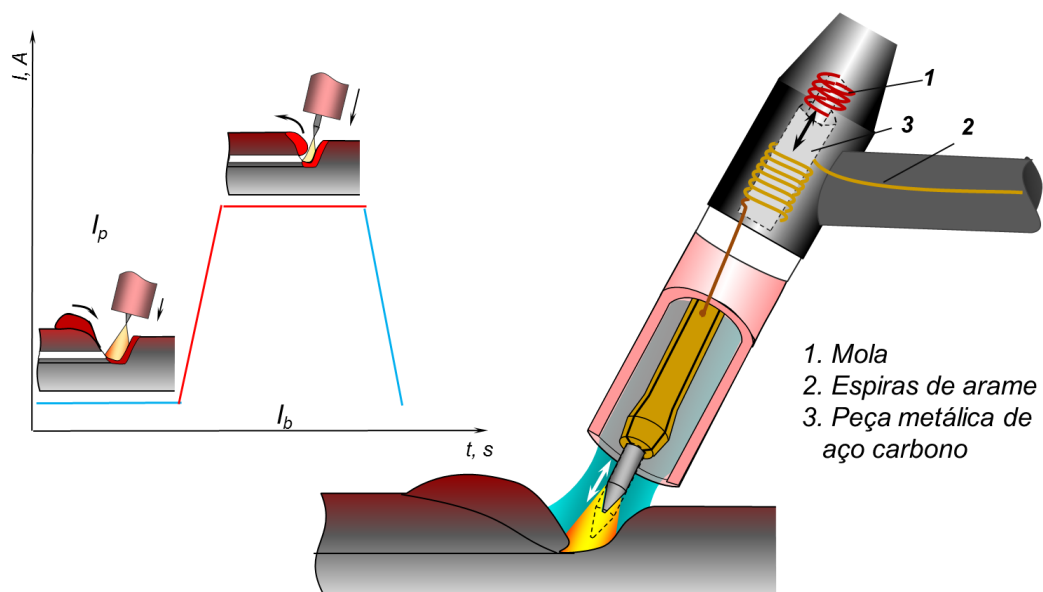


Figura 7.10 – Oscilação longitudinal do eletrodo para confecção de canais subsuperficiais em peças metálicas

CAPÍTULO VIII

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANDERSSON L.; LARSSON M. **Device and arrangement for producing a three-dimensional object**. International Publication, Patent N. WO 2001081031 (A1).Nov. 2001

BOSWORTH, M.R., Effective Heat Input in Pulsed Current Gas Metal Arc Welding With Solid Wire Electrodes. **Welding Journal**. USA, v.70, n.5, p.111-117, mai 1991.

BURGART, P.; HEIPLE, C. A. Interaction between Impurities and Welding Parameters in Determining GTA Weld Shape. **Welding Journal**. USA, v. 72, n. 7, p.150s, jul. 1986.

CRUZ, S. **Molde de injeção**. São Paulo: Hemus, 2002

DILTHEY. U., KILLING, R. Heat Input for Pulsed GMAW. **Welding Design and Fabrication**. v.63, n.9, p.51-53, set 1990.

DULEBA, B.; GRESKOVIC, F. Conformal Cooling for Plastics Injection Moulding. **Strojar**, 1-5, ISSN 1338-0761, 2012.

DUTRA, J. C. et al. Modelo para Previsão da Geometria do Cordão em Soldagem TIG com Corrente Pulsada. In: XXII ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DA SOLDAGEM, 1996, Blumenau. **Anais XXII**, p. 389-400.

DYN, J. B. **Injection molds And molding**. 2. ed, New York: Van Nostrand, 1987.

EDWAR, A. et al. Dissimilar Friction Stir Welding at the Brazilian Synchrotron Light Laboratory. In: **I IIW European-South American School of Welding and Correlated Processes**, 18 to 20 of May, 2011, Ouro Preto, Brazil.

EROHIN, A. A et al. Influence of Tungsten Cathode Geometry on Some Welding Arc Characteristics and Metal Penetration. **Welding Production**. Moscow, n.18, p.25-28, 1971.

EROHIN, A. A.; BUKAROV, V. A.; ISHENKO, U. S. Influence of Angle Grinding of Tungsten Electrode Cavities. **Welding Production**. Moscow, n.5, p.20-22, 1972.

FONTANA, A. **Relação entre o Ângulo da Ponta do Eletrodo e Geometria do Cordão de Solda no Processo de Soldagem TIG**. 1986. 98 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

GORYACHEV, A. P.; ZELENIN, V. A. Non-consumable Electrode Mechanized Welding with the Buried Arc. **Automatic Welding**. Kiev, n.12, p.24-29, 1964.

GLICKSTEIN, S. S.; Friedman, E.; Yeniscavich, W. Investigation of Alloy 600 Welding Parameters. **Welding Journal**. USA, v. 54, n. 4, p. 113-122, 1975.

HARADA, J. **Moldes para Injeção de Termoplásticos – Projetos e Princípios Básicos**. São Paulo: Artiber, 2004.

HOPKINSON, N. **Investigation into Part Ejection and Heat Transfer in the Direct AIMTM Process**. 1999. Ph.D. Thesis submitted to De Montfort University, UK.

JORGE, J. C. F.; MOSCIARO, H. B.; CRUZ JUNIOR, V. P. Estudo da Variação dos Parâmetros de Soldagem do Processo TIG Pulsado nas Características do Cordão de Solda. Em: XIII ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DA SOLDAGEM, 1987, Guarujá - SP. **Anais XIII**, p. 45-56.

KEY, J. F. Anode/Cathode Geometry and Shielding Gas Interrelationships in GTAW. **Welding Journal**. USA, v. 59, n.12, p. 364s-370s, dez. 1980.

KEY, J. F. et al. Arc Physics of Gas – Tungsten Arc Welding. In: AMERICAN WELDING SOCIETY. **The Welding Handbook**. v.6, 1990, 86 p.

KOCH J., MAZUMDER J. **Apparatus and methods for monitoring and controlling multi-layer laser cladding**. United States Patent, Patent N. US6122564 (A). Sep. 2000

KONONENKO, V. Ya. **Manual and Mechanized Arc Welding and Surfacing**. Kiev. EKOTEHNOLOGIA. 2009. 456 p.

KOU, S. **Welding Metallurgy**. 2.ed. USA: John Wiley & Sons, Inc., 2002. 455p.

KUDOYAROV, B. V; KURAGEV, A. A; HATUNTSEV A. N. Weld Cavities Elongation during Automatic Welding of Titanium Alloys with the Inert Gas Shielding. **Automatic welding**. Kiev, n.1, p.28-31, 1968.

LEITNER, R. E.; MCELHINNEY, G. H.; PRUITT, E. L. An Investigation of Pulsed GTA Welding Variables. **Welding Journal**. USA, v.52, n.9, p.405s-410s, 1973.

LUCAS, W.; HOWSE, D. Activating Flux – Increasing the Performance and Productivity of the TIG and Plasma Processes. **Welding & Metal Fabrication**, January, pp. 11 - 17, 1996.

MANRICH, S. **Processamento de Termoplásticos**: rosca única, extrusão e matrizes, injeção e moldes. São Paulo: Artliber, 2005.

MARYA, M. Theoretical and Experimental Assessment of Chloride Effects in the A-TIG Welding of Magnesium. **Welding in the World**. v.46, n.7/8, p.7-21, 2002.

MAZNAYA D. Desenvolvimento e projeto de produtos plásticos molde para sua produção. Disponível em: <http://www.sapr.ru/article.aspx?id=22027&iid=1006>. Acesso em: 12 jun. 2015.

LEITNER, R. E.; MCELHINNEY, G. H.; PRUITT, E. L. An Investigation of Pulsed GTA Welding Variables. **Welding Journal**. USA, v.52, n.9, 1973.

MENDEZ, P. F.; EAGAR, T. W. Penetration and Defect Formation in High-Current Arc Welding. **Welding Journal**. USA, p.296s-305s, oct. 2003.

MENGES, G., MOHREN, P. **How to Make Injection Molds**. 2. ed. Munich: Hanser, 1993.

MISHRA R. **Integral channels in metal components and fabrication thereof**. United States Patent, Patent N. US6923362 (B2). April. 2004.

MOISEENKO, V. P.; EDELSTEIN, V. I.; KRASNOV, O. G. Discontinuities in the Welds of the Heat - Resistant Alloy EP199. **Welding Production**. Moscow, n.7, p.25-27, 1969.

NASA - National Aeronautics and Space Administration, "Liquid rocket engine fluid-cooled combustion chambers", Ohio. 1972.

NILES, R. W., JACKSON, C. E. Welding Thermal Efficiency of the GTAW Process. **Welding Journal**. USA, v.54, n. 1, p.25s - 32s, jan. 1975.

Norma Petrobras, N-1738. Descontinuidades em Juntas Soldadas, Fundidos, Forjados e Laminados.2003

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, NRB 6023: Referências bibliográficas. Rio de Janeiro, 2002. 24p.

NORRISH, J. **Advanced Welding Process**. N.Y: Publishing Ltd, 1992. 373p.

NEEDHAM, J. C. What do you Mean by Current? **Welding Institute Research Bulletin**, TWI, UK, p.277- 280, Ago 1985.

OMAR A. A, LUNDIN C. D. Pulsed Plasma - Pulsed GTA Arc: A Study of the Process Variables. **Welding Journal**. USA, p.97s-105s, 1979.

PATON, B. E. **Tecnologia da Soldagem de Metais e Suas Ligas a Arco Elétrico**. Moscou: Machinostroenie, 1974. 768p.

QUINTINO, L.; VILAÇA P.; MIRANDA R. Friction stir welding and processing at TU – Lisbon. In: **I IIW European-South American School of Welding and Correlated Processes**, 18 to 20 of May, 2011, Ouro Preto, Brazil.

PROVENZA, F. **Moldes para plastico**. São Paulo: F. Provensa, 1993.

RICHETTI, A.; FERRARESI, V. A. Influência do Gás de Proteção na Soldagem a Plasma com Keyhole. In: **I CONEM – Congresso Nacional de Engenharia Mecânica**, 2000, Natal, RN, Brasil. CD-ROM.

REES, H. **Mold Engineering**. Munich; Vienna; New York: Hanser; Cincinnati: Hanser/Gardner, 1995.

RUSSO, V. L. et al. Formation of Gas Cavities in the Weld Metal during the Automatic Welding of Titanium by Constricted Arc. **Welding Production**. Moscow, n.9, p.48-50, 1972.

RYZIKOVA M. V. **A scheme and a brief description of the fusion welding**. 2000. 12 f. Abstract - The Moscow State Academy, Moscow. Available at: < <http://works.tarefer.ru/82/100528/index.html>

SACHS E. **Tooling having advantageously located heat transfer channels**. United States Patent, Patent N. US 6354361 (B1). Mar. 2002

SAVAGE, W. F.; NIPPES, E. F.; AGUSA, K. E. Effect of Arc Force on Defect Formation in GTA Welding. **Welding Journal**. USA, v. 58, n. 7, p.212s-224s, jul. 1979.

SAVAGE, W. F., STRUNCK, S. S., ISHIKAWA, Y. The Effect of Electrode Geometry in Gas Tungsten-Arc Welding. **Welding Journal**. USA, v. 44, n. 11, p. 489s - 496s, nov. 1965.

SCHÖBEL, R. Einflüsse und Schweißbedingungen beim MIG Schweißen von Aluminium in Hinblick auf die Vermeidung von Poren. **Schweisstechnik (DDR)**. Bd.15, H.2, s. 71-74, 1965.

SCHWEDERSKY, M.B. et al. Soldagem TIG de Elevada Produtividade: Influência dos Gases de Proteção na Velocidade Limite para Formação de Defeitos. **Soldagem e Inspeção**, v. 16, n. 34, p. 333-340, 2011.

SCOTTI, A.; PONOMAREV, V. **Soldagem MIG/MAG**. São Paulo: Artliber, 2008. 283p.

SHIRALI, A. A.; MILLS, K. The effect of Welding Parameters on Penetration in GTA Welds. **Welding Journal**. USA, v. 72, n. 7, p.347s-353s, jul. 1993.

SILVA, C. **Avaliação da Técnica de Pulsção Térmica na Soldagem de Alumínio**. 2003. 219 f. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

SMIRNOV, V. V. **Equipamento para Soldagem a Arco Elétrico**. São Petersburgo: ENERGOATOMIZDAT, 1986. 650p.

SORS, L.; BARDÓCZ, L.; RADNOTI, I. **Plásticos moldes e matrizes**. São Paulo: Hemus, 1998.

SOVIET SUBMARINE. Disponível em: <http://www.comtourist.com/history/b-413-submarine/>. Acesso em: 10 jun. 2014

SPILLER, K. R., MACGREGOR, G. J. Effect of Electrode Vertex Angle on Fused Weld Geometry in TIG-Welding. **Proceedings of the Conference on Advances in Weld Processes**, the Welding Institute, April 14-16, 1970, Abington Hall, Cambridge, UK, pp. 82 to 88.

STITZ, S.; SCHILCK, K.; POOP, M. **Estudo Identifica Modos mais Eficientes de Resfriamento do Ferramental de Injeção**. Plástico industrial, ano IV nº 48, agosto, 2002.

SUZDALEV, I. V. et al. Influence of Angle of Inclination the Electrode on the Formation of Gas Cavities in the Root of the Bead at TIG Welding of Titanium. **Welding Production**. Moscow, n.11, p.44-45, 1972.

SUBMARINO. Disponível em: <http://not1.xpg.uol.com.br/submarino-como-funciona-forma-e-design-do-submarino-curiosidades/>. Acesso em: 12 jul. 2014.

TOKAR, A. **Efeito dos Parametros de Pulsação no Processo TIG sobre a Formação da Poça de Fusão**. 2011. 93 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

TOKAR, A. et al. Influence of the thermal and mechanical effects of the pulsing current on the weld bead geometry in Pulsed TIG welding. In: International Conference on Joining Materials, 2013, Helsingor. **JOM-17**. p. 1-8.

THOMAS, W. M. et al. **Improvements relating to friction welding**. European Patent, Patent N. EP0615480 (A1). Sep. 1994.

WAINER, E. et al. **Soldagem Processos e Metalurgia**. São Paulo: Edgard Blucher Ltda., 1992. 494p.

WIKIPIDIA. Disponível em: <https://ru.wikipedia.org/wiki/>. Acesso em: 10 jun. 2015

XU, X. et al. Designing Conformal Cooling Channels for Tooling. Proceedings from the Solid Freeform Fabrication Symposium, Austin, Texas, USA, August 10-12, 1998, **ISSN 1053-2153**, pp 131-146

WYLONIS, N. **Production of injection molding tooling with conformal cooling channels using the three dimensional printing process**. 1995. pp. 160. Master of Science. Dissertation submitted to Massachusetts Institute of Technology, US.

YUDODIBROTO B.Y.B. **Liquid Metal Oscillation and Arc Behaviour during Welding**. 2010. 155 p. Doctoral Thesis - Delft University of Technology, The Netherland.