UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
CENTRO TECNOLÓGICO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Uallas Henrique de Oliveira de Brito

INVESTIGAÇÕES EM PROCESSO E AUTOMAÇÃO COMO CONTRIBUIÇÃO PARA A SOLDAGEM MIG/MAG ORBITAL NO LABSOLDA - UFSC

Florianópolis
2019

Uallas Henrique de Oliveira de Brito

INVESTIGAÇÕES EM PROCESSO E AUTOMAÇÃO COMO CONTRIBUIÇÃO PARA A SOLDAGEM MIG/MAG ORBITAL NO LABSOLDA - UFSC

Dissertação submetida ao Programa de Pós graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.
Orientador: Prof. Dr. Régis Henrique Gonçalves e Silva
Coorientador: Prof. Dr. Jair Carlos Dutra

Florianópolis
2019

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor,
através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Brito, Uallas Henrique de Oliveira de
Investigações em processo e automação como contribuição para a soldagem MIG/MAG orbital no LABSOLDA - UFSC / Uallas Henrique de Oliveira de Brito ; orientador, Régis Henrique Gonçalves e Silva, coorientador, Jair Carlos Dutra, 2019.
139 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Florianópolis, 2019.

Inclui referências.

1. Engenharia Mecânica. 2. Soldagem Orbital. 3. Preenchimento de juntas. 4. Teor de CO2. 5. Arame Maciço/Tubular. I. Silva, Régis Henrique Gonçalves e. II. Dutra, Jair Carlos. III. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

Uallas Henrique de Oliveira de Brito

INVESTIGAÇÕES EM PROCESSO E AUTOMAÇÃO COMO CONTRIBUIÇÃO PARA A CONSOLIDAÇÃO DA SOLDAGEM MIG/MAG ORBITAL NO LABSOLDA - UFSC

O presente trabalho em nível de mestrado foi avaliado e aprovado por banca examinadora composta pelos seguintes membros:

Prof. Dr. Engº. Carlos Enrique Niño Bohórquez
Universidade Federal de Santa Catarina

Dr. Engº. Giovani Dalpiaz
PETROBRAS

Certificamos que esta é a **versão original e final** do trabalho de conclusão que foi julgado adequado para obtenção do título de mestre em Engenharia Mecânica.

Assinado de forma digital por Jonny Carlos da Silva:51451506449
Dados: 2019.11.25 11:14:08 -03'00'

Prof. Dr. Jonny Carlos da Silva
Coordenador do Programa

Regis Henrique Goncalves e Silva:02343642974
Assinado de forma digital por Regis Henrique Goncalves e Silva:02343642974
Dados: 2019.11.21 16:05:09 -03'00'

Prof. Dr. Engº. Régis Henrique Gonçalves e Silva
Orientador

Prof. Dr. Engº. Jair Carlos Dutra
Coorientador

Florianópolis, 2019.

Dedico este trabalho à minha família. Em especial aos meus pais Gilson e Mariana e à minha esposa Aline.

AGRADECIMENTOS

Registro aqui meus sinceros agradecimentos a todos que contribuíram direta ou indiretamente na elaboração deste trabalho, o qual me proporcionou grande crescimento pessoal e profissional:

Primeiramente a Deus, pela força e sustentação diária.

Aos meus orientadores, o Prof. Dr. Jair Carlos Dutra e o Prof. Dr. Régis Henrique Gonçalves e Silva pelo rico conhecimento transmitido e pela paciência na orientação do trabalho.

À toda equipe LABSOLDA

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina

Ao CNPq e à PETROBRAS, pelo apoio financeiro e incentivo à pesquisa.

“A gente precisa continuar
acreditando:
Que vale a pena ser honesto.
Que vale a pena estudar.
Que vale a pena trabalhar.
Que é preciso construir:
A vida, o futuro, o caráter, a
família, as amizades e os
amores”

(Lya Luft)

RESUMO

A presente dissertação é uma contribuição ao desenvolvimento da soldagem MIG/MAG mecanizada, que utiliza técnicas para a soldagem orbital de tubulações típicas para a indústria de petróleo e de gás. O trabalho tem um grau de abrangência relativamente amplo, pois considera requisitos inerentes aos equipamentos, sendo um deles de ampla difusão comercial, e outro um equipamento desenvolvido pelo LABSOLDA para experiências acadêmicas, mas que também é apto de ser utilizado em campo. Neste aspecto, o objetivo foi pesquisar pontos a serem melhorados no equipamento acadêmico, tendo em vista a robustez de toda a operação de soldagem orbital. Com o auxílio de um sensor resistivo, foram avaliadas as folgas no manipulador orbital e por meio de filmagem em alta velocidade sincronizada com sinais elétricos avaliou-se o travamento do eletrodo proveniente do efeito *stick slip*. Os ensaios revelaram a importância do sistema de tracionamento auxiliar e a sincronia entre os tracionadores auxiliar e principal. O segundo aspecto abordado pelo trabalho se constituiu na avaliação dos consumíveis (arame/gás) quanto à estabilidade, produtividade e propriedades mecânicas, temática muito discutida, há longo tempo, tanto no cenário acadêmico, como na indústria. Neste campo há muitas especulações que são permeadas também por interesses comerciais. As experiências aqui desenvolvidas envolveram desde a questão de operacionalidade até os resultados de ensaios de Charpy, já que a tenacidade obtida com os dois tipos de materiais de adição é motivo de polêmica até os dias atuais. Quanto à operacionalidade foi possível afirmar que o eletrodo maciço necessita de fontes com características dinâmicas especiais, mormente quando a mistura gasosa possui níveis elevados de CO_2, enquanto que o eletrodo tubular não necessita. Referente as misturas gasosas, a presente dissertação analisou a utilização de 25% e 50% de CO_2 no argônio e do CO_2 puro. Constatou-se que o aumento do teor de CO_2 torna a solda mais robusta do ponto de vista de defeitos macrográficos, mas possui uma influência negativa na tenacidade. Por isso, é sugerida a utilização de misturas na proximidade da faixa de 50%, pois, além de não comprometer a referida tenacidade, não requer tanto das características dinâmicas da fonte de soldagem. Na comparação dos valores de tenacidade entre os dois arames, o maciço apresentou maior resistência ao impacto quando comparado ao tubular, exceto quando foram utilizados com CO_2 puro, neste cenário apresentaram resultados semelhantes.

Palavras-chave: Soldagem Orbital, Preenchimento de juntas, Teor de CO_2, Arame Maciço/Tubular.

ABSTRACT

This thesis is a contribution to the development of mechanized MIG / MAG welding using orbital welding techniques for typical oil and gas Industry *pipe lines*. The work was relatively broad in scope, considering the requirements inherent to the equipment. One of the equipment tested is widely diffused commercially, and another, developed for academic experiments, but that also has conditions to be used in the field. In this context, the aim was to search for points to be improved in the academic equipment, considering the robustness of the whole orbital welding operation. The clearances in the orbital manipulator were evaluated supported by a resistive sensor, and by means of high-speed filming synchronized with electrical signals, the electrode locking due the stick slip effect was analyzed. The tests revealed the importance of the auxiliary traction system and the perfect synchrony between the auxiliary and main tractor. The second aspect discussed in this thesis was the evaluation of the consumables (wire/gas) regarding productivity, weldability and mechanical properties, topics always on discussion both in academia and industry. In this field there are many speculations that are also permeated by commercial interests. The experiments developed involved the operability of the welding process as much as the Charpy tests results, since the tenacity obtained with the two types of filler materials, solid wire and tubular wire, is still controversial nowadays. Regarding the operability it was possible to state that the tubular electrode does not require welding sources with special properties, whereas the solid electrode needs sources with special dynamic characteristics, especially when the gas mixture has high levels of CO_2. Concerning to this gas mixture the present thesis analyzed the use of 25% and 50% of CO_2 with argon and the pure CO_2. It was verified that the increase of the CO_2 content makes the weld more robust regarding to macrographic defects, but it has a negative influence on the tenacity. Therefore, gas mixtures using around 50% of CO_2 is suggested, since it does not compromise the tenacity, and also does not require so much of the dynamic characteristics of the welding source. In the comparison of the tenacity values between the two wires, the solid one showed higher impact resistance than the tubular one, except when they were used with pure CO_2, in this case they had similar results.

Keywords: Joint filling, Orbital welding, CO_2 content, Solid / Tubular Wire.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Esquema de soldagem com arame tubular e proteção gasosa. À direta, oscilograma característico do processo para Im 160 A 29
Figura 2.2 – Esquema de transferência metálica por curto-circuito convencional, acompanhada pelos oscilogramas de corrente e tensão 30
Figura 2.3 – Índice de respingos gerado em função da tensão de soldagem 31
Figura 2.4 – Esquema do sistema massa-mola-amortecedor presente no mangote no processo de soldagem. 32
Figura 2.5 – Efeito do CO_2 no gás de proteção no formato na mancha anódica, e na densidade da corrente 34
Figura 2.6 – Efeito do teor de CO_2 no gás de proteção sobre a taxa de geração de respingos na soldagem MIG/MAG com arame eletrodo maciço 35
Figura 2.7 – Perfil de penetração esquemático para soldagem MIG/MAG com Ar (esquerda) e CO_2 (direita). 36
Figura 2.8 – Perfil de penetração para diferentes concentrações de CO_2 36
Figura 2.9 – Tenacidade de soldas realizadas com diferentes teores de CO_2 no gás de proteção, para uma mesma condição de soldagem 37
Figura 2.10 – Posicionamento dos tubos para realização da soldagem orbital tubo 38
Figura 2.11 – Posições de soldagem de acordo com o posicionamento do eixo do tubo desde 0° até 90° 38
Figura 2.12 – Identificação das posições de soldagem ao redor do tubo 39
Figura 2.13 – Soldagem manual de tubulação. a) passe externo de preenchimento; b) passe de raiz pela parte interna do tubo 39
Figura 2.14 – Soldagem orbital mecanizada 40
Figura 2.15 – Manipuladores comerciais para soldagem orbital. A) Helix T55 - Lincoln Eletric®; B) Pipiliner 609 - Magnatec®. 41
Figura 2.16 – Tartílope V-Top, Equipamento de soldagem orbital de tubos desenvolvido pelo LABSOLDA. 42
Figura 2.17 – Comportamento da gota e da poça de fusão para casa posição de soldagem 42
Figura 2.18 – Efeito das forças atuantes na soldagem orbital. Ff: força de suporte do metal de base; Fn: tensão interfacial, Pa: Força devido à pressão do arco; Pd: impacto da gota; G: gravidade 43
Figura 2.19 – Comportamento da poça de fusão para diferentes posições 43

Figura 2.20 – Graus de liberdade da tocha de soldagem 44
Figura 2.21 – Influência da frequência de tecimento sobre o cordão de solda..... 44
Figura 2.22 – Comparação da geração de respingos para: a) CCC e b) MIG/MAG convencional, ambos com CO_2 puro como gás de proteção 45
Figura 2.23 – Cordão de Solda, A) face do cordão, B) ensaio de líquido penetrante, C) ensaio de ultrassom 46
Figura 2.24 – Cordão de raiz em chanfro V, tubo 16”. a) CCC; b) STT; c) CMT 47
Figura 2.25 – Macrográfias das seções transversais de soldas realizadas com CCC em Tubo de 22" 47
Figura 3.1 – Bancada de Testes na Posição 5G: (a) cabeçote alimentador de arame, (b) fonte de soldagem, (c) cinta metálica, (d) manipulador orbital, (e) controle do manipulador, (f) suporte para tubulação 49
Figura 3.2 – Bancada de Testes na Posição 5G: (a) cabeçote alimentador de arame, (b) fonte de soldagem, (c) unidade de refrigeração, (d) manipulador orbital, (e) controle do manipulador, (f) suporte para tubulação 50
Figura 3.3 – Projeto da junta em “U”, área 112mm² 51
Figura 3.4 – Bancada de biselamento de tubos 51
Figura 3.5 – Bancada de análise de gases de proteção: (a) Cilindro de argônio de processo, (b) cilindro de Dióxido de Carbono, (c) misturador de gases, (d) analisador de gases, (e) cilindro de Argônio de referência 53
Figura 3.6 – Sistema de aquisição de dados portáteis 54
Figura 3.7 – Câmera para filmagem termográfica 54
Figura 3.8 – Montagem da câmera de filmagem em alta velocidade na bancada para monitoração da soldagem 55
Figura 3.9 – Posição que foram retiradas as amostras; (b) representação esquemática da seção transversal 56
Figura 3.10 –Fluxograma geral do trabalho 58
Figura 4.1 – Bancada de avaliação do equipamento nacional: tubo de 22" angulado em 20° com sistema de soldagem orbital MIG/MAG com alimentação de arame auxiliar. Onde: (1) Fonte de soldagem; (2) Alimentador de arame principal; (3) Tubo; (4) Trilho; (5) Carrinho; (6)..... 59
Figura 4.2 – Cinta metálica 60
Figura 4.3 – Sistema de movimentação da tocha e tracionador auxiliar de arame..... 60

Figura 4.4 – Posicionamento do sensor para medir o deslocamento. (A) eixo x; (B) eixo y; (C) eixo “z”. (D) Visão geral da montagem do sistema (SAP) 61
Figura 4.5 – (A) Trilho bipartido com perímetro de 206 cm. (B) Trilho fechado com a base do carrinho na parte superior 62
Figura 4.6 – (A) Sapatas de fixação, setas indicam as ranhuras de controle de aperto da sapata; (B) cremalheira de engate do manipulador 62
Figura 4.7 – Distância do trilho-tubo para cada sapata 63
Figura 4.8 – Perfil de variação da distância entre a ponta da tocha e a superfície do tubo, da região 12h até a região 6h. Equipamento nacional. 63
Figura 4.9 – Perfil de variação da distância entre a ponta da tocha e a superfície do tubo, da região 12h até a região 6h. Equipamento comercial 64
Figura 4.10 – Vista inferior do trilho. O empenamento do trilho fica perceptível ao analisar as manchas geradas pelas rodas emborrachadas do carrinho 65
Figura 4.11 – Variação da distância tubo-sensor ao forçar o carrinho no sentido do eixo "y" em ambas direções 65
Figura 4.12 – Variação de posição na amplitude máxima do eixo “y”. (A) Limite superior de curso. (B) Limite inferior de curso. 66
Figura 4.13 – Diferença (em mm) entre a amplitude configurada e a amplitude lida. Posição 3h. No retângulo tracejado encontra-se a faixa operacional usada no trabalho. 67
Figura 4.14 – Sobreposição dos pontos medidos indica que não há influência da posição de soldagem no desvio de amplitude no tecimento. Frequência de oscilação 2Hz 67
Figura 4.15 – Disposição do conduíte em função da posição de soldagem. 69
Figura 4.16 – Variação da alimentação observada com equipamento nacional na posição plana 70
Figura 4.17 – Comparação entre equipamento nacional e comercial quanto ao travamento do eletrodo. NSP – Nacional, sem tracionador auxiliar; NCP – Nacional, com tracionador; CCP – Comercial. 71
Figura 4.18 – Passes de raiz e preenchimento realizado com CCC – Tubo de 558,8 mm diâmetro e 31,8 mm de espessura, eletrodo ER70S-6. A) Gás C25 Im = 130A; B) Gás C25 – Im = 150 A; C) Gás C50 Im = 150A 73
Figura 4.19 – Passes de raiz e preenchimento realizado com CCC – Tubos de 15mm de espessura – Im = 150 A. a) gás C25; b) gás C50 73
Figura 4.20 – Oscilograma de corrente e tensão, para soldagem com gás C25, Im = 180A 74

Figura 4.21 – Instabilidade do processo MIG/MAG com arame maciço e gás CO_2, em verde o valor mínimo de corrente para manter o processo estável.....75
Figura 4.22 – Detalhamento da onda de corrente do MIG/MAG Soft. 76
Figura 4.23 – Oscilograma de utilização do MIG/MAG Soft antes da mudança no controle .77
Figura 4.24 – Oscilograma de utilização do MIG/MAG Soft com controle misto –arame maciço e Gás C100 77
Figura 4.25 – Procedimento de ensaio: soldagem, remoção da escória e respingos e pesagem de cada etapa. 79
Figura 4.26 – Taxa de deposição do arame tubular E71T-1 de 1,2 mm com mistura de 50% de CO2 no argônio e arame maciço ER70S de 1,2 mm com a mistura de 18% de CO2 no argônio. 80
Figura 5.1 – Esquema de testes realizados para avaliação da estabilidade 82
Figura 5.2 – Oscilograma de corrente e tensão. Ip – Corrente de Pico (A), Ta – Tempo de Arco (ms), Tc – Tempo de Curto 82
Figura 5.3 – Oscilogramas de corrente e tensão para soldagem orbital com deposição sobre tubo, com arame ER70S-6 e gás de proteção C25; A) PP; B) VD; C) SC.....84
Figura 5.4 – Oscilogramas de corrente e tensão para soldagem orbital com deposição sobre tubo, com arame ER70S-6 e gás de proteção C50. A) PP; B) VD; C) SC. 85
Figura 5.5 – Oscilogramas de corrente e tensão para soldagem orbital com deposição sobre tubo, com arame ER70S-6 e gás de proteção C100; A) PP; B) VD; C) SC. 86
Figura 5.6 – Gráfico de Tensão versus Corrente - Im 180 A, posição 1h. A) C25; B) C50; C) C100 87
Figura 5.7 – Picos de Corrente para soldagem orbital. Nas linhas são variados o teor de CO_2 e nas colunas a posição de soldagem (1h, 3h, 5h).....89
Figura 5.8 – Filmagem em alta velocidade para soldagem em chanfro, com arame maciço e gás C25 na posição Plana.....90
Figura 5.9 – Filmagem em alta velocidade para soldagem em chanfro, com arame maciço e gás C50 na posição Plana.....91
Figura 5.10 – Filmagem em alta velocidade para soldagem em chanfro, com arame maciço e gás C100 na posição Plana 92
Figura 5.11 – Período e frequência de destacamento para soldagem orbital, em função da posição de soldagem e das concentrações de CO_2 no gás de proteção. A) C25; B) C50; C) C100 93

Figura 5.12 – Diâmetro médio da gota no processo MIG/MAG em função do teor de CO_2, (a) C25; (b) C50; (c) C100 94
Figura 5.13 – Efeito do gás sobre a depressão na poça de fusão. (a) C25 - 3,2 mm; (b) C50 - 4,8 mm; c) C100 - 5,5mm 95
Figura 5.14 – Configuração utilizada para filmagem termográfica durante a soldagem. (a) Bancada experimental. (b) Medição da temperatura da poça. 96
Figura 5.15 – Filmagem termográfica da soldagem com arame maciço.(a) C25 – 548 ºC;(b) C50 – 566 ºC;(c) C100 – 595 ºC 97
Figura 5.16 – Perfil térmico transversal da filmagem no verso da chapa. Arame Maciço 97
Figura 5.17 – Filmagem termográfica para soldagem com arame tubular. Im = 150 A. a) Gás C25 – 581 ºC. b) Gás C50 – 563 ºC. c) Gás C100 – 569 ºC 98
Figura 5.18 – Perfil térmico transversal da filmagem no verso da chapa. Arame Tubular 98
Figura 5.19 – Relação entre temperatura e potência 98
Figura 5.20 – Macrográfia da seção transversal para soldagem com arame maciço e tubular. a) C25. b) C50. c) C100 99
Figura 5.21 – Aspecto superficial e seção transversal do cordão de solda, gás C25 com 180 A. (a) posição plana, (b) posição vertical, posição sobre cabeça 100
Figura 5.22 – Aspecto superficial e seção transversal do cordão de solda, gás C50 com 180 A. (a) posição plana, (b) posição vertical, posição sobre cabeça 101
Figura 5.23 – Aspecto superficial e seção transversal do cordão de solda, gás C100 com 180 A. (a) posição plana, (b) posição vertical, posição sobre cabeça 101
Figura 5.24 – Comportamento da área fundida com arame maciço em função da posição de soldagem e do tipo gás 102
Figura 5.25 – Aspecto superficial e seção transversal do cordão de solda, realizado com arame tubular e gás C25. (a) posição plana, (b) posição vertical ascendente, posição sobre cabeça 103
Figura 5.26 – Aspecto superficial e seção transversal do cordão de solda, realizado com arame tubular e gás C50. (a) posição plana, (b) posição vertical ascendente, posição sobre cabeça 103
Figura 5.27 – Aspecto superficial e seção transversal do cordão de solda, realizado com arame tubular e gás C100. (a) posição plana, (b) posição vertical ascendente, posição sobre cabeça 104
Figura 5.28 – Comportamento da área fundida com arame tubular em função da posição de soldagem e do tipo gás 105
Figura 6.1 – Esquema da combinação de testes realizados para soldagem de tubulação 106

Figura 6.2 – Determinação da densidade linear para o arame maciço (à direita) e tubular (à esquerda)..... 109
Figura 6.3 – Sequência de passes. (a) arame maciço, (b) arame tubular..... 110
Figura 6.4 – Aspecto superficial do cordão de solda utilizando arame maciço e como material de adição e C25 como gás de proteção..... 112
Figura 6.5 – Macrografia realizada na seção transversal da solda, utilizando arame maciço como material de adição e C25 como gás de proteção. (1h) Posição plana; (3h) posição vertical; (5h) posição sobre cabeça. Em destaque a falta de fusão ocorrida na posição vertical 113
Figura 6.6 – Aspecto superficial do cordão de solda. Gás C50..... 114
Figura 6.7 – Macrográfia realizada na seção transversal da solda, utilizando arame maciço e como material de adição e C50 como gás de proteção. (1h) Posição plana; (3h) posição vertical; (5h) posição sobre cabeça..... 115
Figura 6.8 – Comparação entre o volume de respingos preso ao bocal. a) C25 e b) C100.... 115
Figura 6.9 – Geração de respingos na soldagem com C100.(a) antes da limpeza, (b) após a limpeza 116
Figura 6.10 – Convexidade na soldagem com C100 na posição sobre cabeça. 117
Figura 6.11 – Aspecto superficial do cordão de solda utilizando arame maciço e como material de adição e C100 como gás de proteção..... 118
Figura 6.12 – Macrográfia realizada na seção transversal do passe de preenchimento, utilizando arame maciço e como material de adição e C100 como gás de proteção. (1h) Posição plana; (3h) posição vertical; (5h) posição sobre cabeça..... 118
Figura 6.13 – Presença de poros superficiais. Eletrodo Lincoln 119
Figura 6.14 – Defeito de refusão na raiz gerado na soldagem com arame tubular 120
Figura 6.15 – Macrográfia realizada na seção transversal do passe de preenchimento, utilizando arame tubular e como material de adição e C25 como gás de proteção. (1h) Posição plana; (3h) posição vertical; (5h) posição sobre cabeça 120
Figura 6.16 – Macrográfia realizada na seção transversal do passe de preenchimento, utilizando arame tubular e como material de adição e C50 como gás de proteção. (1h) Posição plana; (3h) posição vertical; (5h) posição sobre cabeça 121
Figura 6.17 – Macrográfia realizada na seção transversal do passe de preenchimento, utilizando arame tubular e como material de adição e C100 como gás de proteção. (1h) Posição plana; (3h) posição vertical; (5h) posição sobre cabeça 121
Figura 6.18 – Defeito causada pelo desalinhamento da junta. 122

Figura 6.19 – Macrográfia da seção transversal, utilizando fonte IMC, arame maciço como material de adição e C25, C50 e C100 como gases de proteção. (1h) Posição plana; (3h) posição vertical; (5h) posição sobre cabeça..... 123
Figura 6.20 – Macrográfia da seção transversal, utilizando fonte IMC, arame tubular como material de adição e C25, C50 e C100 como gases de proteção. (1h) Posição plana; (3h) posição vertical; (5h) posição sobre cabeça..... 124
Figura 6.21 – Taxa de deposição com arame maciço e tubular, na linha cheia apresenta a quantidade de material fundido (taxa de fusão), na linha tracejada o material que efetivamente foi depositado após debitar as perdas por escória e respingos (taxa de deposição). Im 150 A 125
Figura 6.22 – Tempo Total de Soldagem (TT) e Tempo de Arco Aberto (Ta)..... 126
Figura 6.23 – Tempo Total de Soldagem (TT) e Tempo de Arco Aberto (Ta)..... 127
Figura 6.24 – a) Posição que os corpos de prova foram extraídos da junta. b) Corpo de Prova usinado para ensaio de Charpy 129
Figura 6.25 – Energia absorvida no Ensaio de Charpy V em função do tipo de gás e de arame 131
Figura 6.26 – Relação entre o aporte térmico na soldagem e a energia absorvida no ensaio de Charpy V 132

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Propriedades dos gases de proteção 33
Tabela 3.1 – Composição química do material de adição 52
Tabela 3.2 – Emissividade do material, ε = 0,92 54
Tabela 3.3 – Parâmetros regulados na câmera de filmagem em alta velocidade 55
Tabela 4.1 – Aferição da velocidade de deslocamento no eixo 'x' 66
Tabela 4.2 – Parâmetros para realização dos testes de alimentabilidade 68
Tabela 4.3 – Soma dos ângulos de inclinação do conduíte para cada posição de soldagem em função do equipamento. 68
Tabela 4.4 – Resultado da análise quantitativa para o equipamento LABSOLDA sem o tracionador auxiliar 69
Tabela 4.5 – Resultado da análise quantitativa para o equipamento nacional com o tracionador auxiliar. 70
Tabela 4.6 – Resultado da análise quantitativa para o equipamento comercial com o tracionador auxiliar. 71
Tabela 4.7 – Valores obtidos para o arame Tubular E71T1 79
Tabela 5.1 – Parâmetros Elétricos 81
Tabela 5.2 – Parâmetros Físicos 81
Tabela 5.3 – Parâmetros de indutância para soldagem com arame maciço em função dos gases. 83
Tabela 5.4 – Geometria do cordão para o arame maciço em função do gás de proteção 102
Tabela 5.5 - Geometria do cordão para o arame tubular em função do gás de proteção 104
Tabela 6.1 – Valores de tensão e velocidade de arame definidos para corrente média de 180 A 107
Tabela 6.2 Parâmetros de regulagem para arame maciço Im de 185 A e TD de 2,0 g/cm 108
Tabela 6.3 Parâmetros de regulagem para arame tubular Im de 185 A e TD de 3,7 g/cm 108
Tabela 6.4 – Principais diferenças para aplicação do arame maciço e tubular. 110
Tabela 6.5 – Parâmetros de movimento utilizados para soldagem com C25 111
Tabela 6.6 – Parâmetros elétricos utilizados para soldagem com C25 112
Tabela 6.7 – Parâmetros de movimentação utilizados para soldagem com C50 113
Tabela 6.8 – Parâmetros elétricos utilizados para soldagem com C50 114
Tabela 6.9 – Parâmetros de movimentação utilizados para soldagem com C50 117

Tabela 6.10 – Parâmetros elétricos utilizados para soldagem com C50 117
Tabela 6.11 – Parâmetros e condições para ensaio de Charpy 128
Tabela 6.12 – Valores Reais aquisitados 129

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AM	Arame maciço
Am	Amplitude de oscilação da tocha
ANP	Agência Nacional de Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis
ANTT	Agência Nacional de Transporte Terrestres
API	*American Petroleum Institute*
Ar	Argônio
ASTM	American Society for Testing and Materials
AT	Arame tubular
AWS	*American Welding Society*
CCC	Curto-Circuito Controlado
CMT	*Cold Metal Transfer*
CT	Condutividade térmica
Cv	Capacidade específica de calor a volume constante
C25	Gás argônio mais 25% de dióxido de carbono
C50	Gás argônio mais 50% de dióxido de carbono
C100	Gás dióxido de carbono
D	Densidade do gás
DBCP	Distância bico de contato peça
Dg	Diâmetro da gota
EPS	Especificação de procedimento de soldagem
ER	Eletrodo revestido
eV	Elétron-Volt
F	Frequência
Fc	Valor de referência ferramenta ANOVA
Fcc	Frequência de curto-circuito
Ff	Força de suporte do metal de base
Fn	Tensão interfacial
GTAW	*Gas Tungsten Arc Weld*
Ia	Corrente de arco
If	Corrente de manutenção do arco
IHM	Interface Homem Máquina
Im	Corrente média
Ip	Picos de corrente
Irpd	Taxa de descida da corrente
Irps	Taxa de subida da corrente no momento do curto-circuito
Kd	Taxa de descida da corrente
Ks	Taxa de subida da corrente
MAG	*Metal Active Gas*

MIG	*Metal Inert Gas*
min	Minuto
MnSiO3	Silicato de manganês
Pa	Força devido à pressão do arco
Pd	Impacto da gota
PI	Potencial de ionização
PP	Posição plana
PV	Posição vertical
SAE	*Society of Automotive Engineers*
SAP	Sistema de Aquisição Portátil
SC	Sobre cabeça
STT	*Surface Tension Transfer*
Ta	Tempo de arco aberto
Tc	Tempo de curto
Td	Taxa de deposição
TIG	*Tungsten Inert Gas*
Tp	Tempo de parada
Tt	Tempo total de soldagem
Um	Tensão média
V	Volte
Va	Velocidade de alimentação
Vs	Velocidade de soldagem
ZTA	Zona ermicamente afetada

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO 25

1.1 OBJETIVOS 27

1.1.1 Objetivo Geral 27

1.1.2 Objetivos Específicos 27

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA 28

2.1 PROCESSO DE SOLDAGEM MIG/MAG 28

2.2 ESTABILIDADE NO PROCESSO DE SOLDAGEM 29

2.3 INFLUÊNCIA DO TIPO DE GÁS 33

2.4 SOLDAGEM ORBITAL DE DUTOS 37

2.5 ANTECEDENTES LABSOLDA 45

3 MATERIAIS E MÉTODOS 48

3.1 MATERIAIS 48

3.1.1 Bancada de teste 48

3.1.2 Corpos de prova 50

3.1.3 Insumos 52

3.1.4 Misturador de Gases 52

3.1.5 Monitoração da Soldagem 53

3.1.5.1 Sistema de aquisição de dados portátil 53

3.1.5.2 Filmagem termográfica 54

3.1.5.3 Câmaras de filmagem em alta velocidade 55

3.1.6 Avaliação das características morfológicas 56

3.2 MÉTODOS 56

4 ESTUDO EXPLORATÓRIO DO EQUIPAMENTO DE SOLDAGEM 59

4.1 AVALIAÇÃO DO SISTEMA ORBITAL 59

4.2 AVALIAÇÃO DA ALIMENTABILIDADE 68

4.2.1 Metodologia 68

4.2.2 Resultado 69

4.3 AVALIAÇÃO DAS VERSÕES DO PROCESSO MIG/MAG PARA SOLDAGEM DE PREENCHIMENTO DE JUNTAS 72

4.4 Avaliação da Taxa de Deposição 77

4.4.1 Metodologia 78

4.4.2 Resultados 79

5 CARACTERÍSTICAS FÍSICAS DA SOLDAGEM ORBITAL 81

5.1 AVALIAÇÃO DA ESTABILIDADE NA SOLDAGEM 81

5.2 COMPORTAMENTO FÍSICO 90

5.2.1 Comportamento das gotas 92

5.2.2 Avaliação da poça de fusão 94

5.3 AVALIAÇÃO DA TEMPERATURA 96

5.4 MORFOLOGIA DO CORDÃO 100

6 SOLDAGEM DE TUBOS 106

6.1 SOLDAGEM COM EQUIPAMENTO COMERCIAL 111

6.1.1 Arame maciço 111

6.1.2 Arame tubular 119

6.2 SOLDAGEM DE TUBOS COM EQUIPAMENTO LABSOLDA 122

6.3 ANÁLISE DA PRODUTIVIDADE 125

6.4 ENSAIO DE IMPACTO 128

6.4.1 Metodologia 128

7 CONCLUSÕES 134

8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS 137

9 REFERÊNCIAS 138

1 INTRODUÇÃO

O escoamento por meio de dutos é tendência mundial para a movimentação de grandes volumes de fluidos por longas distâncias. Os dutos promovem ligações entre portos, refinarias, terminais de distribuição e estações de bombeamento, destacando-se no transporte de petróleo bruto, derivados e gás natural. [1], [2]

De acordo com a Confederação Nacional de Transportes, no Brasil apenas 4,2% dos transportes de carga é realizado por dutovias [3] contando com apenas 19,8 mil km de malha dutoviária em operação, enquanto que nos Estados Unidos os dutos representam quase 19% da matriz de transportes, dos quais 70% do petróleo bruto e derivados são transportados [4]. Estes dados revelam certo atraso brasileiro na logística do petróleo quando comparado a outros países com a mesma capacidade produtiva.

O crescente aumento na exploração de petróleo no Brasil tem motivado não só a manutenção, mas também a expansão da infraestrutura dutoviária no país. Portanto, há o desafio em dar suporte a esta área que tem grande potencial de crescimento. A soldagem é o fator de principal relevância para fabricação, montagem e manutenção de dutovias, uma vez que os processos de soldagem influenciam diretamente nos custos, cronograma e viabilização de projetos dutoviários.

Frente a este cenário, a automatização na soldagem de dutos vem evoluindo nos últimos anos, sendo justificada por oferecer maior produtividade e melhores condições de trabalho para o operador. A nível nacional o LABSOLDA atua na pesquisa e desenvolvimento de tecnologias e técnicas para soldagem, destacando-se no desenvolvimento de equipamentos como fontes, manipuladores orbitais, tochas, softwares e afins destinados à soldagem de tubos.

Normalmente a soldagem de tubos é realizada em duas etapas: a primeira é o passe de raiz; a segunda é denominada preenchimento. A primeira etapa, que consiste no primeiro passe, é considerada de extrema complexidade, pois há uma pequena faixa operacional que fornece a energia necessária para a fusão adequada da junta. A segunda etapa demanda maior tempo de execução, por conseguinte se faz necessário um procedimento robusto que concilie rapidez e ausência de defeitos.

Estudos empreendidos por Paes [5], Riffel [6], Kindermann [7] e Sartori [8] contribuíram para a consolidação do passe de raiz no LABSOLDA. Os autores ofereceram soluções, tanto com o processo TIG quanto com o MIG/MAG, para tubos de diversos diâmetros e espessuras. Quanto ao passe de preenchimento, o tema já havia sido abordado no laboratório

por Meller *et al* [9], mas dúvidas instigadas por engenheiros e pesquisadores, principalmente voltadas aos consumíveis aplicados nesta operação, ainda não haviam sido satisfatoriamente esclarecidas.

Um dos questionamentos é quanto ao tipo de arame maciço/tubular utilizado com o processo MIG/MAG. Questiona-se as vantagens e limitações de cada um, pois as mesmas não são aceitas de forma unânime por engenheiros e pesquisadores. Outro ponto ainda muito discutido é quanto à proporção ideal de CO_2 presente no gás de proteção. Há forte resistência no uso de misturas com altos teores de CO_2 (40%, 50%, 75%...), uma vez que não são oferecidas regularmente como produto de prateleira e sua aquisição pode ser feita apenas por encomenda, além de não serem populares. Outrossim, alguns estudos indicam que a instabilidade do processo aumenta proporcionalmente ao seu teor presente na mistura [10] [11].

Frente aos fatos apresentados, surgiu a necessidade de um estudo dedicado à soldagem de preenchimento de juntas com o processo MIG/MAG para avaliar as melhorias implementadas no equipamento desenvolvido pelo laboratório, além de avaliar os pontos apresentados (arame e gás).

O presente trabalho insere-se na temática soldagem orbital e dá sequência aos esforços do LABSOLDA na investigação e aprimoramento de tecnologias nacionais neste tema, ainda visando responder questionamentos que costumam causar dúvidas em engenheiros de soldagem e pesquisadores por meio de duas vertentes.

A primeira vertente consistiu na avaliação de equipamentos de soldagem orbital desenvolvidos pelo LABSOLDA. A segunda vertente buscou avaliar a soldagem orbital mecanizada utilizando os dois tipos de arame de grande aplicação no mercado, o maciço (AWS ER70S-6) e o tubular (AWS E71T-1), além de combiná-los com três misturas de gases de proteção (Ar+25% CO_2, Ar+50% CO_2 e CO_2 puro), e realizar a comparação de potencialidade referente a cada combinação.

Foram avaliadas características como estabilidade do processo, incidência de defeitos, produtividade e propriedades mecânicas, com o objetivo de desmistificar o entendimento e dar suporte a engenheiros e pesquisadores quanto às características das condições estudadas.

1.1 OBJETIVOS

Nas seções abaixo estão descritos o objetivo geral e os objetivos específicos desta Dissertação.

1.1.1 Objetivo Geral

O trabalho tem como objetivo desenvolver tecnologias e técnicas para soldagem MIG/MAG orbital em tubos de grande diâmetro. As tecnologias envolvem a utilização de equipamento nacional e as técnicas buscam elucidar questões concernentes ao tipo de arame-eletrodo (maciço ou tubular) e ao teor de CO_2 presente na mistura gasosa.

1.1.2 Objetivos Específicos

- Avaliar equipamentos para soldagem orbital mecanizada, desenvolvidos pelo LABSOLDA, e comparar seu desempenho com outro já consolidado no mercado.

- Avaliar a influência do teor de CO_2 e do tipo de arame-eletrodo (maciço/tubular) quando aplicado na soldagem orbital para união de tubos na posição 5G.

- Estabelecer procedimentos de soldagem por meio de ensaios práticos para execução dos passes de preenchimento utilizando arames maciço e tubular e variando o teor de CO_2 em 25%, 50% e 100%.

- Avaliar as características de integridade da junta, propriedades mecânicas e fatores econômicos referentes aos testes realizados.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 PROCESSO DE SOLDAGEM MIG/MAG

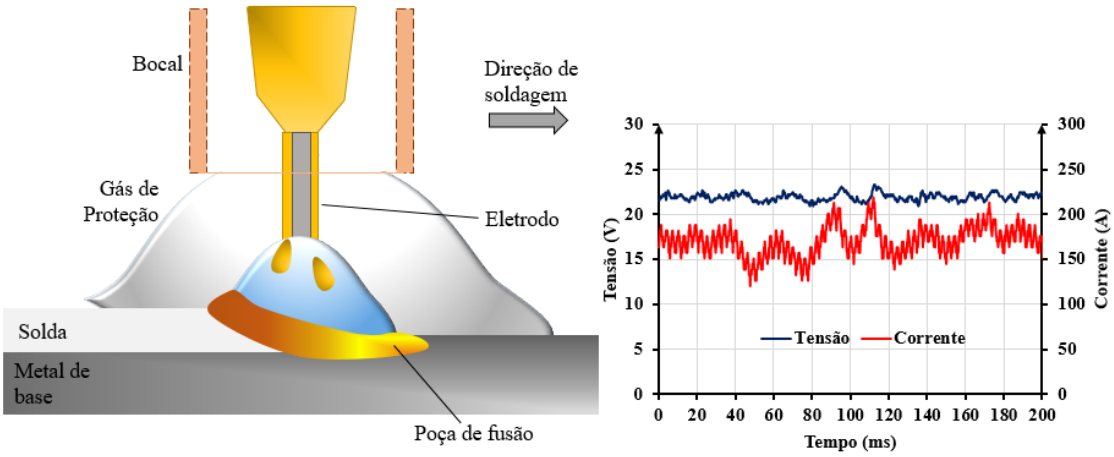
A atual necessidade de aumentar a produtividade na união de componentes metálicos tem motivado o desenvolvimento de novas formas de soldagem e o aprimoramento das tecnologias já existentes. Estas tecnologias visam reduzir o tempo de fabricação sem comprometer os índices de qualidade. Na soldagem de tubulações o processo MIG/MAG se destaca por fornecer alta taxa de deposição, permitir a soldagem em todas as posições e ter capacidade de ser utilizado em aplicações automatizadas. Myers [12] e Nogueira *et al* [13] mostraram que a soldagem MIG/MAG com arame maciço e com arame tubular concorrem entre si em termos de qualidade e produtividade, este fator contribui na dissonância de entendimento entre as versões, sobretudo, quando aplicadas à soldagem de tubulações.

Alguns fatores contribuem para a discrepância de entendimentos entre os processos. De acordo com Cardoso Jr *et al* [14] e Garcia e Scotti [15] a soldagem com arame tubular é mais produtiva que a soldagem com arame maciço. Em contrapartida, Souza e Ferraresi [16] e Nogueira *et al* [13] afirmam que, além de maior rendimento na deposição, a versão do processo MIG/MAG com arame maciço apresentou maior regularidade de transferência metálica. É fato, que quase todo material do arame maciço fará parte do cordão de solda, o que confere maior rendimento para o arame maciço.

Segundo Fortes [17], a soldagem com arame tubular surgiu com o objetivo de aprimorar as propriedades mecânicas e metalúrgicas do processo MIG/MAG com arame maciço, e isto por meio da inserção de elementos de liga presente no fluxo. Este fluxo é composto por materiais inorgânicos e metálicos que possuem função de estabilizar o arco elétrico, transferir elementos de liga e formar escória que protege a poça de fusão. Uma das vantagens do arame tubular é a alta densidade de corrente obtida, que permite uma transferência metálica guiada por escória, desta forma demanda menor dinâmica da fonte de soldagem quando comparado com o arame maciço.

Uma visão geral da soldagem com arame tubular com proteção gasosa é apresentada na Figura 2.1 e a diferença entre a transferência metálica dos processos pode ser observada na comparação entre a Figura 2.1 e a Figura 2.2.

Figura 2.1 – Esquema de soldagem com arame tubular e proteção gasosa. À direta, oscilograma característico do processo para Im 160 A



2.2 ESTABILIDADE NO PROCESSO DE SOLDAGEM

Em processos automatizados a estabilidade é requisito essencial, pois nestes processos busca-se alta repetitividade, isenção de defeitos e redução das etapas de trabalho. Estes fatores estão diretamente ligados à estabilidade que o processo mantém durante a operação. Segundo Scotti e Ponomarev [18], a estabilidade está atrelada à regularidade da transferência metálica, sendo esta dependente do material e diâmetro do arame eletrodo, do gás de proteção, da intensidade e polaridade da corrente e do comprimento do arco. Além destes, Dutra [19] acrescenta as características dinâmicas da fonte de soldagem.

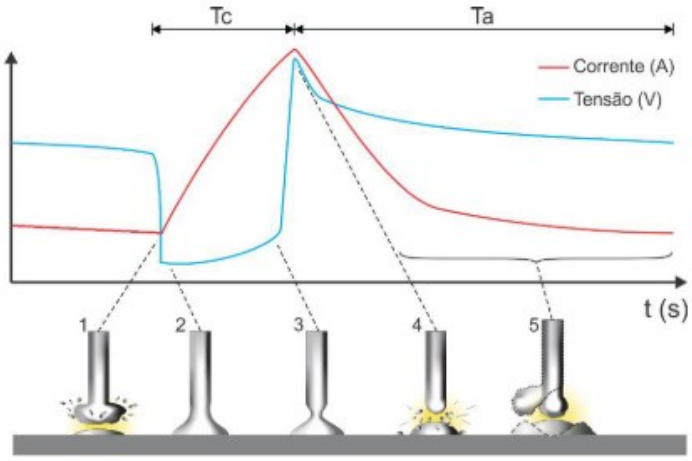
Para Hermans e Ouden [20], a estabilidade na soldagem MIG/MAG pode ser influenciada negativamente por três mecanismos: i) curtos-circuitos incipientes, que ocorrem quando o eletrodo toca a poça por um curto período, mas não há transferência de metal; ii) falha na reabertura do arco; iii) variação da taxa de alimentação.

As primeiras investigações da estabilidade foram realizadas por meios qualitativos, onde o soldador, com base em sua experiência, determinava um processo como estável ou não. Mais tarde, pesquisadores comprovaram que é possível determinar a estabilidade observando efeitos como nível de ruído [21], [22] e índice de respingos [23] gerados durante a soldagem.

Outra forma de mensurar a estabilidade na soldagem MIG/MAG consiste na averiguação de sinais elétricos, uma vez que estes fornecem informações características sobre os eventos que ocorrem como mostrados na Figura 2.2.

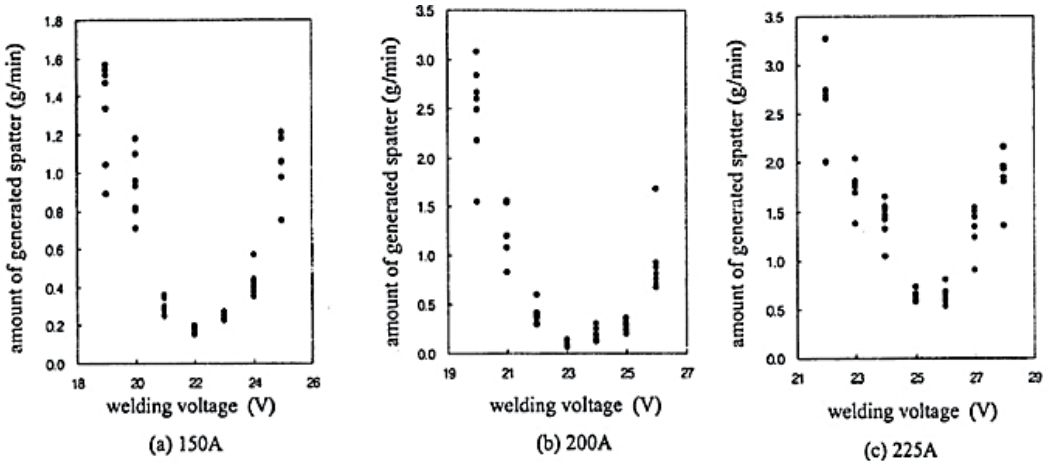
Segundo Huang *et al* [24] os sinais gerados pelo arco elétrico têm comportamento não-estacionário, não-linear e quase-periódico. Com o passar dos anos, avanços tecnológicos permitiram métodos mais sofisticados para avaliação da estabilidade, todavia, a análise dos sinais elétricos de corrente e tensão ainda é um dos métodos mais empregados para monitoração e controle da estabilidade.

Figura 2.2 – Esquema de transferência metálica por curto-circuito convencional, acompanhada pelos oscilogramas de corrente e tensão



Analisando a soldagem MIG/MAG por curto-circuito, Hermans e Ouden [20] constataram que existe um ponto onde a estabilidade é máxima e está diretamente ligada à oscilação da poça de fusão, assim, quanto mais próxima a frequência de curto-circuito estiver da frequência de oscilação da poça mais estável será o processo. Kang e Rhee [23] relacionaram a máxima estabilidade alcançada em um procedimento MIG/MAG com o índice de respingos gerado durante a soldagem, os autores afirmam que existe um nível de tensão ótimo para cada valor de corrente média e que neste ponto o índice de respingos é mínimo, como é possível visualizar na Figura 2.3.

Figura 2.3 – Índice de respingos gerado em função da tensão de soldagem



Fonte: [23]

A comparação da estabilidade entre diferentes versões de determinado processo deve ser realizada com cautela, pois, cada uma detém particularidades inerentes à sua utilização. Como no caso da soldagem MIG/MAG com arame maciço (AM) e arame tubular (AT), apesar de ambas as versões possuírem semelhanças, acima de determinado valor de corrente as transferências metálicas são diferentes.

Nogueira *et al* [13], ao comparar a estabilidade entre as duas versões, perceberam que para correntes superiores a 110 A com AT já predominava a transferência globular enquanto com AM o modo predominante era curto-circuito. Sendo assim, os sinais elétricos não forneceriam informações suficientes para comparação. Desta forma, os autores concentram-se em avaliar os efeitos morfológicos entre os cordões gerados por cada versão.

Hermans e Ouden [25] e Ashidh et al [26] afirmam que a alimentação do arame-eletrodo é um dos fatores que exercem pronunciada influência sobre a estabilidade no processo MIG/MAG. Perturbações na alimentação causam variações no comprimento do arco elétrico, também influenciando na corrente instantânea de soldagem.

A instabilidade causada pela falha da alimentação pode ser explicada por três fatores: o uso inadequado do sistema de tracionamento do eletrodo [27], microfusão entre o bico de contato e o arame eletrodo [28] e [29], por fim, o efeito *stick-slip* [26], [30], [31] e [32].

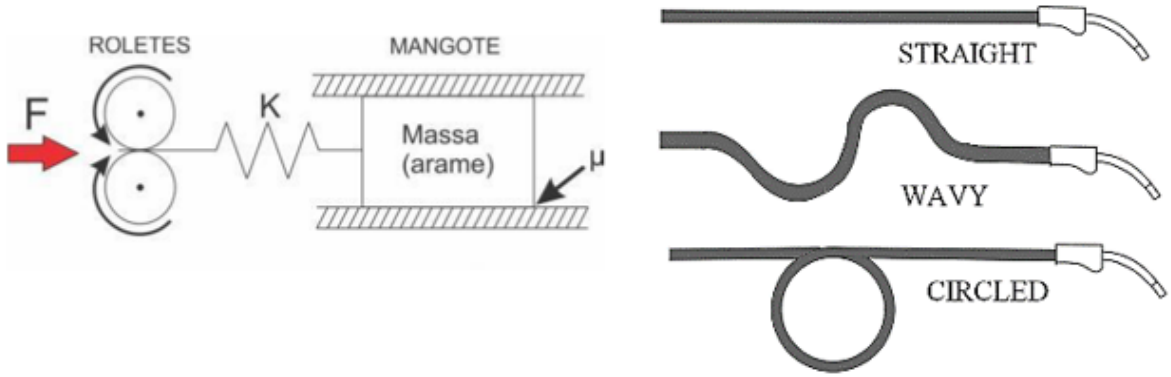
O bico de contato é um tipo de contato elétrico deslizante, que transmite a energia gerada na fonte para o eletrodo. Segundo Rabionowicz [28], a passagem da corrente gera aquecimento entre as interfaces e se altas temperaturas forem atingidas, pode ocorrer a microfusão ou oxidação entre as superfícies. A microfusão ocorre por alguns milissegundos,

porém é tempo suficiente para contribuir com a instabilidade. Shimizu *et al* [29] relatam que estas microfusões demandam forças com intensidade média de 4,5 N para se romper e podem causar variação de até 43% na velocidade de alimentação do arame.

Já o *stick-slip* é um fenômeno tribológico que ocorre entre duas superfícies em contato que possuem movimentos relativos entre si [30]. Esse efeito é observado na soldagem MIG/MAG entre o arame-eletrodo e o conduíte (Figura 2.4), juntos formam um sistema massa-mola que absorve energia e descarrega de forma aleatória, ocasionando variações na velocidade de alimentação durante a soldagem. Ashidh *et al* [26] testaram configurações de inclinação do mangote na soldagem plana e utilizaram à regularidade dos curtos-circuitos para medir a estabilidade na alimentação. Desta forma, Ashidh *et al* [26] afirmam que quanto mais acentuadas as curvas no mangote, maior será a instabilidade gerada no processo.

Riffel *et al* [31] pesquisaram fatores que influenciam na alimentabilidade, analisando a influência do tipo de bico de contato, conduíte e velocidade de soldagem para os processos MIG/MAG com corrente pulsada e com curto-circuito controlado. Constataram que o efeito do *stick-slip* associado a outros fatores podem manter o arame parado até 50,2% do tempo total de soldagem.

Figura 2.4 – Esquema do sistema massa-mola-amortecedor presente no mangote no processo de soldagem.



Fonte: [26]

Embora haja estudos sobre a estabilidade do arco elétrico no processo MIG/MAG, na literatura há poucos direcionados à soldagem de tubulação. Um senso comum infere que a posição sobre cabeça oferece maior instabilidade no processo, a literatura especializada que não fornece dados capazes de sustentar esta hipótese.

2.3 INFLUÊNCIA DO TIPO DE GÁS

O gás de proteção é uma das variáveis mais importantes na soldagem MIG/MAG. Além de proteger o material fundido, exerce influência sobre a estabilidade do arco, a transferência metálica, as propriedades mecânicas, a geometria e a aparência do cordão [33].

Cada gás possui particularidades quanto às suas propriedades físico-químicas, tornando-se atrativo ou não para determinada aplicação. Apesar da dificuldade de encontrar em um gás o conjunto de propriedades adequadas para uma situação específica, é possível obtê-las realizando combinações entre dois ou mais gases [33], [34].

Na soldagem de tubulações de aço de baixo e médio carbono, a formulação mais usual é o dióxido de carbono (CO_2) puro ou em misturas binárias com Argônio (Ar). A proporção exata, ainda é um fator que gera dúvida no momento da escolha. Nestes casos é desejável que o gás: mantenha o arco estável; favoreça baixo índice de convexidade, de modo a não atrapalhar os passes subsequentes; forneça penetração moderada, garantindo a fusão nos flancos com baixa taxa de diluição dos cordões anteriores; e mantenha níveis aceitáveis das propriedades mecânicas.

Scotti e Ponomarev [18] destacam que os gases para soldagem possuem importantes propriedades, tais como: o potencial de ionização, a densidade, a condutividade térmica e o potencial de oxidação. Na Tabela 2.1 são apresentadas algumas dessas propriedades.

Tabela 2.1 – Propriedades dos gases de proteção

Gás	**Símbolo químico**	**Peso molecular**	**D (kg/m³)**	**PI (eV)**	**CT (mW/m.K)**	**Cv (kJ/kgºC)**
Argônio	Ar	39,9	1,78	15,8	16,4	0,314
Dióxido de Carbono	CO_2	44,0	1,98	14,4	14,7	0,657

D = densidade do gás, medida à 0 ºC e 1 atm; PI = potencial de ionização; CT = condutividade térmica, medida à 0 ºC e 1 atm; CV = calor específico à volume constante. Fonte: Adaptado [18]

O potencial de ionização exerce influência sobre a abertura e estabilidade do arco, expressado em elétrons-volt, é a energia necessária para remover um elétron de um átomo. Gases com baixo potencial de ionização transformam átomos em íons facilmente, ajudando a manter o arco suave e estável.

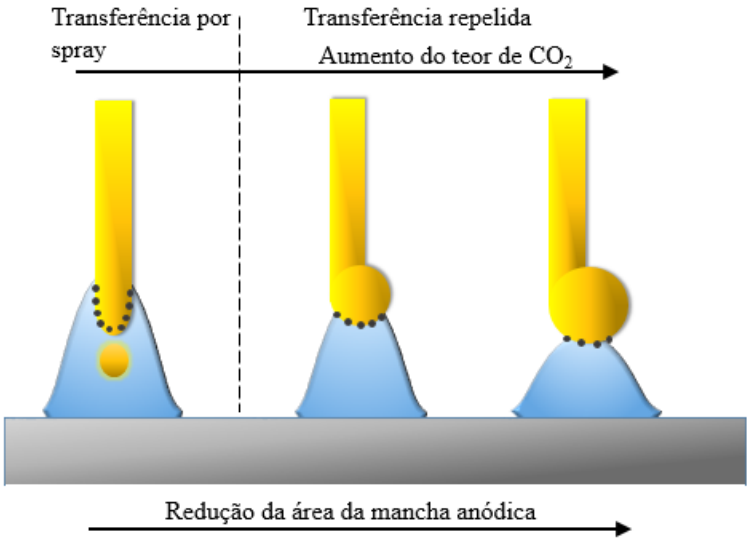
Já a densidade é um fator que, a depender da posição de soldagem, pode contribuir ou prejudicar a eficiência da proteção. Quanto maior a densidade do gás, maior será a eficiência

da proteção na posição plana e menor vazão de gás requerida. Porém, fora da posição plana ocorre o inverso, a maior densidade requer maior vazão [18].

A condutividade térmica do gás indica sua capacidade de conduzir calor para o ambiente e para a peça. Quanto menor a condutividade térmica do gás, maior é a tensão necessária para manter o arco. Lyttle e Stapon (1990) indicam que as diferenças nas características resultantes de deposição são diretamente influenciadas pela diferença em condutividade térmica dos gases de proteção, além de que os gases com maior condutividade térmica transferem mais calor para a peça e intervém no perfil do cordão.

De acordo com Soderstrom e Mendez [10], para teores de CO_2 acima de 30%, a elevação da corrente provoca transferência metálica por repulsão. Isto ocorre porque o arco tende a ancorar numa região menor abaixo da gota, reduzindo a mancha anódica, o que leva a força eletromagnética a atuar no sentido contrário ao destacamento. Assim retendo a gota no eletrodo e favorecendo a formação de gotas de maiores diâmetros, como mostrado na Figura 2.5.

Figura 2.5 – Efeito do CO_2 no gás de proteção no formato na mancha anódica, e na densidade da corrente



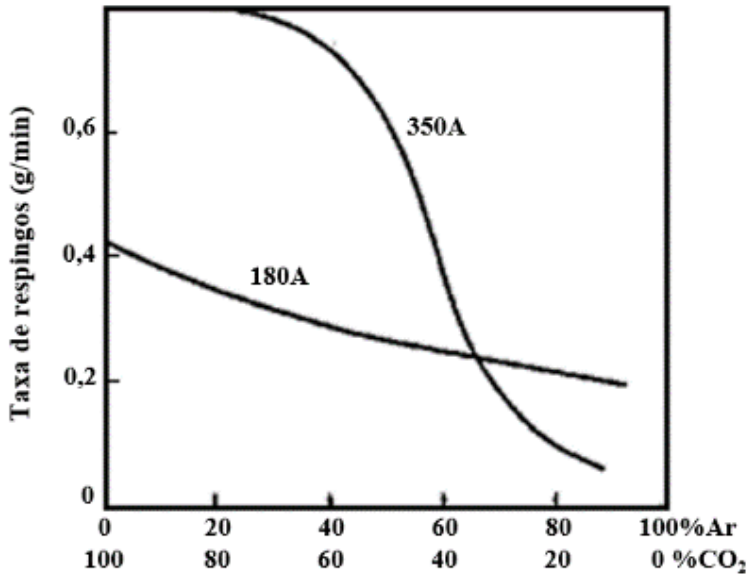
Fonte: Adaptado [10]

A redução da área da mancha anódica favorece a manutenção do modo de transferência por curto-circuito em maior faixa de corrente. O efeito também contribui para o crescimento da gota e para redução na eficiência da deposição, pois como as gotas são repelidas têm maior

probabilidade de serem lançadas para fora da poça, contribuindo com a geração de respingos [11].

Em gases com maior teor de CO_2, o efeito explosivo é causado pela formação de gases de oxidação e sua repentina expansão. Este efeito foi mostrado por Stenbacka e Persson [11] indicando que ao aumentar os teores de CO_2 aumenta-se proporcionalmente a taxa de respingos independentemente da corrente utilizada, como mostrado na Figura 2.6.

Figura 2.6 – Efeito do teor de CO_2 no gás de proteção sobre a taxa de geração de respingos na soldagem MIG/MAG com arame eletrodo maciço

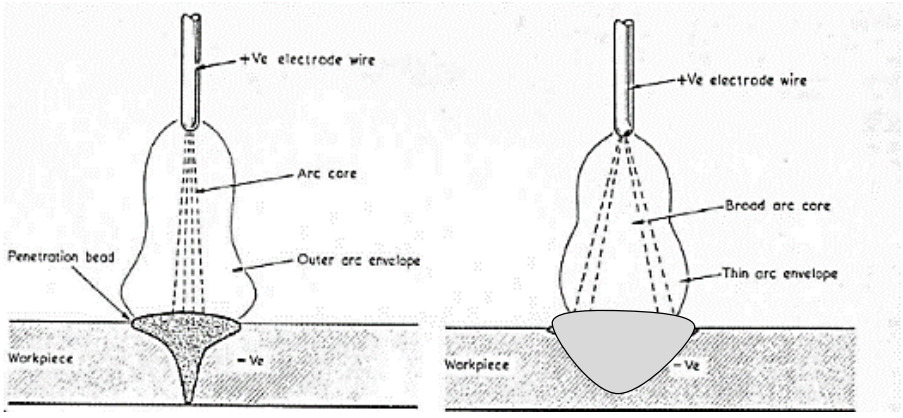


Fonte: Adaptado [11]

As perdas por respingos não representem uma ameaça significativa para produtividade, segundo Kang e Rhee [23], as perdas por respingo giram em torno de 0,2 a 3,0 g/min. Entretanto, os respingos favorecem o surgimento de efeitos indesejados, a citar o mau acabamento da solda, a necessidade de limpeza adicional e a maior probabilidade de ocorrer contaminação da poça, devido à falha na proteção gasosa causada pela constrição do bocal.

O tipo de gás, em conjunto com outros parâmetros de soldagem, exerce influência sobre a morfologia do cordão e o perfil de penetração. Liskevych [35] constatou que gases com menor teor de CO_2 tendem a formar um perfil de penetração do tipo "*finger shape*", devido à maior concentração de calor na região central do arco, ou ainda, pelo possível aumento da força do plasma sobre as gotas. A Figura 2.7 mostra o perfil esquemático de penetração para Ar e para o CO_2.

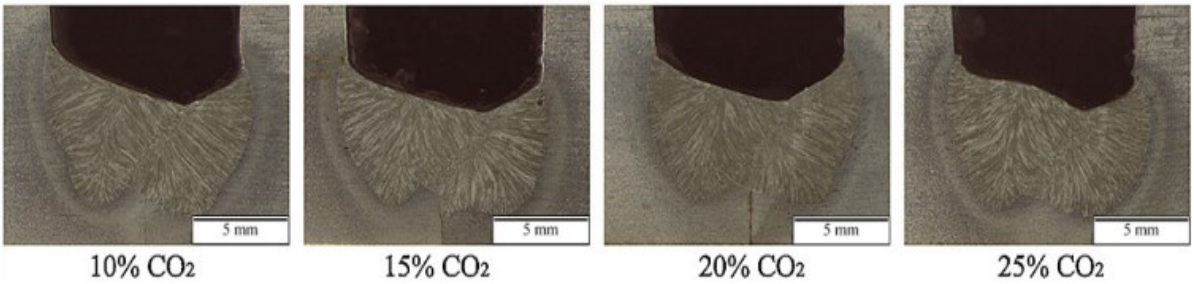
Figura 2.7 – Perfil de penetração esquemático para soldagem MIG/MAG com Ar (esquerda) e CO_2 (direita).



Fonte: [36]

Os resultados de Liskevych [35] mostram que o aumento do teor do CO_2 reduz à regularidade da transferência, aumenta a geração de respingos e prejudica a aparência do cordão. Em contrapartida, Cai *et al* [37] afirmam que quanto maior o teor de CO_2 na mistura, maior é a penetração, como mostra a Figura 2.8.

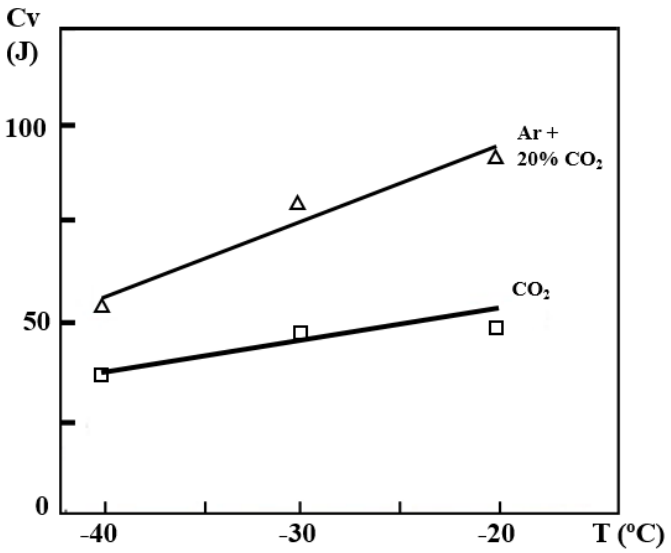
Figura 2.8 – Perfil de penetração para diferentes concentrações de CO_2



Fonte: [37]

Outro efeito relevante quanto ao CO_2 é a influência exercida sobre as propriedades mecânicas. Ao incrementar o teor de CO_2, aumenta-se proporcionalmente o potencial de oxidação dos elementos de liga - Silício e Manganês, formando silicato de manganês (MnSiO3), o que reduz a tenacidade e aumenta o índice de fumos e escória gerados. Por esta razão, o metal de adição deve possuir teores adequados de elementos desoxidantes [34], [11], [38]. Na Figura 2.9 apresenta-se o comportamento da tenacidade em função do teor de CO_2 no gás utilizado.

Figura 2.9 – Tenacidade de soldas realizadas com diferentes teores de CO_2 no gás de proteção, para uma mesma condição de soldagem



Fonte: [11]

Os trabalhos até aqui apresentados mostram que soldas realizadas com baixos teores de CO_2 tendem a apresentar melhores resultados quando avaliadas características, como: regularidade na transferência metálica, aparência do cordão e geração de respingos. Por outro lado, maiores teores promovem aumento da área fundida e redução de defeitos, tais como falta de fusão e penetração. O CO_2 puro também possui menor custo que misturas de Ar, porém, o gás de proteção sozinho representa uma fatia pequena dos custos para soldagem de tubulações. Os valores mais relevantes estão relacionados à mão de obra e aluguéis de equipamentos, que são fatores dependentes do tempo. Cabe, então, realizar um estudo mais detalhado quanto à escolha da mistura levando em consideração a redução do tempo total de soldagem.

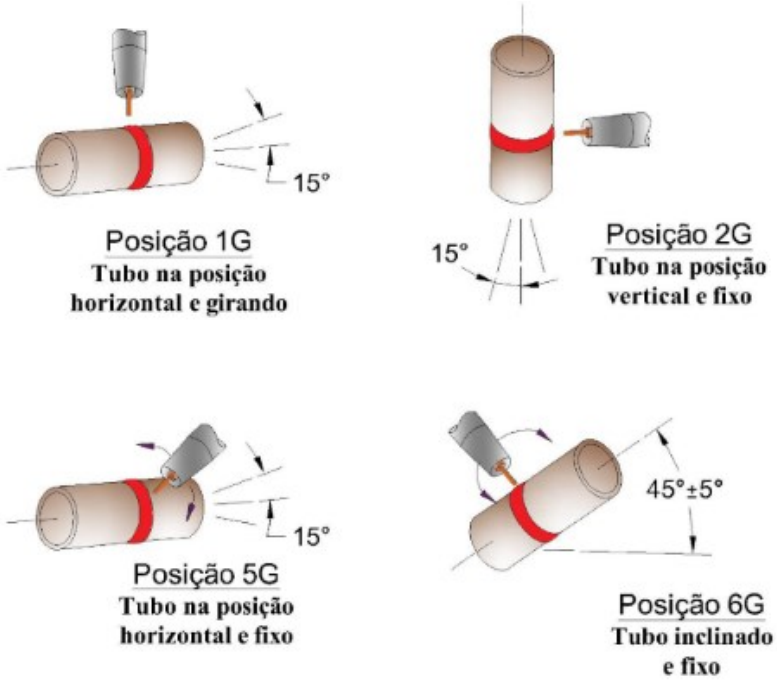
2.4 SOLDAGEM ORBITAL DE DUTOS

A soldagem de união de tubos é comumente chamada de soldagem orbital, devido ao tubo permanecer estático enquanto a tocha percorre o perímetro da junta. A AWS classifica as posições de soldagem em 1G, 2G, 5G e 6G, de acordo com a posição do tubo e o sentido de rotação da tocha. A Figura 2.10 exemplifica cada posição.

Em campo, a soldagem orbital mecanizada normalmente é realizada na posição 5G, pois os tubos estão na posição horizontal e não podem girar. Especificações da norma AWS 3.0

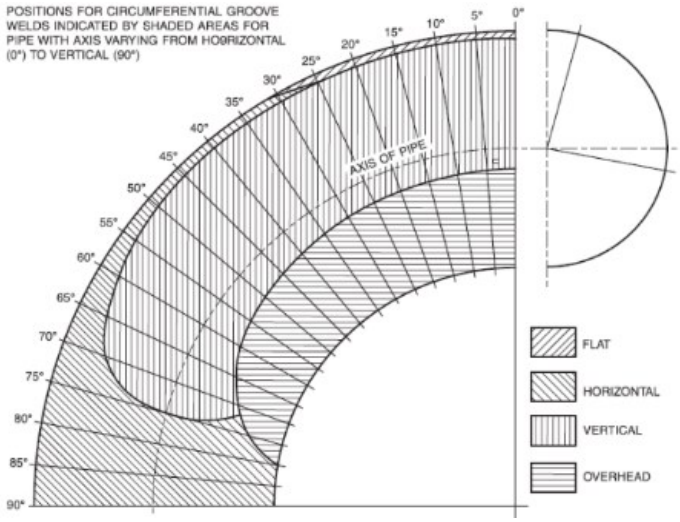
(2010) indicam que dependendo da configuração do eixo longitudinal do tubo, de 0° até 90°, as posições são modificadas no momento da soldagem, como mostrado na Figura 2.11.

Figura 2.10 – Posicionamento dos tubos para realização da soldagem orbital tubo



Fonte: [39]

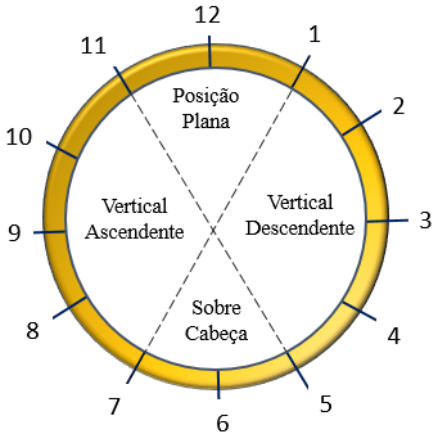
Figura 2.11 – Posições de soldagem de acordo com o posicionamento do eixo do tubo desde 0° até 90°



Fonte: AWS3.0 (2010)

De acordo com Aures [39], na posição 5G, o percurso realizado pela tocha, durante a soldagem orbital pode ser representado como as horas no display de um relógio, a Figura 2.12 ilustra estas posições.

Figura 2.12 – Identificação das posições de soldagem ao redor do tubo



A soldagem de tubos pode ser classificada quanto ao meio utilizado para movimentação da tocha, como: manual, mecanizada ou automatizada. Na soldagem manual todo processo é realizado por um soldador. Nesta modalidade o resultado alcançado depende da habilidade do soldador, apresenta baixos índices de repetitividade e produtividade, além de expor o operador diretamente a condições insalubres (fumos, radiações e posições anti-ergonômicas), como visto na Figura 2.13.

Figura 2.13 – Soldagem manual de tubulação. a) passe externo de preenchimento; b) passe de raiz pela parte interna do tubo

Fonte: Adaptado [39]

Embora a soldagem manual ofereça baixos índices de produtividade quando comparado aos processos automatizados, ela ainda é largamente utilizada, pois demanda menor investimento inicial e treinamento do operador. Prova disso é o ER ainda ser fortemente empregado para soldagem de tubulações.

Na soldagem mecanizada (Figura 2.14) o deslocamento da tocha é realizado por meio de equipamentos, nos quais, os parâmetros e orientação da tocha são previamente programados e controlados mecânica ou eletronicamente. O soldador é substituído por um operador, que realiza pequenas intervenções durante a soldagem, a fim de corrigir algum parâmetro para manter o processo estável. [17].

Segundo Albuquerque [40], os sistemas mecanizados aumentam a produtividade, enquanto que as taxas de qualidade e repetitividade se incrementam com a mecanização da soldagem orbital e proporciona melhoria nas propriedades mecânicas e metalúrgicas. Brioux [41] acrescenta que os processos mecanizados, além de mais rápidos, são mais precisos pois não estão sujeitos à habilidade do soldador.

Figura 2.14 – Soldagem orbital mecanizada

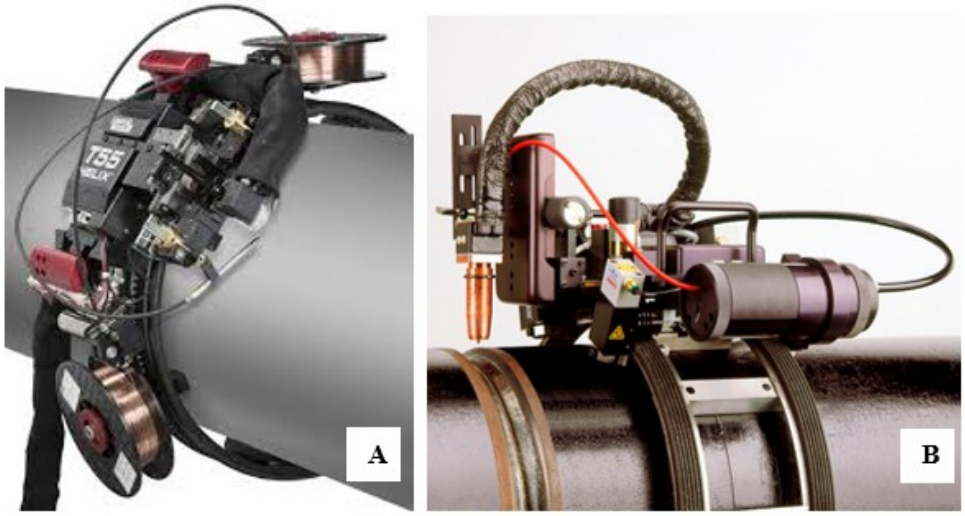
Fonte: [42]

Normalmente, sistemas de soldagem orbitais são compostos por fonte de soldagem, manipulador orbital (cabeçote) e cinta ou trilho, que é fixado temporariamente ao tubo sobre o qual o manipulador se desloca. Segundo Jiao et al [43] e Brioux [41], é necessário que o sistema de soldagem orbital seja leve, portátil, de fácil montagem e operação.

Os manipuladores possuem entre dois e três graus de liberdade, com o intuito de replicar os movimentos realizados pelo soldador. A grande limitação destes equipamentos é quando ocorrem situações adversas durante a soldagem, como o desalinhamento entre as juntas e a variação do *gap* ou da espessura da raiz. Por esta razão, a preparação da junta é uma etapa essencial para obter êxito em soldagem mecanizada.

Nos últimos anos grandes fabricantes de equipamentos têm concentrado esforços na redução das perdas por atrito entre o arame e o conduíte. Dois métodos se mostram eficazes: o primeiro consiste em trazer todo conjunto de alimentação (bobinas, tracionadores e afins) para cima do cabeçote (Figura 2.15.A); no segundo, o sistema de alimentação conta com um tracionador auxiliar próximo à tocha. Estes sistemas garantem que a velocidade de alimentação que chega na poça é realmente a velocidade regulada, pois aumenta a confiabilidade do equipamento.

Figura 2.15 – Manipuladores comerciais para soldagem orbital. A) Helix T55 - Lincoln Eletric®; B) Pipiliner 609 - Magnatec®.

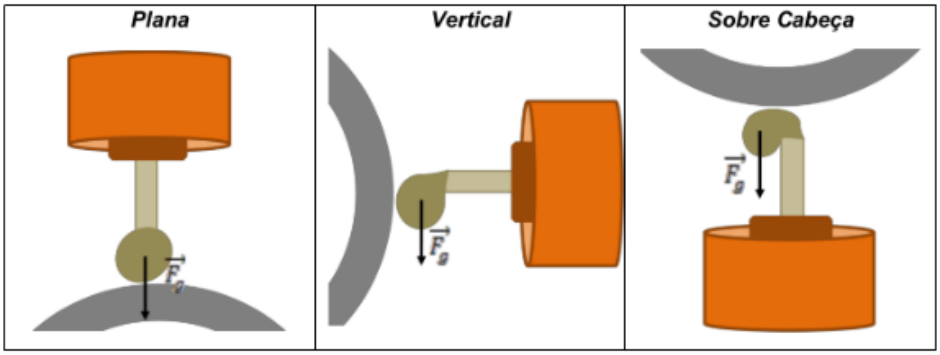


Observando esta tendência, o LABSOLDA, por meio dos estudos de Riffel *et al* [31] e Brito *et al* [32], constatou que o atrito entre o arame e o conduíte compromete a qualidade das soldas. Este efeito é ainda mais crítico na soldagem orbital devido às curvas do conduíte. Assim, foi projetado e implementado o Tartílope V-Top, o primeiro protótipo com tracionador auxiliar de arame mostrado na Figura 2.16.

Figura 2.16 – Tartílope V-Top, Equipamento de soldagem orbital de tubos desenvolvido pelo LABSOLDA.

Independente do processo escolhido, a principal dificuldade atrelada à soldagem orbital, consiste em manter a uniformidade geométrica da solda diante das variações da posição durante a soldagem, uma vez que este é um indicador primário de qualidade verificado na inspeção de soldagem. A mudança de posição durante a soldagem orbital age sobre o comportamento das gotas e da poça (Figura 2.17), causando instabilidade, escorrimento do metal fundido e comprometendo a qualidade da solda.

Figura 2.17 – Comportamento da gota e da poça de fusão para casa posição de soldagem

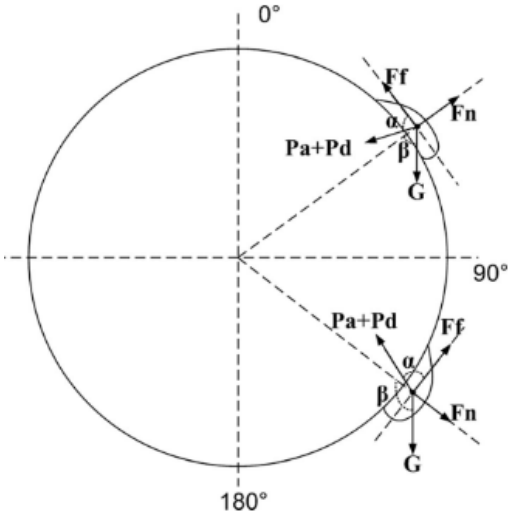


Fonte: [44]

Segundo Cayo [45] e Cai *et al* [46], a complexidade em atingir um cordão aceitável deve-se ao balanço das forças atuantes sobre a massa de eletrodo transferido e sobre a massa da poça de fusão em função da posição de soldagem. A Figura 2.18 exibe o balanço das principais forças

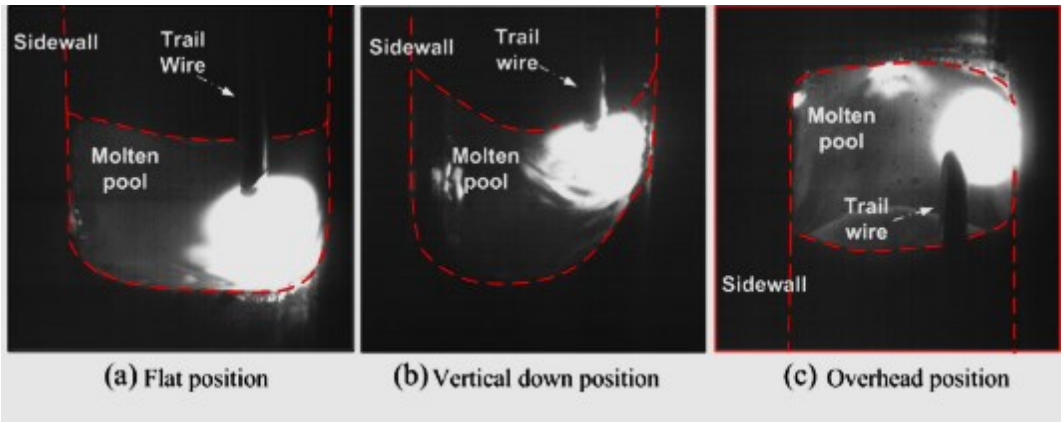
atuantes na soldagem circunferencial e a Figura 2.19 mostra o comportamento da poça em cada posição de soldagem.

Figura 2.18 – Efeito das forças atuantes na soldagem orbital. Ff: força de suporte do metal de base; Fn: tensão interfacial, Pa: Força devido à pressão do arco; Pd: impacto da gota; G: gravidade



Fonte: [46]

Figura 2.19 – Comportamento da poça de fusão para diferentes posições



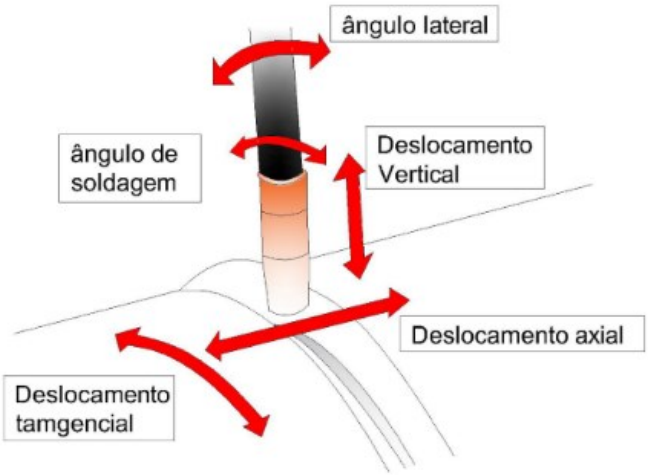
Fonte: [46]

Para obter boas características geométricas do cordão e evitar o escorrimento da poça de fusão, são empregadas técnicas de inclinação (Figura 2.20) e oscilação (

Figura 2.21) da tocha. Quando se deseja maior molhabilidade (cordão com maior largura e menor reforço), utiliza-se a tocha com ângulo positivo, pois o arco empurra a poça e

proporciona o pré-aquecimento à sua frente. Caso a intenção seja aumentar a penetração e reduzir a largura do cordão, utiliza-se a tocha no ângulo negativo [18].

Figura 2.20 – Graus de liberdade da tocha de soldagem

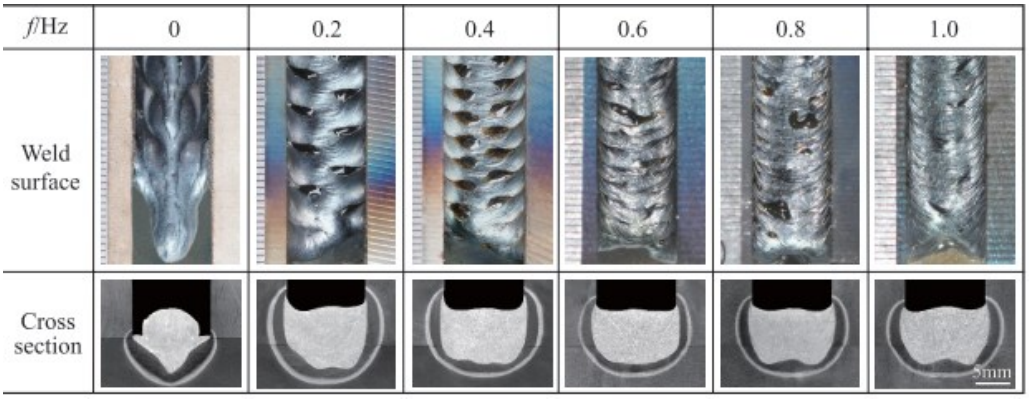


Fonte: [47]

A oscilação da tocha é importante para controlar a geometria do cordão. Segundo Wang *et al* [48], ao oscilar a tocha na frequência adequada, o material é depositado uniformemente na junta, evitando problemas como convexidade e falta de fusão (Figura 2.21).

Na soldagem orbital, Costa [44] sugere o uso da tocha, empurrando com maiores valores de oscilação, para o controle da penetração dos cordões soldados na progressão ascendente. Para soldagem descendente, recomenda-se a utilização da tocha com ângulo de ataque negativo (puxando), a fim de promover o aumento da penetração e reduzir o escorrimento da poça na posição vertical.

Figura 2.21 – Influência da frequência de tecimento sobre o cordão de solda

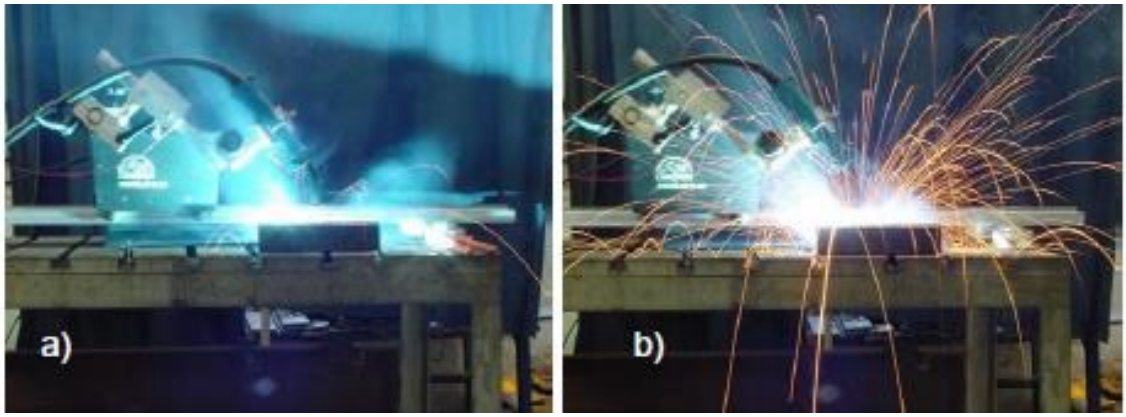


Fonte: [48]

2.5 ANTECEDENTES LABSOLDA

O LABSOLDA atua ativamente no desenvolvimento de equipamentos, técnicas e procedimentos para soldagem. Na área de soldagem de dutos destaca-se o CCC, que é uma versão moderna do processo MIG/MAG desenvolvida no LABSOLDA. Neste, a corrente é rigorosamente controlada a fim de reduzir o índice de fumos e respingos, além de permitir um controle mais rigoroso da energia. Em 2005, Silva [49] fez um estudo detalhado da aplicação do CCC, vislumbrando aplicações em linhas dutoviárias e comparando-o com outros processos convencionais. Na Figura 2.22 é mostrada a comparação entre o CCC e o MIG convencional, onde é notável a redução do índice de respingos com o CCC.

Figura 2.22 – Comparação da geração de respingos para: a) CCC e b) MIG/MAG convencional, ambos com CO_2 puro como gás de proteção

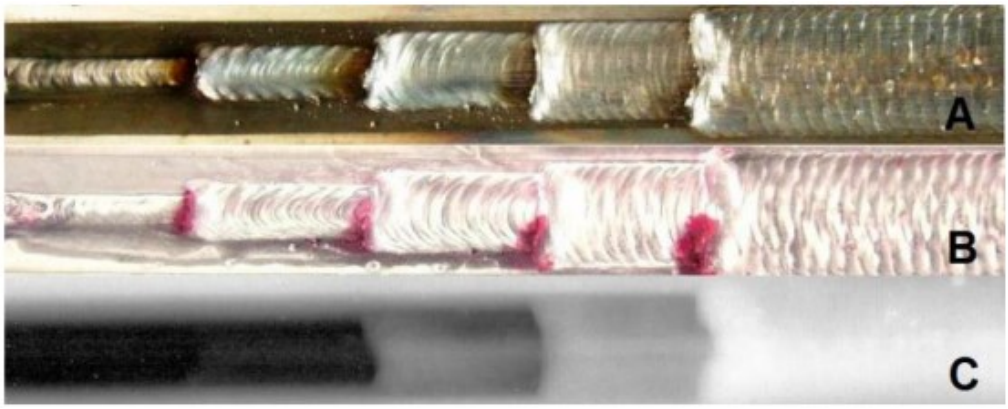


Fonte: Cardoso *et al* (2012) [49]

Ainda com o intuito de aprimoramento do CCC, Direne [15] em 2014 elevou o trabalho de uma escala experimental para uma abordagem industrial, propondo melhorias e o desenvolvimento de um novo programa sinérgico que é utilizado atualmente para os passes raiz.

Meller *et al* [9] concentraram-se no desenvolvimento de parâmetros para a soldagem orbital mecanizada, utilizando tubos de 16” de diâmetro e ½” de espessura com chanfro em V, ER70S-6 como material de adição e optando por realizar o passe de raiz com o processo MIG/MAG CCC e os passes de preenchimento com o processo MIG/MAG convencional. Com os parâmetros obtidos, foi possível produzir cordões de solda isentos de defeitos, qualificados por meio de ensaio de líquido penetrante e ultrassom, como apresentado na Figura 2.23.

Figura 2.23 – Cordão de Solda, A) face do cordão, B) ensaio de líquido penetrante, C) ensaio de ultrassom



Fonte: [9]

Em 2015 Pigozzo [51] analisou a influência das técnicas de alimentação no processo TIG sobre a geometria do cordão para diferentes posições na soldagem orbital. O autor constatou que os aspectos geométricos dos cordões apresentaram variações em função dos níveis de energia, da posição de soldagem e dos desalinhamentos entre as juntas. O autor ainda destaca a importância do sincronismo entre a fonte e o cabeçote para obter bons resultados.

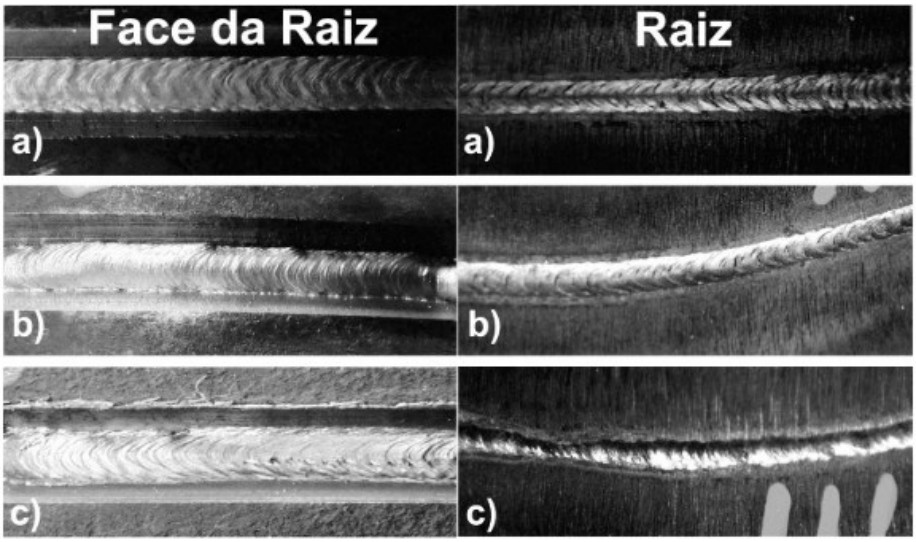
Kindermann [7], em 2016, utilizou o CCC na soldagem orbital de passes de raiz em tubos de 16” para desenvolver um procedimento objetivando monitoração da junta com sensoriamento LASER, atingindo procedimentos satisfatórios mesmo com variações do *gap* e do *high-low*. O processo mostrou boa estabilidade e os cordões de solda atenderam aos requisitos preestabelecidos, sendo considerado um primeiro passo para procedimentos completamente automatizados.

Paes [5], visando à quebra de paradigmas sobre a produtividade na soldagem orbital de dutos com processo TIG, estudou técnicas de alimentação dinâmica por meio da sincronização entre a movimentação do arame e o estágio de pulsação da corrente, aliando esses fatores à redução do volume da junta. O autor relatou resultados satisfatórios, com produtividade semelhante ao processo MIG/MAG.

Ainda em 2016, Sartori [8] avaliou versões modernas do processo MIG/MAG com curto-circuito controlado (CCC, STT e CMT), empregando-os na soldagem mecanizada do passe de raiz. O autor utilizou tubos da classe API 5L grau B com juntas em V e U sem empregar anteparo para a poça (*backing*). As versões CCC e STT apresentaram boa estabilidade e baixa geração de respingos, resultando em cordões de boa aparência superficial e penetração total da raiz. Já o CMT não apresentou resultados satisfatórios, como podem ser observados na Figura

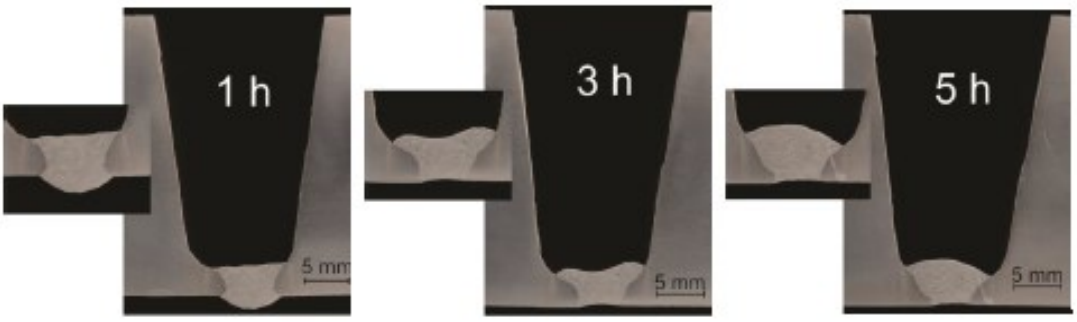
2.24. Em comparação às outras versões, o CCC apresentou bons resultados, mesmo em diferentes diâmetros e espessuras de tubos, comprovando sua robustez e confiabilidade (Figura 2.25) e por este motivo utilizou-se desta versão para realizar os passes de raiz dos tubos soldados neste trabalho.

Figura 2.24 – Cordão de raiz em chanfro V, tubo 16”. a) CCC; b) STT; c) CMT



Fonte: [52]

Figura 2.25 – Macrográfias das seções transversais de soldas realizadas com CCC em Tubo de 22"



Fonte: [8]

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo são descritos os materiais e métodos utilizados no trabalho. Na primeira parte são apresentados os equipamentos e insumos e na segunda parte se encontra a metodologia empregada em cada ensaio. Buscou-se avaliar de que forma o teor de CO_2, o tipo de arame e a posição de soldagem influenciam na soldagem orbital.

No trabalho foram utilizadas duas bancadas de teste, uma com equipamentos nacionais, desenvolvidos pelo LABSOLDA e seus parceiros, a outra foi com equipamentos de tecnologia estrangeira. O objetivo de utilizar duas bancadas foi avaliar o equipamento desenvolvido pelo LABSOLDA e compará-lo com equipamento de grande difusão comercial. O equipamento comercial em questão foi escolhido especialmente por possuir, além do tracionador principal de arame, um tracionador auxiliar semelhante ao que foi implementado no equipamento do laboratório.

3.1 MATERIAIS

3.1.1 Bancada de teste

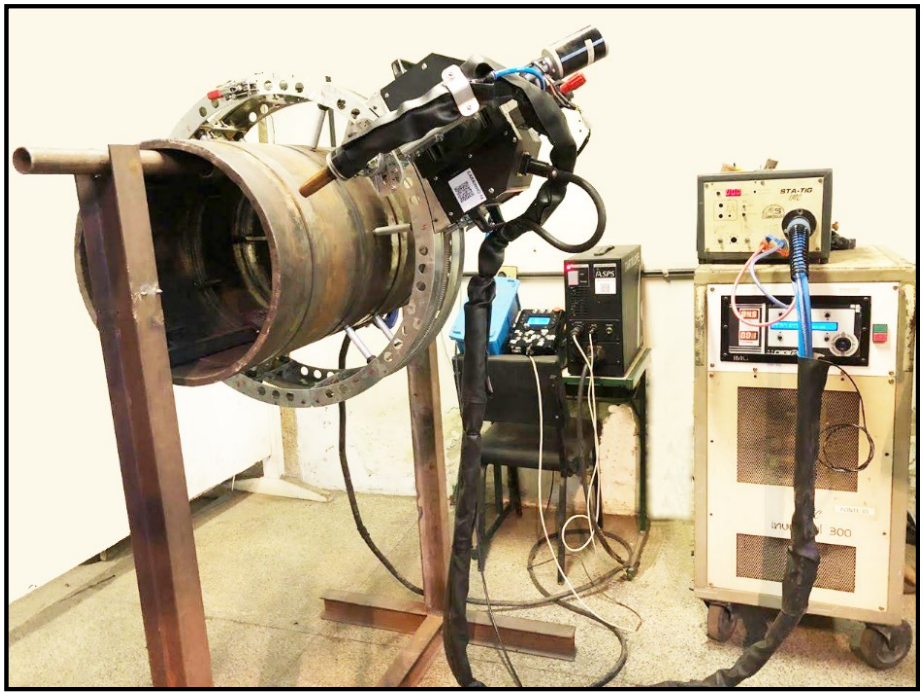
Foram utilizadas duas bancadas de testes, ambas compostas dos seguintes itens:

a) Suporte para tubulação na posição 5G (180º), utilizado para fixar os corpos de prova (tubos de 16 polegadas);
b) Suporte para tubulação na posição 5G (180º), utilizado para fixar os corpos de prova (tubos de 16 polegadas);
c) Fonte de soldagem integrada com cabeçote alimentador de arame, unidade de refrigeração e cilindros de gás;
d) Sistema de soldagem orbital, composto por cabeçote, cinta rígida e uma IHM que permite ajustar os parâmetros de soldagem.

A bancada de teste com equipamentos do LABSOLDA é exposta na Figura 3.1, ela é composta de fonte de soldagem Digiplus A7 desenvolvida pela empresa IMC-Soldagem® e sistema de movimentação orbital, Tartílope V-Top, desenvolvido pela empresa SPS®. O cabeçote possui três graus de liberdades programáveis (x, y, z), mais a possibilidade de ajuste manual dos ângulos de ataque e trabalho da tocha. O eixo x é responsável pelo movimento de

circunferência da tocha, o eixo y pela movimentação transversal (tecimento) e o eixo z responsável por controlar a DBCP. O manipulador orbital pode ser utilizado em tubos de 16” ou 22”.

Figura 3.1 – Bancada de Testes na Posição 5G: (a) cabeçote alimentador de arame, (b) fonte de soldagem, (c) cinta metálica, (d) manipulador orbital, (e) controle do manipulador, (f) suporte para tubulação



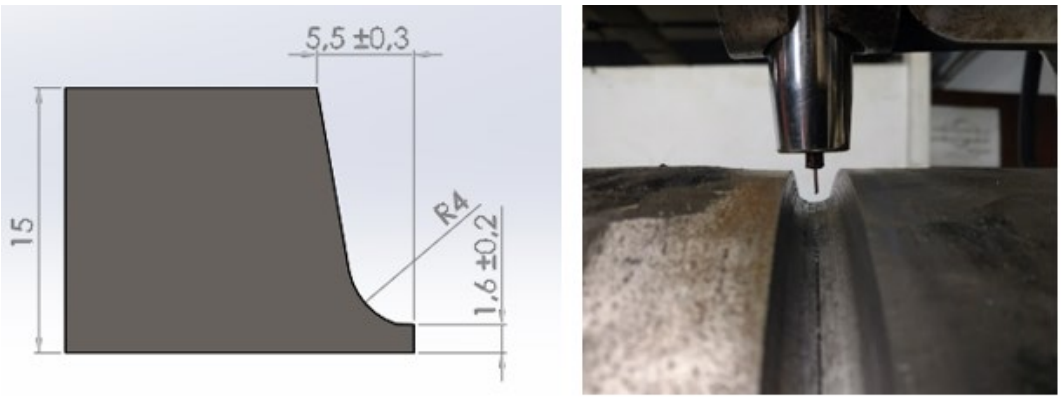
A bancada de teste com equipamento comercial é apresentada na Figura 3.2. Ela foi composta de fonte de soldagem MPS 4000, desenvolvida pela empresa Fronius® e comercializada pela Magnatech® como uma versão dedicada à soldagem orbital mecanizada. O equipamento conta com um conjunto de programas sinérgicos que permitem a soldagem MIG/MAG utilizando arames maciços ou tubulares de diâmetro de 0,8 a 1,6 mm. Além disso, permite que o usuário escolha o modo de transferência metálica: convencional ou por corrente pulsada.

Figura 3.2 – Bancada de Testes na Posição 5G: (a) cabeçote alimentador de arame, (b) fonte de soldagem, (c) unidade de refrigeração, (d) manipulador orbital, (e) controle do manipulador, (f) suporte para tubulação

3.1.2 Corpos de prova

Para realização dos ensaios foram utilizados corpos de prova constituídos por tubo API 5L X65 de 406,4 mm de diâmetro e 15 mm de espessura de parede. Foi adotada a geometria da junta em U (Figura 3.3), que demanda menor volume de material depositado, promovendo maior agilidade no processo. Para obtenção das juntas, os tubos foram previamente cortados em seções de 150 mm utilizando o processo plasma e chanfrados em J, de modo a obter a junta em U quando fossem unidos.

Figura 3.3 – Projeto da junta em “U”, área 112mm²



Os tubos possuem ovalizações decorrentes do processo de fabricação e transporte, que podem causar variação da espessura do “nariz” e *high-low* durante a montagem das juntas. Visando corrigir estas descontinuidades foi utilizada a biseladora da marca Protem© (Figura 3.4), e associada à ferramenta de corte foi empregado um rastreador de junta, o *Internal Diameter - Tracker* (*ID-Tracker*). Esta combinação permitiu a correção da posição da ferramenta durante a usinagem, que resultou em chanfros com geometrias uniformes.

Figura 3.4 – Bancada de biselamento de tubos

3.1.3 Insumos

Para a soldagem das juntas foram utilizados dois tipos de arame eletrodo, o arame maciço AWS ER70S-6 e o arame tubular AWS ER71T-1. A composição química de cada um é descrita na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Composição química do material de adição

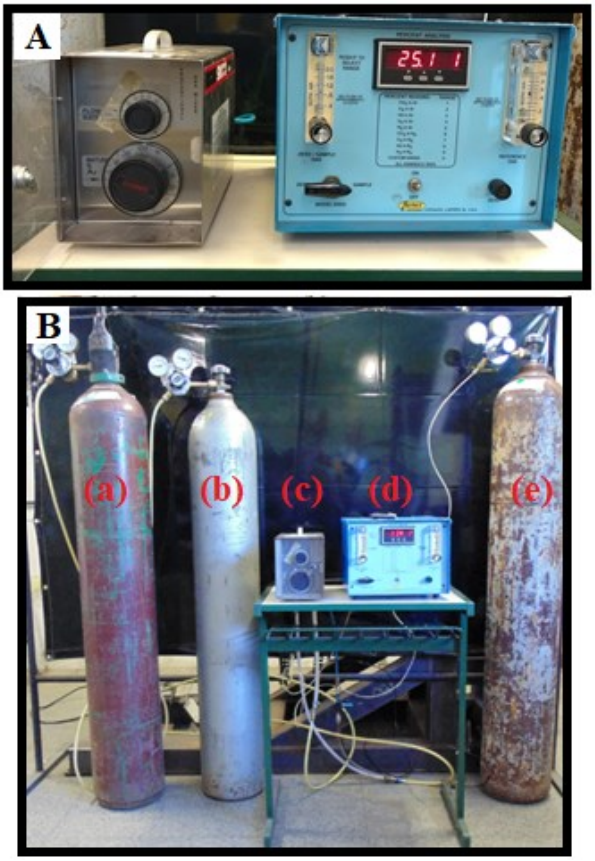
	C	**Mn**	**Si**	**P**	**S**	**Cu**
AWS ER70S-6	0,06-0,15	1,4-1,85	0,8-1,15	0,025máx	0,35máx	0,5máx
AWS E71T-1	0,04	1,10	0,48	-	-	-

3.1.4 Misturador de Gases

Uma das vertentes do trabalho consistiu em analisar a influência do teor de CO_2 presente no gás de proteção. Optou-se, assim, por obter misturas de CO_2 em Ar por meio de um misturador da marca SMITH© apresentado na Figura 3.5. O equipamento realiza misturas em proporções preestabelecidas (0 a 100%), com erro inferior a 5%.

Para garantir que a composição do gás na saída do misturador correspondia ao valor ajustado, realizou-se a calibração do equipamento com o auxílio de um analisador de gases, o THERMC 6900 (Figura 3.5). O equipamento possui duas entradas, sendo a primeira para o gás de referência (que pode ser Ar ou N) e a segunda para o gás a ser calibrado. Seu princípio de funcionamento consiste na comparação entre a condutividade térmica da mistura desejada, neste caso Ar + CO_2, e a condutividade térmica de um gás de referência. A bancada de análise de gás é apresentada na Figura 3.5 (B). Foram calibrados 10 pontos, valores estes que permitiram gerar uma curva de calibração para o equipamento.

Figura 3.5 – Bancada de análise de gases de proteção: (a) Cilindro de argônio de processo, (b) cilindro de Dióxido de Carbono, (c) misturador de gases, (d) analisador de gases, (e) cilindro de Argônio de referência



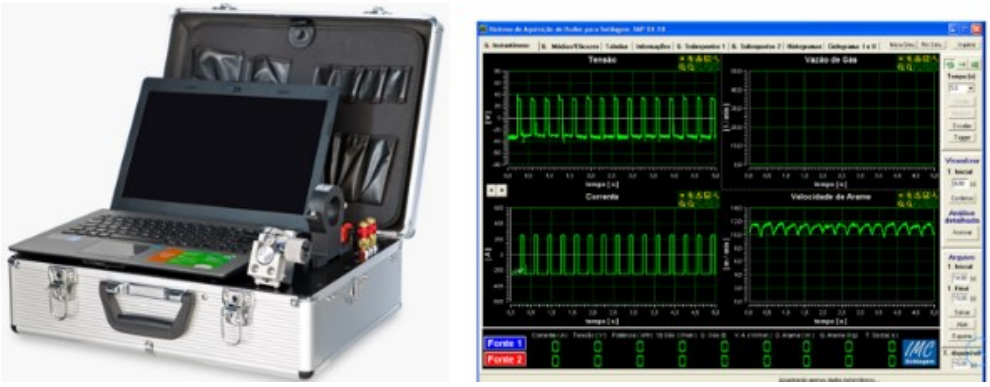
3.1.5 Monitoração da Soldagem

Foram três os equipamentos utilizados para a monitoração das variáveis de processo e dos fenômenos físicos durante a soldagem: sistema de aquisição de dados portátil (SAP); câmera de filmagem termográfica; e câmera de filmagem em alta velocidade.

3.1.5.1 Sistema de aquisição de dados portátil

O SAP (Figura 3.6.a) é um sistema portátil de monitoração de processos de soldagem. Com ele é possível realizar aquisição dos sinais de corrente, tensão e velocidade de arame em uma frequência de até 5kHz. Os dados aquisitados são mostrados em forma de oscilogramas e histogramas, como mostrado na Figura 3.6.b, e podem ser exportados para outras plataformas como Microsoft Excel© ou Origin© auxiliando na análise e tratamento.

Figura 3.6 – Sistema de aquisição de dados portáteis



Fonte: [53]

3.1.5.2 Filmagem termográfica

Nos testes termográficos fez-se uso da câmera FLIR SC 7000 (Figura 3.7). O equipamento converte a radiação infravermelha em uma imagem térmica visível, que permite a monitoração da temperatura através de gradientes térmicos exibidos em uma escala de cores.

No trabalho, o equipamento foi utilizado para monitorar a influência do teor de CO_2 e do tipo de arame. A Tabela 3.2 apresenta os parâmetros utilizados no ajuste da câmera.

Figura 3.7 – Câmera para filmagem termográfica

Tabela 3.2 – Emissividade do material, ε = 0,92

Emissividade do material ε	0,92
Escala	300–1500 ºC
Transmissividade	97%

3.1.5.3 Câmaras de filmagem em alta velocidade

As filmagens em alta velocidade foram realizadas com a câmera *IDT MotionPro Y4-S2,* com taxa de aquisição de 2000 quadros/segundo. A câmera possibilitou a monitoração da transferência metálica e análise do comportamento da poça e do arco elétrico em diferentes posições de soldagem. A montagem da câmera na bancada é mostrada na Figura 3.8.

Figura 3.8 – Montagem da câmera de filmagem em alta velocidade na bancada para monitoração da soldagem

Os parâmetros ajustados para realização da filmagem em alta velocidade são apresentados na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Parâmetros regulados na câmera de filmagem em alta velocidade

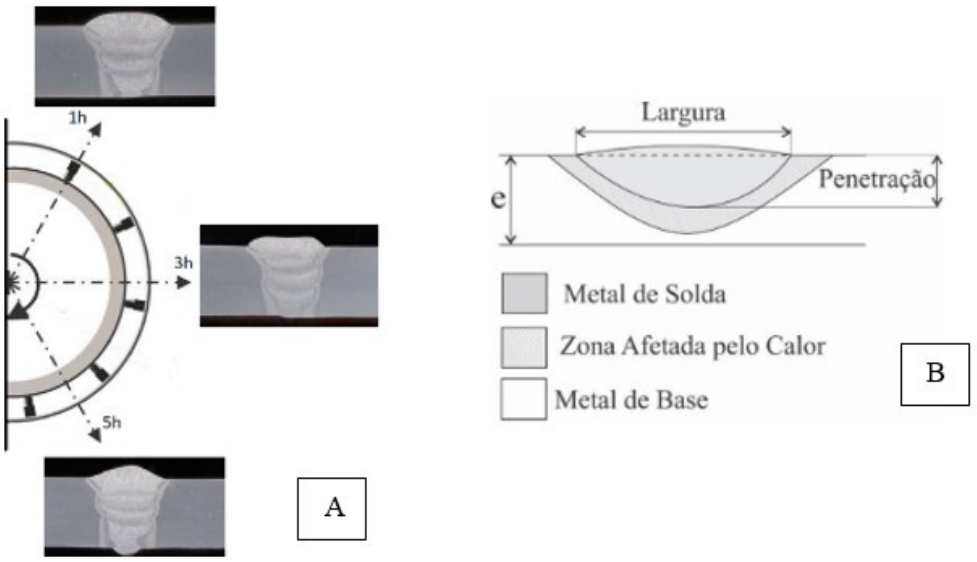
Frequência de aquisição [quadros/s]	4500
Tempo de Exposição [μs]	6
Filtro	Ultra vermelho
Resolução [pixel]	1016x1016
Iluminação – Potência [W]	Laser - 500

3.1.6 Avaliação das características morfológicas

A análise macrográfica foi realizada a fim de avaliar as características geométricas do cordão, incidências e causas de possíveis defeitos. Os defeitos poderiam ser a falta de fusão, falta de penetração, porosidade ou inclusão de escória.

Os corpos de prova foram retirados das posições indicadas na Figura 3.9 (a), cortados nas seções transversais e lixados gradualmente com lixas de granulometria 80, 320, 400, 600 e 1200. Posteriormente, fez-se um polimento com alumina 1,0 µm e ataque químico com duração de 10 s utilizando Nital 5% (95% álcool etílico absoluto e 5% ácido nítrico em volume). A captura das imagens foi realizada com um estereoscópio OPTON. As características geométricas (Figura 3.9 (b)) de penetração, largura e reforço dos cordões foram avaliadas com o software Image J©.

Figura 3.9 – Posição que foram retiradas as amostras; (b) representação esquemática da seção transversal



3.2 MÉTODOS

A soldagem orbital de tubulações tem características peculiares, sobretudo quando é executada na posição 5G, em que os parâmetros de soldagem devem apresentar robustez suficiente para atender às posições plana, vertical e sobrecabeça. Neste processo, a força gravitacional atua tanto sobre a gota quanto sobre a poça de fusão, fazendo-as assumir comportamentos diferentes em cada posição.

O fluxograma da Figura 3.10 apresenta a estruturação do trabalho, que foi segmentado em três etapas apresentadas:

Avaliação do equipamento de soldagem

Nesta fase, foi avaliado o equipamento destinado à soldagem orbital mecanizada desenvolvido pelo LABSOLDA, que é referência no mercado nacional nos setores de pesquisa e desenvolvimento. Após sua avaliação individual, propôs-se uma comparação com o equipamento da Magnatech, que é referência mundial em equipamentos para soldagem de tubulações, visando apontar as vantagens e limitações de cada um.

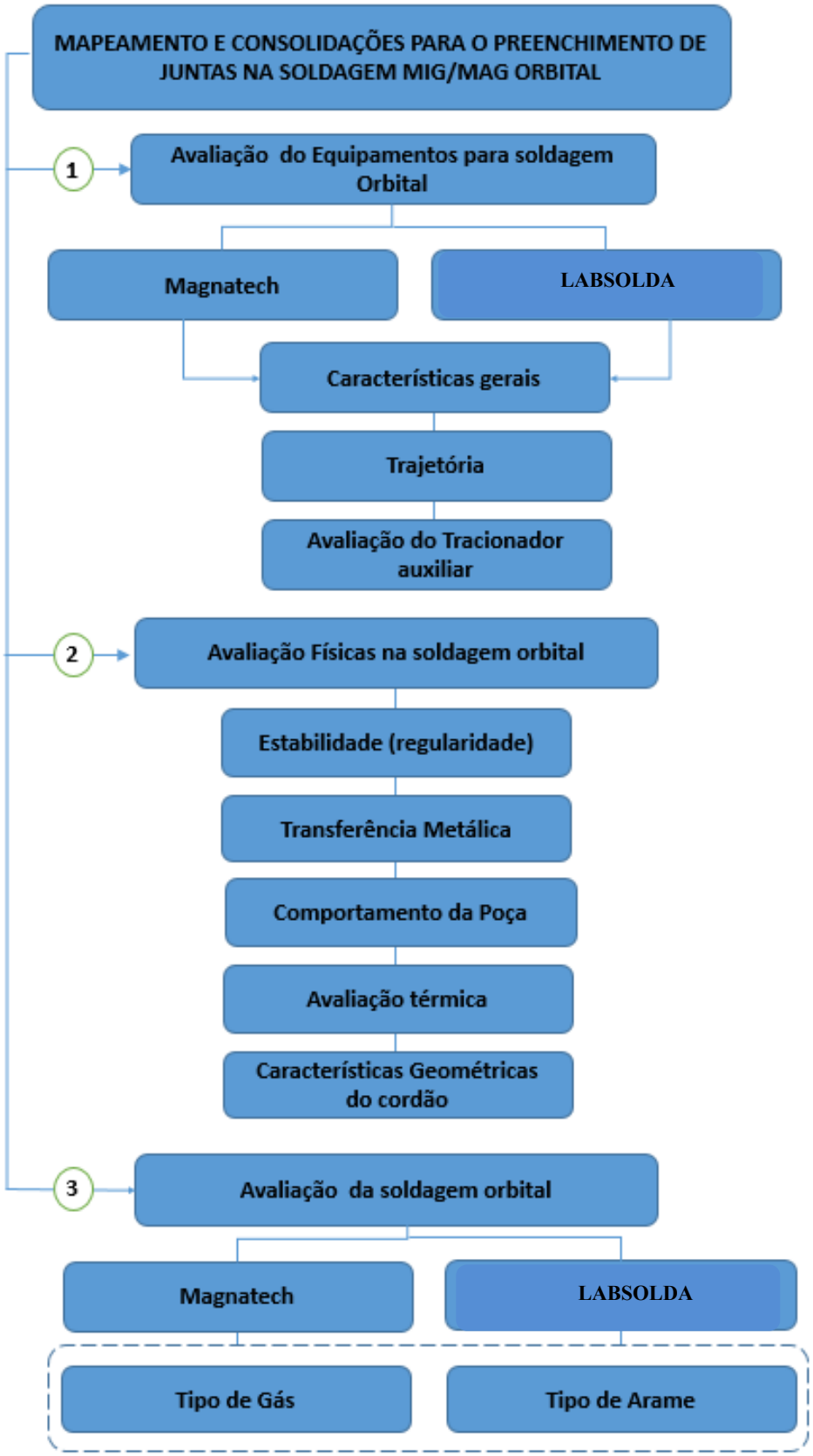
Avaliação das características físicas do processo sobre a estabilidade

Nesta etapa, o foco consistiu em verificar a influência do tipo de arame (maciço AWS ER70-S e tubular AWS E71T-1), o teor de CO_2 presente no gás de proteção (25, 50 e 100%) e posição de soldagem. Desta forma, fez-se necessária a avaliação da estabilidade, do comportamento das gotas e da poça, da influência da temperatura e dos aspectos geométricos do cordão.

Soldagem de preenchimento de tubos

Os resultados das etapas anteriores serviram de base para realização de testes de soldagem das juntas, sobre os quais realizou-se uma matriz de ensaios através da variação do tipo de gás e do arame. Foram investigadas a operacionalidade, a incidência de defeitos, a produtividade e as propriedades mecânicas para cada combinação testada.

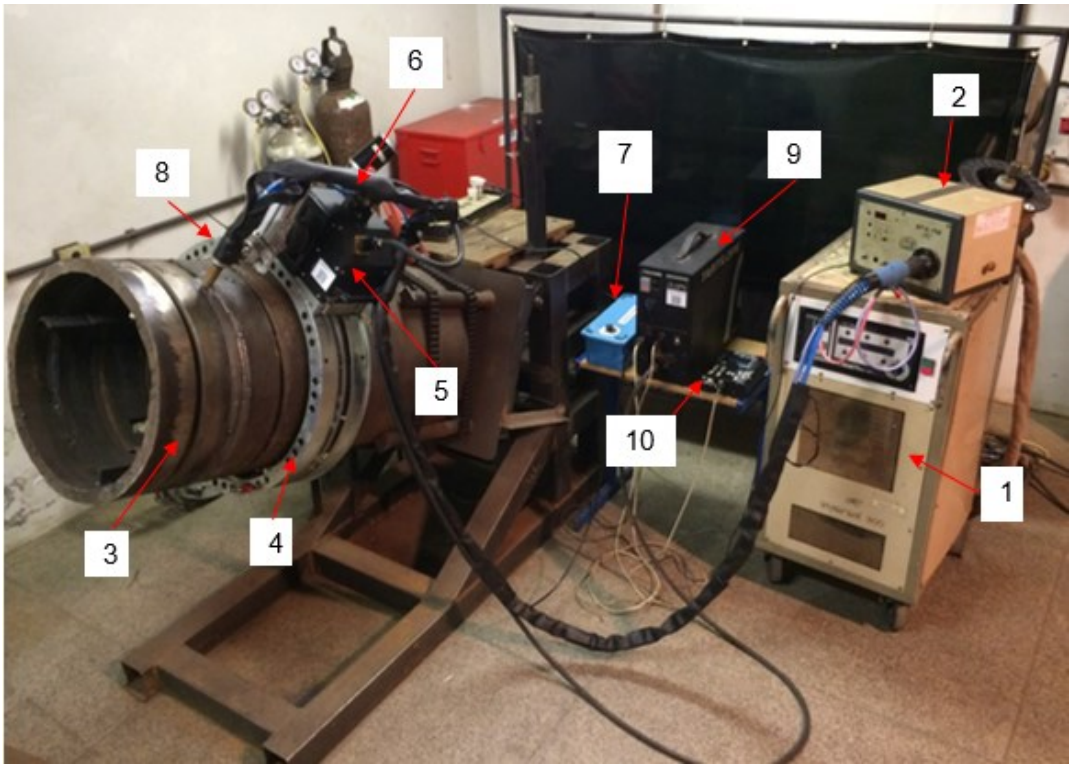
Figura 3.10 –Fluxograma geral do trabalho



4 ESTUDO EXPLORATÓRIO DO EQUIPAMENTO DE SOLDAGEM

Nesta etapa foi avaliada a atual conjuntura dos equipamentos desenvolvidos pelo LABSOLDA, destinados à soldagem orbital mecanizada para união de tubos com o processo MIG/MAG. O estudo foi realizado em duas etapas: a primeira foi a avaliação do sistema orbital e a segunda a análise da versão do processo mais adequada para o preenchimento das juntas. A Figura 4.1 demonstra como a bancada foi configurada e enumera seus principais componentes.

Figura 4.1 – Bancada de avaliação do equipamento nacional: tubo de 22" angulado em 20° com sistema de soldagem orbital MIG/MAG com alimentação de arame auxiliar. Onde: (1) Fonte de soldagem; (2) Alimentador de arame principal; (3) Tubo; (4) Trilho; (5) Carrinho; (6)



4.1 AVALIAÇÃO DO SISTEMA ORBITAL

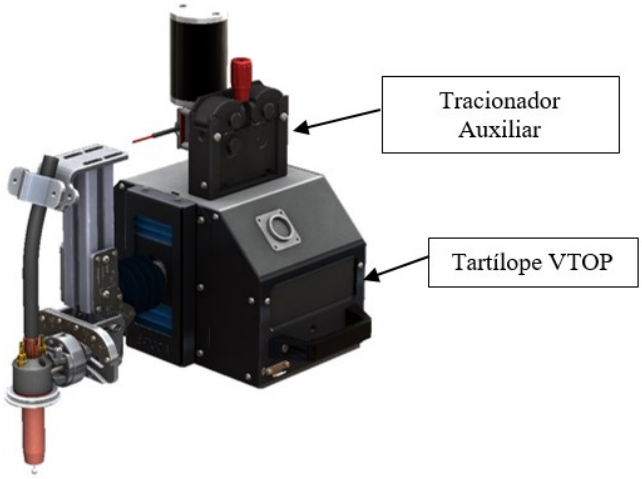
Nesta nova versão do equipamento desenvolvido pelo LABSOLDA foram realizadas melhorias com base na experiência adquirida ao longo de anos em desenvolvimento de soldagem orbital, visando tornar o processo de soldagem de tubos mais confiável.

O sistema orbital é composto por: i) cinta bipartida que envolve o tubo para formar o trilho no qual o manipulador é acoplado (Figura 4.2); ii) Manipulador (Tartílope VTOP)

responsável pela movimentação da tocha (Figura 4.3); e iii) alimentador auxiliar de arame, componente que reduz o efeito negativo, causada pelo atrito entre o arame e o mangote.

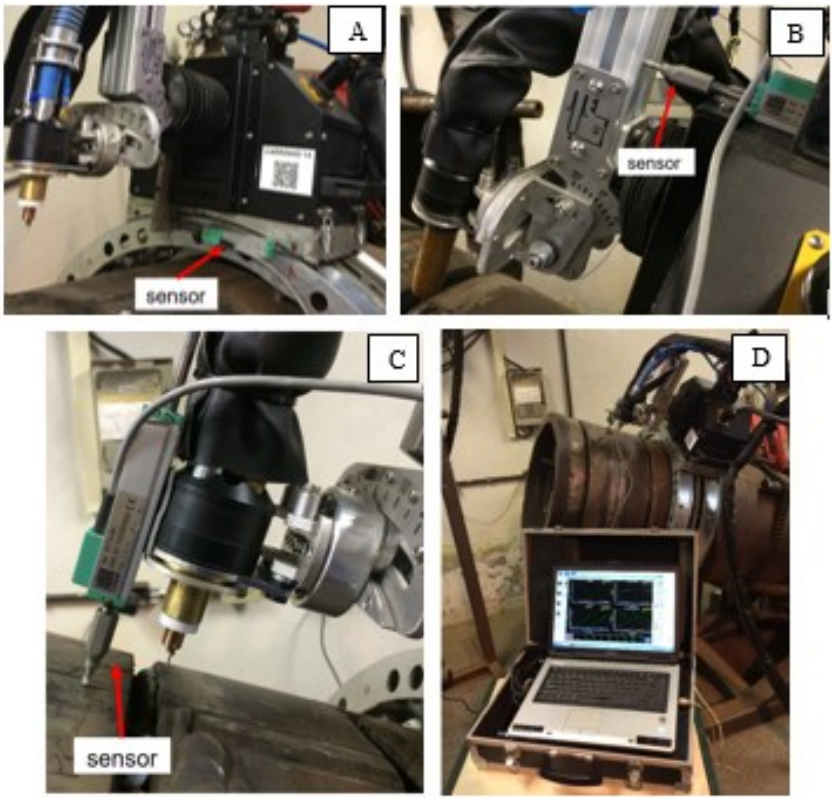
Figura 4.2 – Cinta metálica

Figura 4.3 – Sistema de movimentação da tocha e tracionador auxiliar de arame



A avaliação do sistema orbital concentrou-se em investigar as limitações e funcionalidade do equipamento. Na análise também foram avaliadas a concentricidade entre cinta/tubo, a calibração nos eixos ‘x’, ‘y’ e ‘z’ e possíveis folgas. Para tanto foram utilizados sensores resistivos de deslocamento linear, como apresentado na Figura 4.4.

Figura 4.4 – Posicionamento do sensor para medir o deslocamento. (A) eixo x; (B) eixo y; (C) eixo “z”. (D) Visão geral da montagem do sistema (SAP)



A cinta desenvolvida pelo LABSOLDA abandona o conceito de transmissão por atrito dos sistemas antigos e traz um novo conceito de transmissão por engrenagens-cremalheira. A grande vantagem destes mecanismos é não permitir deslizamentos do manipulador, mesmo em condições mais críticas, isso aumentando a robustez e a confiabilidade do equipamento.

A Figura 4.5mostra a cinta, ela é construída em aço, possui um trilho central no qual o Tartílope é acoplado e conta com seis pares de sapatas, apresentado na Figura 4.6, responsáveis por garantir o nivelamento com o tubo e manter constante a distância entre a tocha e a junta a soldar. Também foi instalado um sistema de *Quick Return*, que permite o retorno do manipulador de forma rápida para execução do passe seguinte (Figura 4.5 B).

Figura 4.5 – (A) Trilho bipartido com perímetro de 206 cm. (B) Trilho fechado com a base do carrinho na parte superior

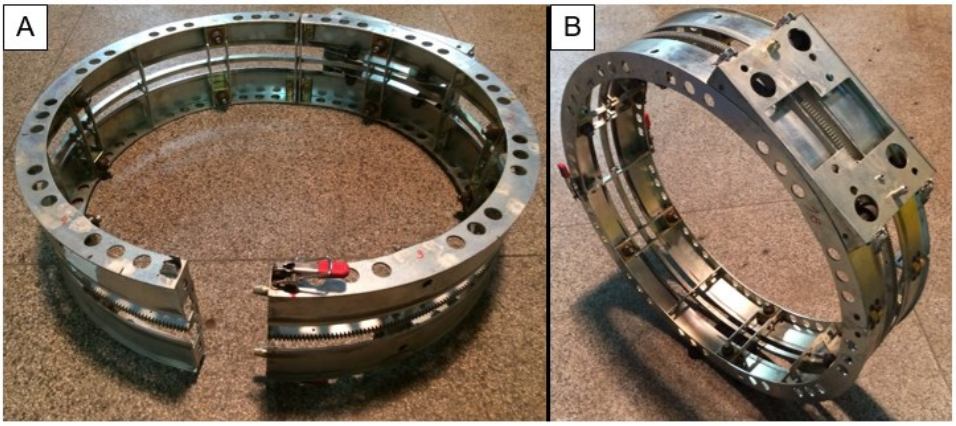
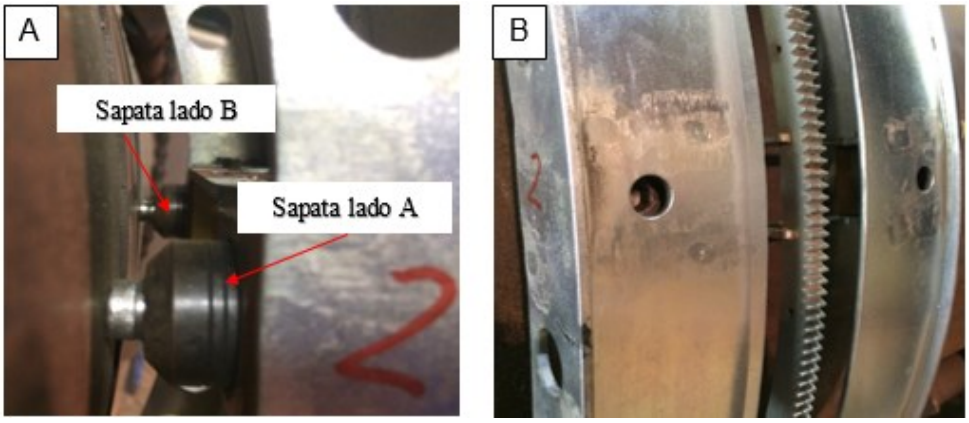


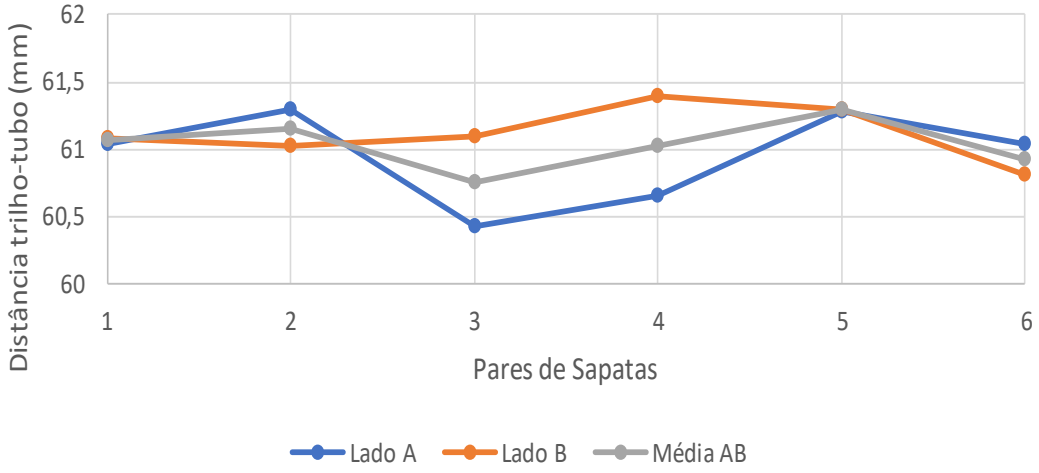
Figura 4.6 – (A) Sapatas de fixação, setas indicam as ranhuras de controle de aperto da sapata; (B) cremalheira de engate do manipulador.



Para verificar se a medida ajustada no início da solda seria mantida durante o processo foram realizados dois testes: o primeiro consistiu na medição entre cada sapata e o tubo, já o segundo na avaliação da distância entre a ponta da tocha e a junta a soldar.

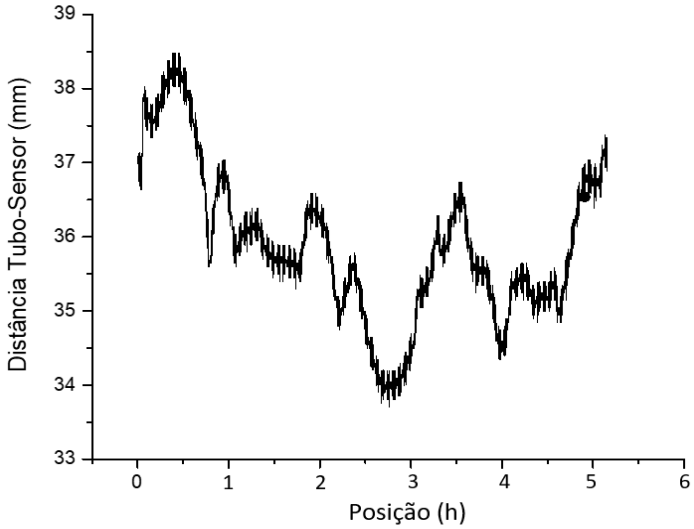
As sapatas foram divididas em lado A e B, em cada uma foi realizada a verificação da distância entre o trilho e o tubo. A Figura 4.7 apresenta os resultados obtidos através das medições realizadas nos seis pares de sapatas. A variação de altura observada foi inferior a 1 mm, uma variação considerada irrisória, dado que o diâmetro do tubo analisado foi de 559 mm. Esta variação pode ser justificada por pequenas distorções no trilho causadas no processo de fabricação ou pela própria irregularidade do perfil circular do tubo.

Figura 4.7 – Distância do trilho-tubo para cada sapata



O segundo teste realizado consistiu na aferição do perfil de altura entre a tocha e o tubo, ao longo da circunferência do tubo. A verificação foi executada a partir da posição 12h em movimento descendente e a velocidade de avanço foi 10 cm/min até a posição 6h. Observou-se uma variação aleatória com amplitude de aproximadamente 4,7 mm, como apresentado na Figura 4.8.

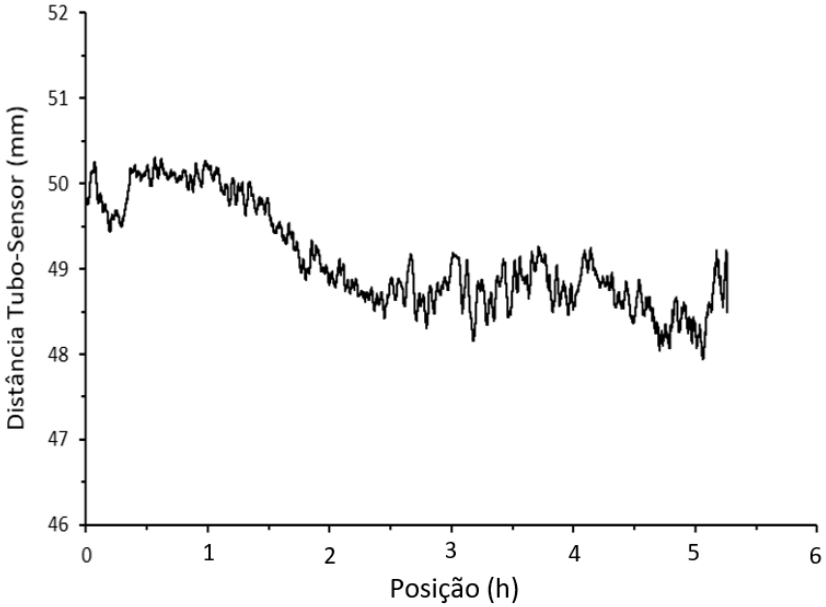
Figura 4.8 – Perfil de variação da distância entre a ponta da tocha e a superfície do tubo, da região 12h até a região 6h. Equipamento nacional.



Uma variação na altura do arco com a intensidade elevada, como a observada, pode ser prejudicial e capaz de provocar defeitos durante a soldagem. A fim de se obter um valor de

comparação para esta variação, realizou-se um teste similar com equipamento comercial, cujo resultado é apresentado na Figura 4.9.

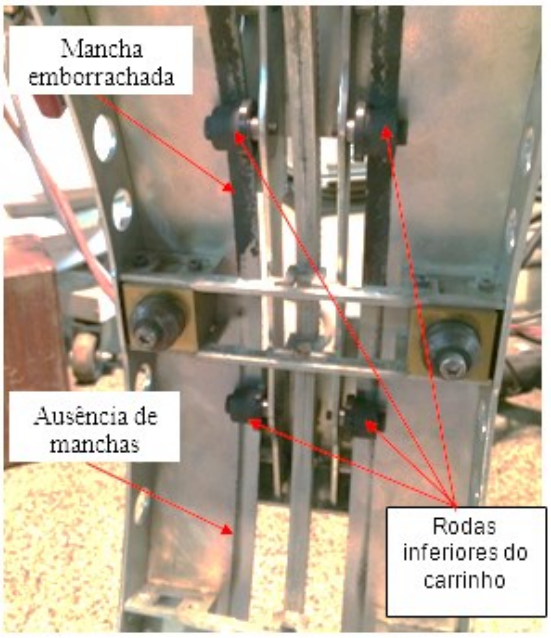
Figura 4.9 – Perfil de variação da distância entre a ponta da tocha e a superfície do tubo, da região 12h até a região 6h. Equipamento comercial



A variação obtida no perfil de altura referente ao equipamento comercial foi de 2,5 mm. Ao comparar os valores, nota-se que o equipamento do LABSOLDA variou 47% mais que o valor observado alusivo ao equipamento comercial. Ao analisar o sistema, notou-se que essa variação ocorreu pela ação de dois fatores, sendo o primeiro o empenamento no trilho e o segundo a presença de folga no eixo x, que se refletia na direção z.

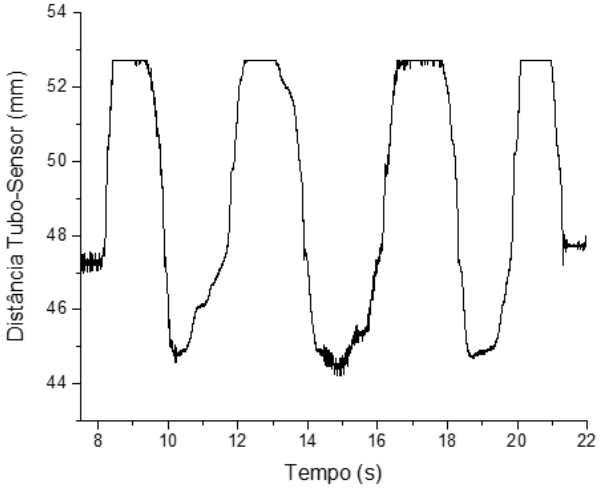
No sistema nacional, a movimentação no eixo 'x' funciona como um sistema pinhão-cremalheira e na parte inferior possui um sistema de fixação que se desloca sob a cinta e impede que o carrinho caia. Foram observados empenamentos em algumas regiões da cinta. Nestes locais o sistema de fixação ora não tem contato com o trilho e ora é pressionado contra ele, causando assim a oscilação na DBCP. Neste componente observou-se um desgaste prematuro das rodas, manifestados por meio de manchas. As manchas causadas por este desgaste são indicadas com uma seta vermelha na Figura 4.10.

Figura 4.10 – Vista inferior do trilho. O empenamento do trilho fica perceptível ao analisar as manchas geradas pelas rodas emborrachadas do carrinho



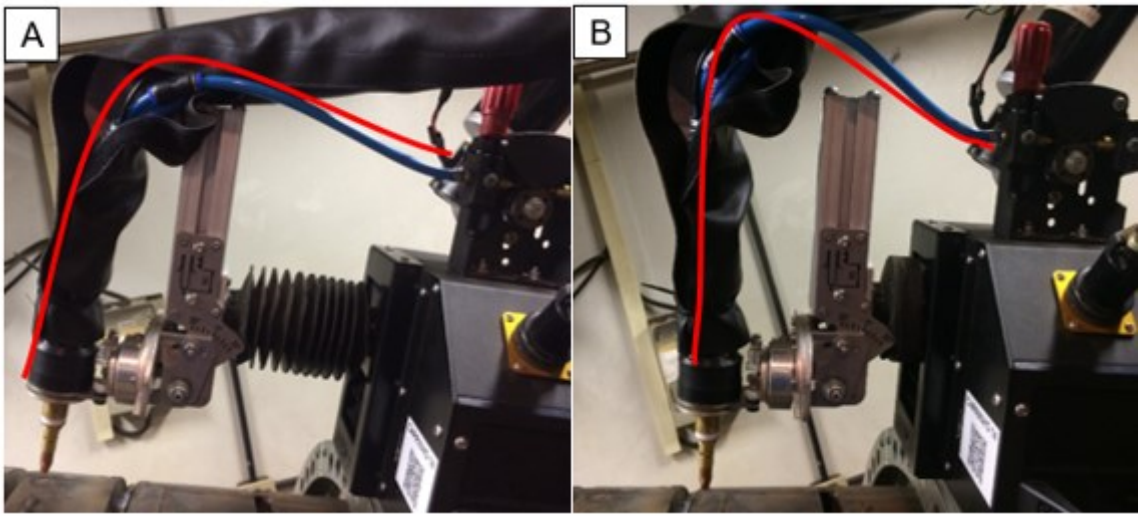
O segundo fator verificado foi a oscilação na direção ‘z’, advinda do acoplamento do manipulador e o trilho. Esta instabilidade influenciou diretamente na distância entre a ponta da tocha e o tubo. Portanto, convencionou-se quantificar tal folga pela variação da distância entre a tocha e o tubo ao forçar o manipulador no sentido do eixo “y”. Para ambas as direções se obteve o deslocamento de altura com valor médio de 8 mm (eixo “z”) apresentado na Figura 4.11. Essa grande variação na altura do arco pode comprometer a solda.

Figura 4.11 – Variação da distância tubo-sensor ao forçar o carrinho no sentido do eixo "y" em ambas direções



Na Figura 4.12 é apresentado o posicionamento do tracionador auxiliar de arame. Verificou-se que o movimento de tecimento no eixo ‘y’ para altas amplitudes provocou curvatura acentuada do conduíte, podendo vir a dificultar a alimentação do arame. Entretanto, para as faixas usadas no presente trabalho este efeito não foi prejudicial. Nesta região a instalação de um conduíte com menor coeficiente de atrito seria benéfico para redução do atrito no arame e para o movimento de tecimento.

Figura 4.12 – Variação de posição na amplitude máxima do eixo “y”. (A) Limite superior de curso. (B) Limite inferior de curso.



Foram realizados testes que simulavam o movimento de soldagem, porém com arco apagado, usando tecimento com frequência de 0,8 Hz e amplitude de 4,5 mm para simular uma situação mais realística. Notou-se que a variação da velocidade de soldagem foi percentualmente contínua, correspondente a aproximadamente 5,5% menor que o valor ajustado, como mostra a Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Aferição da velocidade de deslocamento no eixo ‘x’

Sentido	Vs Ajustada (cm/min)	Vs Lida (cm/min)	Variação (cm/min)	Variação (%)
Ascendente	15	14,05	0,95	6,3
Descendente	15	14,26	0,74	4,9
Ascendente	100	94,32	5,68	5,7
Descendente	100	94,76	5,24	5,4

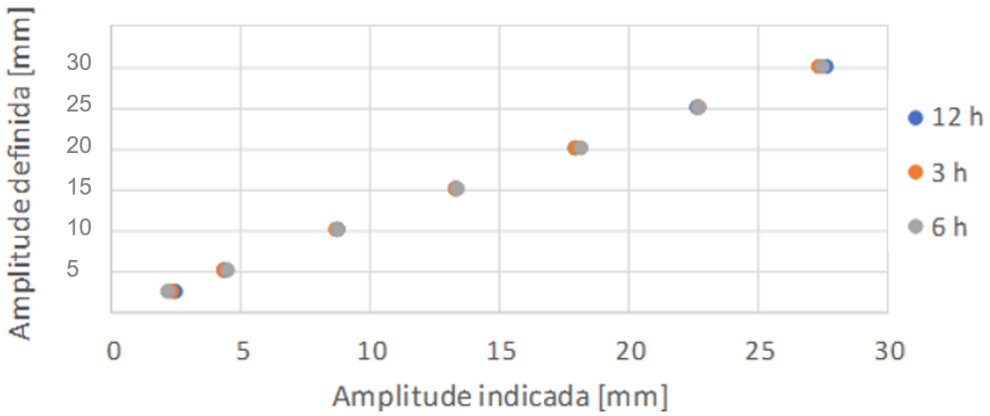
Não foram constatadas folgas relevantes nos eixos ‘y’ e ‘z’ devido ao tipo de transmissão especial que o equipamento nacional utiliza. Quanto ao tecimento, foi observado que o aumento da frequência e da amplitude acarretou na discrepância entre a amplitude configurada e a amplitude lida, como apresenta a Figura 4.13. Esta diferença pode ser atribuída à histerese do movimento de oscilação. Na faixa operacional, destacada pela linha tracejada, esses valores são considerados aceitáveis.

Figura 4.13 – Diferença (em mm) entre a amplitude configurada e a amplitude lida. Posição 3h. No retângulo tracejado encontra-se a faixa operacional usada no trabalho.

Amplitude (mm) \ Frequência (Hz)	0,5	1	1,5	2
2,5	-0,06	-0,16	-0,21	-0,15
5	0,18	-0,02	-0,22	-0,64
10	-0,09	-0,39	-0,69	-1,28
15	-0,71	-0,76	-1,41	-1,71
20	-0,93	-1,08	-1,78	-2,03
25	-0,95	-1,75	-2,05	-2,23
30	-1,27	-2,17	-2,12	-2,60

Na Figura 4.14 é realizada a comparação entre os resultados de desvio na amplitude para as três posições indicadas. Nota-se que a posição de soldagem não exerce influência significativa. A sobreposição dos pontos indica que a posição do tubo não é relevante.

Figura 4.14 – Sobreposição dos pontos medidos indica que não há influência da posição de soldagem no desvio de amplitude no tecimento. Frequência de oscilação 2Hz



4.2 AVALIAÇÃO DA ALIMENTABILIDADE

A alimentabilidade é um dos fatores que influência na estabilidade do processo MIG/MAG. Na soldagem de tubos seu efeito é crítico, pois a depender da posição de soldagem as curvas no conduíte podem dificultar a passagem do arame.

No equipamento nacional, além do tracionador convencional, instalou-se um tracionador auxiliar próximo à tocha, também conhecido no ramo da soldagem como *push-pull*. Este equipamento foi instalado objetivando reduzir o efeito de travamento do arame-eletrodo.

4.2.1 Metodologia

Para avaliar a influência da posição de soldagem e o desempenho de cada equipamento sobre alimentabilidade, foram realizados testes simulando condições reais de soldagem. Os ensaios foram realizados nas posições plana, vertical descendente e sobre cabeça. Os testes foram realizados antes e depois da instalação do tracionador auxiliar.

Posteriormente, os dados referentes ao equipamento nacional foram comparados com os obtidos alusivos ao equipamento comercial e a análise ocorreu por meio de filmagem em alta velocidade sincronizada com sinais elétricos de corrente e tensão. Os parâmetros são apresentados na Tabela 4.2 e na Tabela 4.3. Uma visão da bancada é mostrada na Figura 4.15.

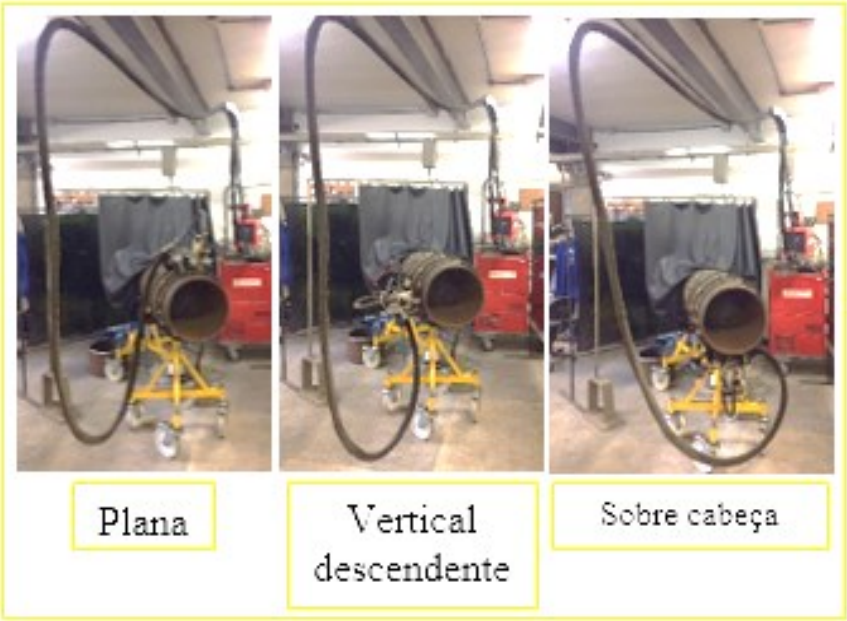
Tabela 4.2 – Parâmetros para realização dos testes de alimentabilidade

Parâmetros	**Equipamento Comercial**	**Equipamento Labsolda**
Va (m/min)	4,5	4,5
Vs (cm/min)	20	20
Im (A)	180	185
DBCP (mm)	15	15
Material Conduíte	Aço	Aço
Comprimento (m)	3	7

Tabela 4.3 – Soma dos ângulos de inclinação do conduíte para cada posição de soldagem em função do equipamento.

Posição	**Equipamento Comercial**	**Equipamento Labsolda**
Plana	450º	270º
Vertical	400º	360º
Sobre Cabeça	630º	450º

Figura 4.15 – Disposição do conduíte em função da posição de soldagem.



4.2.2 Resultado

Por meio dos vídeos em alta velocidade foi possível quantificar os efeitos de parada do arame e estimar sua representatividade na soldagem. Os dados apresentados na Tabela 4.4 correspondem ao teste do equipamento nacional antes da instalação do tracionador auxiliar, em uma mostra de 200 ms foi observado que a porcentagem de tempo que o arame permanece parado aumenta proporcionalmente ao grau de curvatura do conduíte. A posição sobre cabeça é a mais crítica, nela o arame permaneceu 103 ms parado e representou 52% do tempo total.

Tabela 4.4 – Resultado da análise quantitativa para o equipamento LABSOLDA sem o tracionador auxiliar

Posição	PP	VD	SC
Tempo total analisado (ms)	200	200	200
Número de ocorrências	9	11	15
Tempo médio de parada (ms)	9	7	7
Tempo total arame estático (ms)	81	85	103
Porcentagem de tempo parado (%)	41	43	52

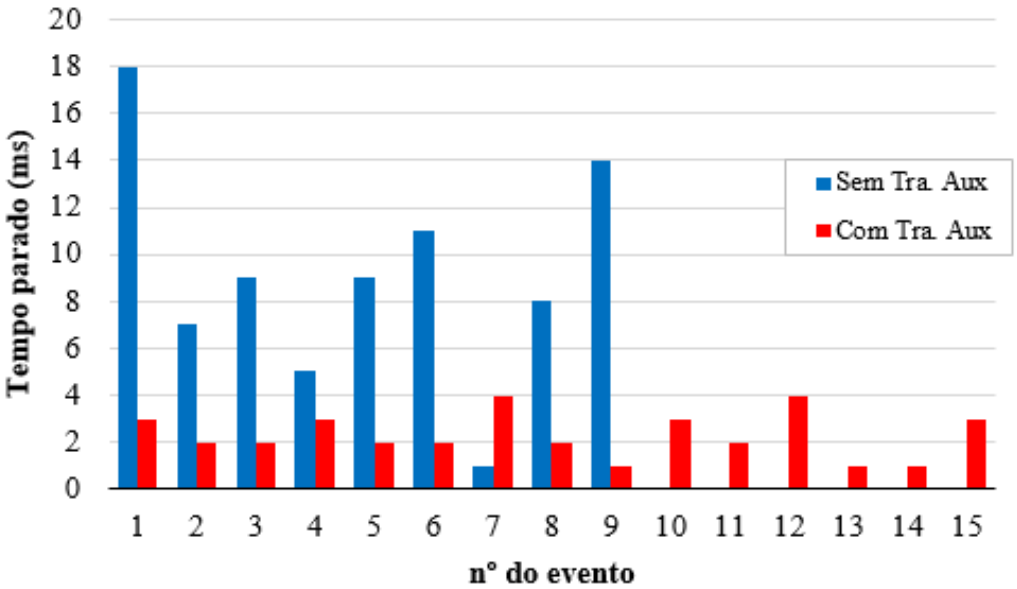
Na Tabela 4.5 são apresentados os resultados do equipamento nacional após a instalação do tracionador auxiliar. Os dados revelam que a adição do dispositivo gerou melhoria

significativa, havendo uma redução de mais de 52% do tempo de arame parado. Na posição plana o tempo caiu de 81 ms para 35,7, que representa 18% do tempo total parado. Um fato importante é verificado a partir da Figura 4.16, apesar da instalação do tracionador auxiliar reduzir drasticamente o tempo que o arame permaneceu parado, a mesma instalação também provocou aumento na frequência de paradas do arame.

Tabela 4.5 – Resultado da análise quantitativa para o equipamento nacional com o tracionador auxiliar.

Posição	PP	VD	SC
Tempo total analisado (ms)	200	200	200
Número de ocorrências	15	18	16
Tempo médio de parada (ms)	2,3	2,2	3,1
Tempo total arame estático (ms)	35,7	39,8	49,6
Porcentagem de tempo parado (%)	18	20	25

Figura 4.16 – Variação da alimentação observada com equipamento nacional na posição plana



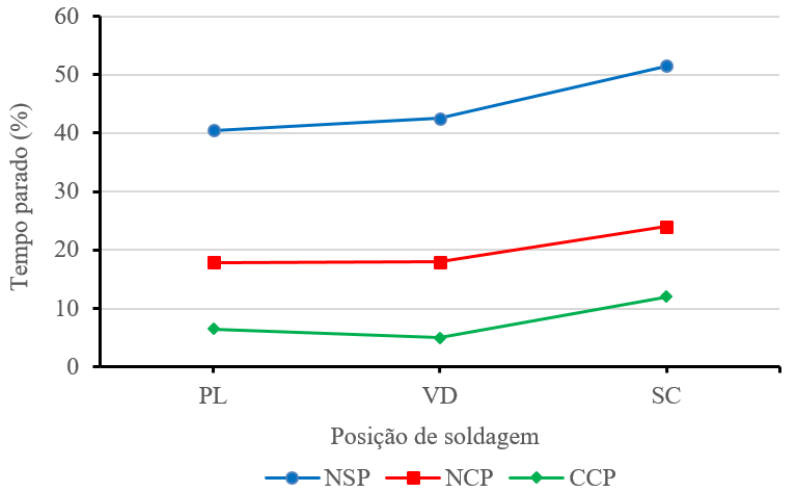
Observando o gráfico da Figura 4.16, nota-se a diferença entre os dados anteriores e posteriores à instalação do tracionador auxiliar. Embora após a instalação do tracionador ocorra mais paradas, o tempo de parada é curto gerando menor impacto no tempo total em que o arame fica parado.

Na Tabela 4.6 são apresentados os dados obtidos com equipamento comercial. Neste é possível observar um comportamento semelhante ao equipamento nacional, o travamento do arame é proporcional à inclinação do conduíte, todavia com este equipamento os travamentos ocorrem com menor intensidade. Na Figura 4.17 apresenta-se a comparação entre os equipamentos nos cenários avaliados.

Tabela 4.6 – Resultado da análise quantitativa para o equipamento comercial com o tracionador auxiliar.

Posição	**PP**	**VD**	**SC**
Tempo total analisado (ms)	200	200	200
Número de ocorrências	9	7	12
Tempo médio de parada (ms)	1,4	1,4	2
Tempo total arame estático (ms)	13	10	24
Porcentagem de tempo parado (%)	7%	5%	12%

Figura 4.17 – Comparação entre equipamento nacional e comercial quanto ao travamento do eletrodo. NSP – Nacional, sem tracionador auxiliar; NCP – Nacional, com tracionador; CCP – Comercial.



Com o tracionador auxiliar o equipamento nacional mostrou potencial similar ao equipamento comercial. Acredita-se que a diferença observada entre os equipamentos deve-se ao fato do tracionador auxiliar do equipamento LABSOLDA ainda está em fase de desenvolvimento, sendo a etapa seguinte a sincronização entre os tracionadores principal e auxiliar. Estima-se que com os avanços futuros, quando o sistema estiver totalmente integrado,

os resultados poderão ser semelhantes ou até superiores aos resultados referentes ao equipamento comercial. Atualmente o sistema de alimentação atua em controle aberto com a velocidade de arame ajustada. Entretanto, caso haja alguma perda de carga excessiva ocorre a redução da velocidade do arame, e para isto sugere-se realimentar o sistema com a velocidade instantânea na saída do bico de contato, tornando o controle de malha fechada.

4.3 AVALIAÇÃO DAS VERSÕES DO PROCESSO MIG/MAG PARA SOLDAGEM DE PREENCHIMENTO DE JUNTAS

Esta etapa consistiu em testar versões do processo MIG/MAG para o preenchimento de juntas. A proposta inicial do trabalho era utilizar o CCC tanto para realização do passe de raiz quanto para os passes de preenchimento. Em experiências anteriores o CCC já havia demonstrado grande potencial na execução do passe de raiz, todavia, ainda não havia sido aplicada nos passes de preenchimento.

Nos testes iniciais a versão CCC foi aplicada para soldar tubos de 22”, utilizando programas sinérgicos com parâmetros similares aos utilizados no passe de raiz, velocidade de alimentação entre 3,3 a 4,0 m/min e correntes médias de 120 a 140A. Porém, foram encontradas dificuldades devido à baixa energia fornecida ao processo. Como alternativa, optou-se por utilizar o processo MIG convencional no comando da tensão. O insucesso desta versão para arame maciço e gases ricos em CO_2 instigou a utilização de uma outra versão, o MIG Soft, que é uma versão do processo MIG/MAG com transferência metálica por curto-circuito, porém com controle de corrente. Esta versão além de apresentar uma abordagem de menor complexidade que o CCC, fornece maior potência ao processo

A Figura 4.18-a apresenta os resultados dos testes iniciais realizados com CCC. Os resultados indicam que os níveis de corrente eram muito baixos e não forneciam energia suficiente para a fusão adequada das juntas. Visando sanar esta problemática, ajustou-se um parâmetro de maior energia com velocidade de alimentação de 5 m/min e corrente média de 150 A. Embora com menor intensidade (Figura 4.18-b), os problemas de falta de fusão persistiram e a instabilidade na posição sobre cabeça foi agravada. Buscando por solução, empregou-se um gás com maior teor de CO_2 de modo a obter maiores níveis de energia, sendo utilizada a mistura C50, valor máximo indicado pelo fabricante para esta versão. Ainda assim, os problemas de falta de fusão e instabilidade perduraram (Figura 4.18-c).

Os defeitos ficaram evidentes tanto em juntas de maiores espessuras (31,75 mm) como em juntas menos espessas (16 mm), conforme apresentado na Figura 4.19.

Figura 4.18 – Passes de raiz e preenchimento realizado com CCC – Tubo de 558,8 mm diâmetro e 31,8 mm de espessura, eletrodo ER70S-6. A) Gás C25 Im = 130A; B) Gás C25 – Im = 150 A; C) Gás C50 Im = 150A

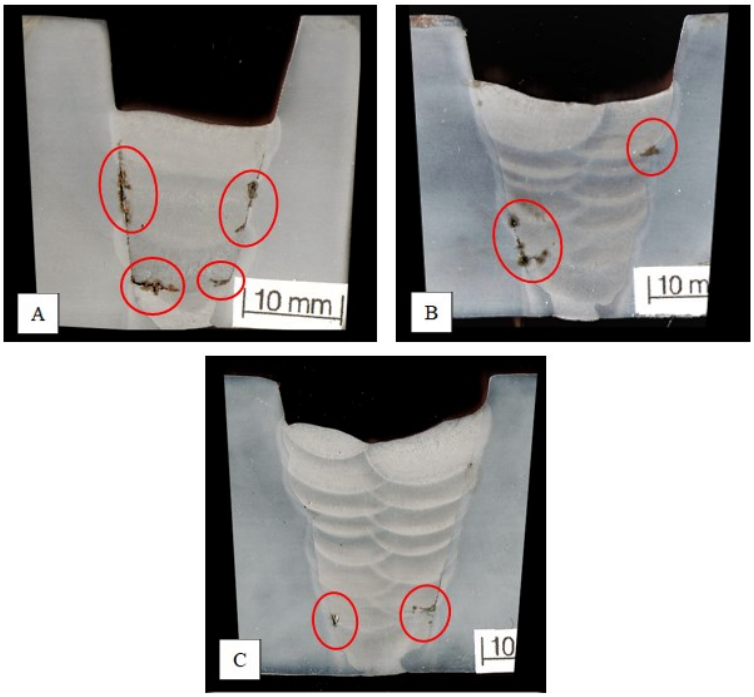
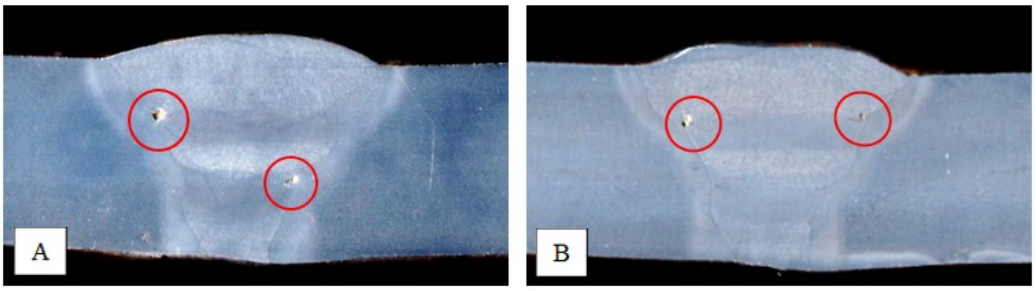


Figura 4.19 – Passes de raiz e preenchimento realizado com CCC – Tubos de 15mm de espessura – Im = 150 A. a) gás C25; b) gás C50

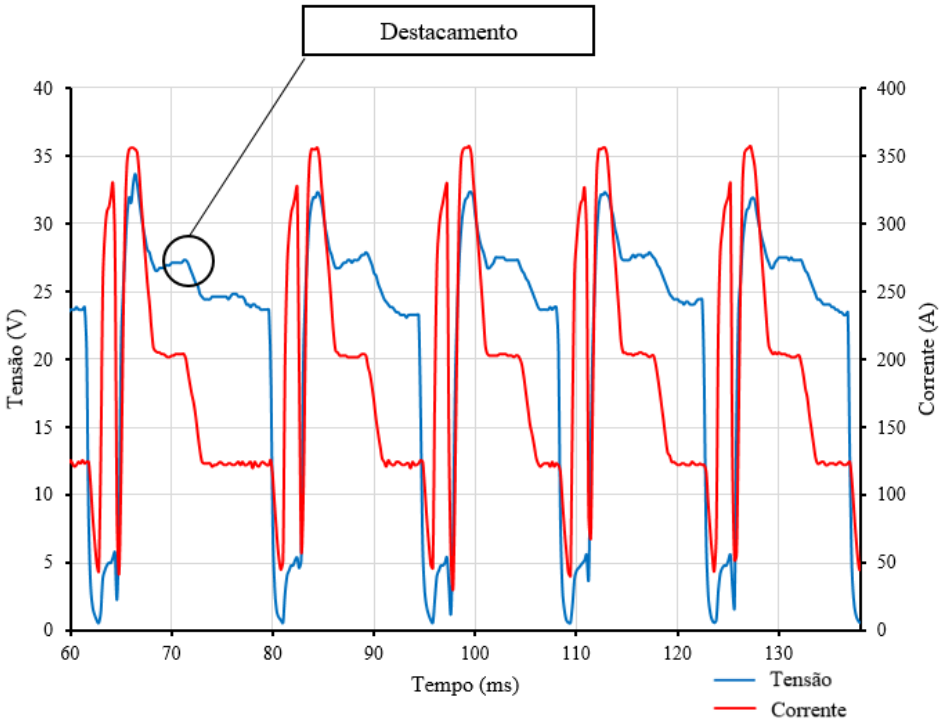


Com a versão do CCC utilizada não foi possível aplicar correntes superiores a 160 A (Va=5,0m/min), valor mínimo esperado para sanar os defeitos de falta de fusão. Ao elevar a corrente, o processo entrava em uma faixa de instabilidade que se agravava fora da posição plana. Para compreender esta limitação, foram analisados oscilogramas de corrente e tensão. É

possível inferir que quando a corrente média se aproxima da zona de transição da transferência metálica (curto-circuito/globular), o processo se afasta da condição para a qual foi projetado, diminuindo assim sua estabilidade.

O oscilograma da Figura 4.20 indica que além do destacamento durante o curto-circuito, ocorre também um destacamento secundário durante a fase de arco, semelhantemente ao processo com corrente pulsada.

Figura 4.20 – Oscilograma de corrente e tensão, para soldagem com gás C25, Im = 180A



Os testes apontaram que a versão do CCC com o pacote de parâmetros utilizados, não são adequados para a soldagem de preenchimento de tubos com paredes espessas. Por dois fatores:

i) baixo nível de energia, que não é suficiente para produzir solda isenta de defeitos (falta de fusão e penetração);

ii) grande instabilidade gerada na posição sobre cabeça que inviabiliza o processo.

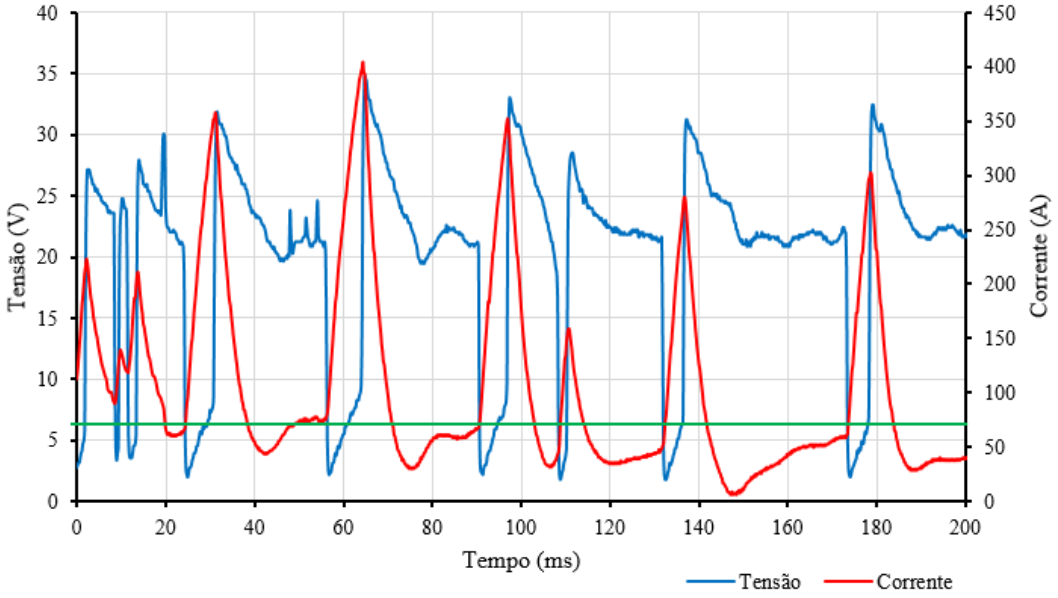
Como o CCC deixou de ser uma alternativa para realização do preenchimento, outras opções que permitissem a execução deste procedimento com isenção de defeitos foram consideradas. Optou-se por partir de uma versão mais simples, o processo MIG/MAG curto-

circuito convencional com controle de tensão. Caso esse apresentasse alguma limitação, seria adotada outra versão que se mostrasse adequada.

No processo MIG/MAG convencional, foi possível realizar o preenchimento no comando da tensão com arame tubular associado aos gases C25, C50 e C100. Já com o arame maciço o processo convencional funcionou de forma satisfatória apenas com os gases C25 e C50.

A utilização do modo convencional com arame maciço e gás C100 apresentou grande instabilidade. Ao analisar os oscilogramas, nota-se que durante a fase de arco a corrente reduz para valores muito próximos a zero, como apresentado na Figura 4.21. Este efeito faz com que o arco não forneça energia suficiente para formar a gota, causando instabilidade no processo.

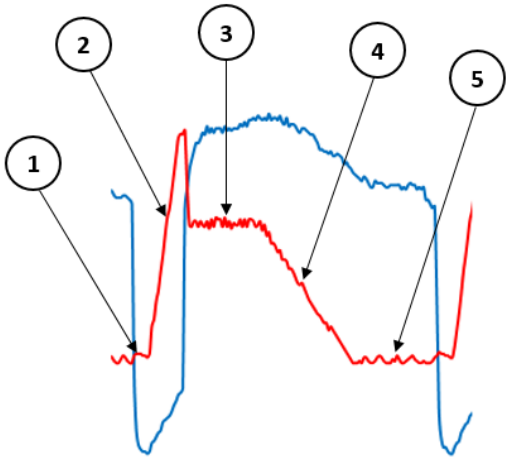
Figura 4.21 – Instabilidade do processo MIG/MAG com arame maciço e gás CO_2, em verde o valor mínimo de corrente para manter o processo estável.



Para solucionar este problema, foram feitas manipulações no parâmetro ‘k’. Nas fontes IMC este parâmetro representa o inverso da indutância interna da fonte, sendo responsável pela dinâmica da corrente. Porém, a variação de tal parâmetro em uma ampla faixa não apresentou resultados satisfatórios para a soldagem com arame maciço em conjunto com o gás CO_2. Desta forma, utilizou-se o MIG/MAG Soft, uma versão moderna do processo MIG/MAG desenvolvida pela empresa IMC.

Na Figura 4.22 é apresentado um formato de onda típico do MIG/MAG Soft. É possível inferir duas características peculiares: ocorre um atraso na subida da corrente no momento do contato da gota com a poça de fusão, permitindo que a gota se assente em baixa energia (1); e a segunda característica consiste na queda da corrente para um patamar de menor energia no momento de destacamento da gota, que evita um destacamento instável (3).

Figura 4.22 – Detalhamento da onda de corrente do MIG/MAG Soft.



1 – Atraso na subida da corrente no início do curto-circuito para assentamento da gota (**td**);

2 – Taxa de subida da corrente no momento do curto-circuito (**Irps**);

3 – Patamar intermediário da corrente responsável pela formação da gota (**Ia**);

4 - Taxa de descida da corrente (**Irpd**);

5 - Corrente de manutenção do arco (**If**).

Na realização dos testes com o MIG/MAG Soft utilizando o arame maciço e o gás C100, o processo ainda mantinha certo grau de instabilidade, como apresentado na Figura 4.23. Após a realização de alguns ensaios, propôs-se então, a utilização de um controle misto, no qual a corrente seria controlada apenas no momento do curto-circuito e poderia oscilar livremente no momento do arco. Ao controlar a corrente durante a fase de curto se evitaria o comportamento explosivo da gota e permitiria que a corrente fique livre na fase de arco, o que em suma iria conferir maior estabilidade ao processo de soldagem. Desta forma foi possível obter maior estabilidade do processo, como apresenta Figura 4.24, e realizar soldas de qualidade com arame maciço e CO_2 puro.

Figura 4.23 – Oscilograma de utilização do MIG/MAG Soft antes da mudança no controle

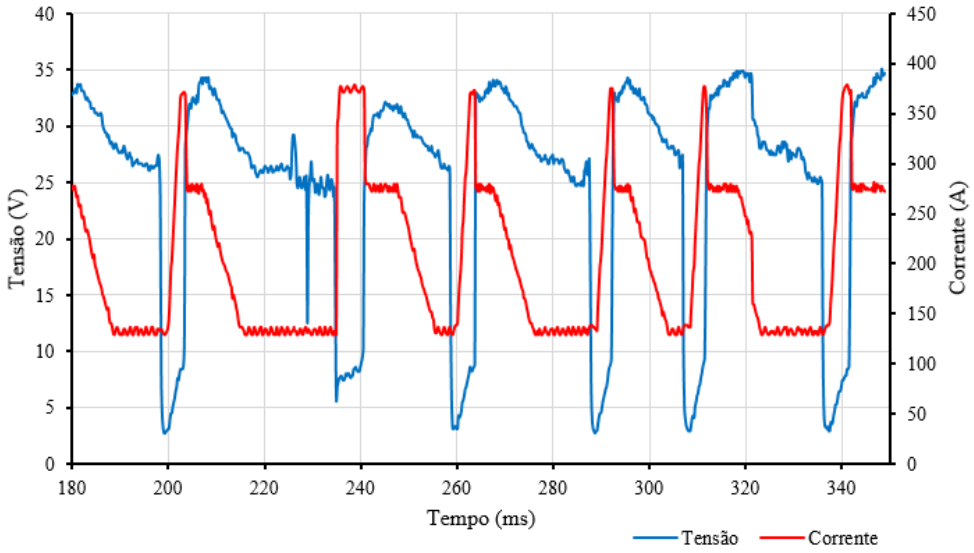
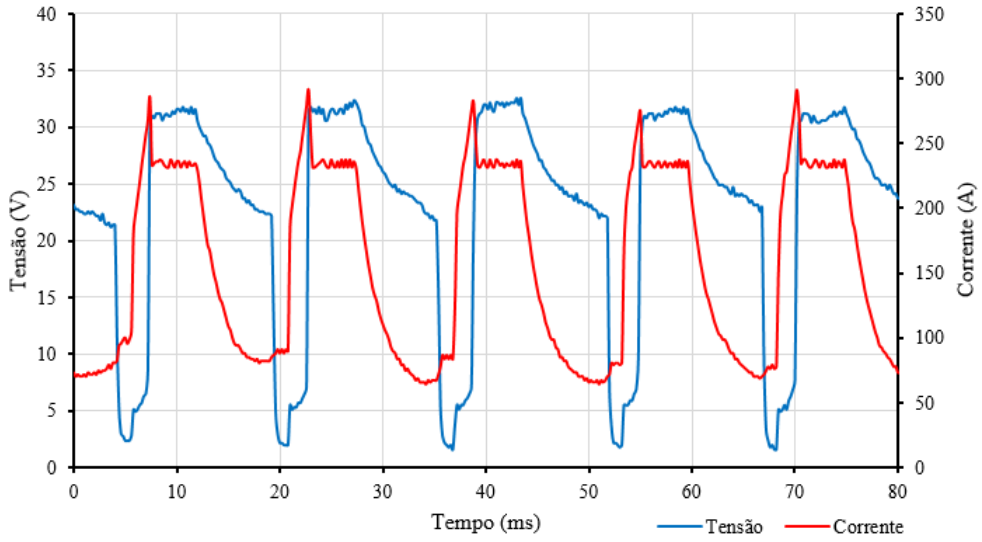


Figura 4.24 – Oscilograma de utilização do MIG/MAG Soft com controle misto –arame maciço e Gás C100



4.4 AVALIAÇÃO DA TAXA DE DEPOSIÇÃO

Nesta etapa buscou-se estabelecer uma comparação entre a taxa de posição do arame maciço e do arame tubular. No LABSOLDA já havia informações consolidadas a respeito do arame maciço, por este motivo, nesta etapa, os ensaios concentram-se no arame tubular e posteriormente os dados foram contrapostos e analisados.

4.4.1 Metodologia

Para realização do estudo foram executados depósitos sobre chapa na posição plana. Utilizou-se como consumíveis o arame tubular E71T-1 e o gás C50 (50%CO2-50%Ar). Determinou-se que os ensaios iriam ocorrer em uma faixa de 100 a 300A, com incrementos de 25A. Foram realizadas três repetições para cada ponto. Com auxílio do SAP foram aquisitados os sinais elétricos de corrente, tensão e velocidade de arame, com uma balança digital foi medido a massa depositada. Na Figura 4.25 é apresenta a sequência de procedimentos adotadas para cada repetição.

A taxa de fusão (Tf) compreende o volume total de arame que foi fundido em um dado intervalo de tempo. Para determiná-la, as chapas foram pesadas antes e após da soldagem, a partir da diferença de massa e do tempo de soldagem foi utilizada a Equação 1. Já a taxa de deposição (Td) é a massa efetiva depositada após debitar as perdas por respingos e escória. Esta foi determinada pela Equação 2. O rendimento (η) pode ser calculado pela razão entre a taxa de deposição e a taxa de fusão Equação 3.

$$T_F = \frac{m_f - m_i}{t} \quad [\mathrm{g/s}] \tag{1}$$

$$T_D = \frac{m_{f2} - m_i}{t} \quad [\mathrm{g/s}] \tag{2}$$

$$\eta_F = \frac{T_D}{T_F} \tag{3}$$

Onde:

T_F – Taxa de Fusão

T_D – Taxa de Deposição

η_f – rendimento da fusão

m_i – massa inicial da chapa

m_f – massa final antes da remoção da escória

m_{f2} – massa final após remoção da escória

Figura 4.25 – Procedimento de ensaio: soldagem, remoção da escória e respingos e pesagem de cada etapa.

4.4.2 Resultados

A partir dos ensaios realizados foi possível calcular a taxa de fusão, taxa de deposição e o rendimento do arame tubular, os valores são apresentados na

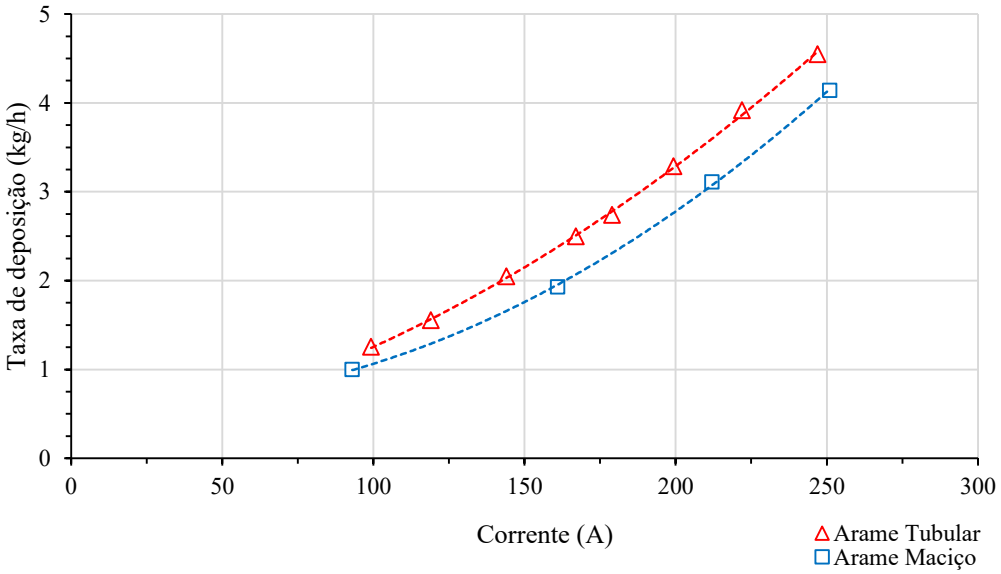
Tabela 4.7.

Tabela 4.7 – Valores obtidos para o arame Tubular E71T1

Teste	Corrente (A)	Tensão (V)	Va m/min)	Taxa de fusão (kg/h)	Taxa de deposição (kg/h)	Rendimento (%)
1	99	21,4	3,8	1,49	1,25	84%
2	119	22,0	4,8	1,77	1,55	88%
3	144	22,8	6,2	2,32	2,05	88%
4	167	23,5	7,7	2,86	2,50	87%
5	179	23,0	8,0	3,12	2,74	88%
6	199	24,6	10,0	3,79	3,29	87%
7	222	25,6	11,8	4,46	3,92	88%
8	247	26,4	14,0	5,20	4,55	88%
9	270	27,2	16,0	6,12	5,38	88%
10	271	27,3	16,5	6,05	5,34	88%

Na faixa de corrente avaliada percebeu-se que a taxa de deposição variou de 1,25 a 5,34 kg/h com um rendimento médio de 88%. De posse da taxa de fusão para o arame tubular os valores formam agrupados com os dados anteriormente obtidos para o arame maciço (dados LABSOLDA) e apresentados na Figura 4.26. Observando o gráfico percebe-se que a taxa de deposição para o arame tubular é superior à do arame maciço nas condições estudadas. Estes dados corroboram com os estudos de Suban e Tušek [70], o autor fez um estudo avaliando a influência dos gases e do tipo de arame sobre a taxa de fusão. Vale salientar que os autores compararam estes valores para semelhantes DBCP, enquanto que no presente trabalho foi utilizado uma DBCP de 15 mm para o arame maciço e 20 mm para o arame tubular.

Figura 4.26 – Taxa de deposição do arame tubular E71T-1 de 1,2 mm com mistura de 50% de CO_2 no argônio e arame maciço ER70S de 1,2 mm com a mistura de 18% de CO2 no argônio.



5 CARACTERÍSTICAS FÍSICAS DA SOLDAGEM ORBITAL

Independe do material a ser soldado ou do equipamento que será utilizado, um dos fatores que determina a escolha do processo é a estabilidade alcançada durante sua aplicação. A estabilidade depende de uma série de fatores, como abordado no Item 2.2. Por esta razão, antes de iniciar os testes de soldagem de preenchimento, buscou-se avaliar a estabilidade e os fatores que contribuem com sua ocorrência.

Os testes foram realizados por meio de soldagem sobre o tubo nas posições plana, vertical descendente e sobre cabeça, nos quais variou-se o teor de CO_2 em 25%, 50% e 100% e o tipo de arame (maciço e tubular). Esta etapa permitiu conhecer melhor a influência de cada fator e deu suporte aos ensaios de soldagem de preenchimento dos tubos.

5.1 AVALIAÇÃO DA ESTABILIDADE NA SOLDAGEM

A estabilidade do processo foi avaliada por quatro métodos: i) análise dos oscilogramas; ii) gráficos de tensão *versus* corrente; iii) análises dos picos de corrente; iv) frequência de destacamento. Estes recursos em conjunto permitiram inferir a influência de cada fator sobre a estabilidade do processo. As soldagens foram realizadas conforme os parâmetros descritos na Tabela 5.1 e Tabela 5.2 e o fluxograma apresentado na Figura 5.1 auxilia no entendimento dos testes executados. Cada aquisição teve duração de 20 segundos e foi escolhido um período de 150 ms para apresentação dos oscilogramas de corrente e tensão.

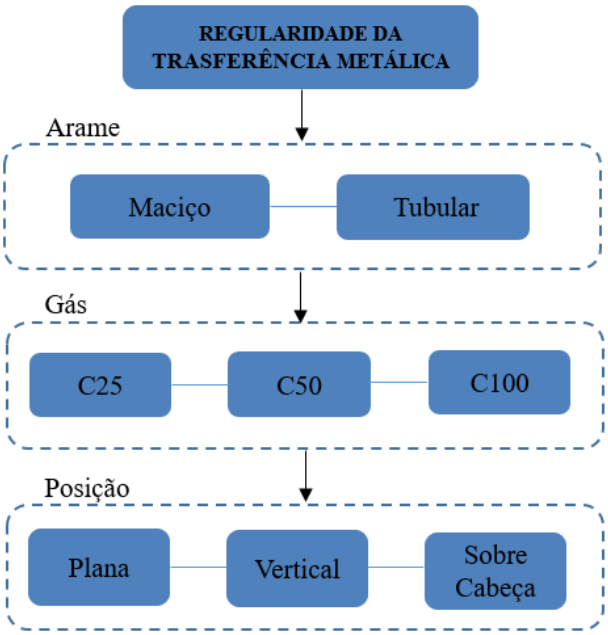
Tabela 5.1 – Parâmetros Elétricos

	Um [V]	**Im [A]**	**Va [m/min]**
C25	18,0	183	3,8
C50	18,3	178	3,8
C100	18,3	171	3,8

Tabela 5.2 – Parâmetros Físicos

	Vs [cm/min]	**A [mm]**	**F [Hz]**	**Tp [ms]**
C25	20	6	1	200
C50	20	6	1	200
C100	20	6	1	200

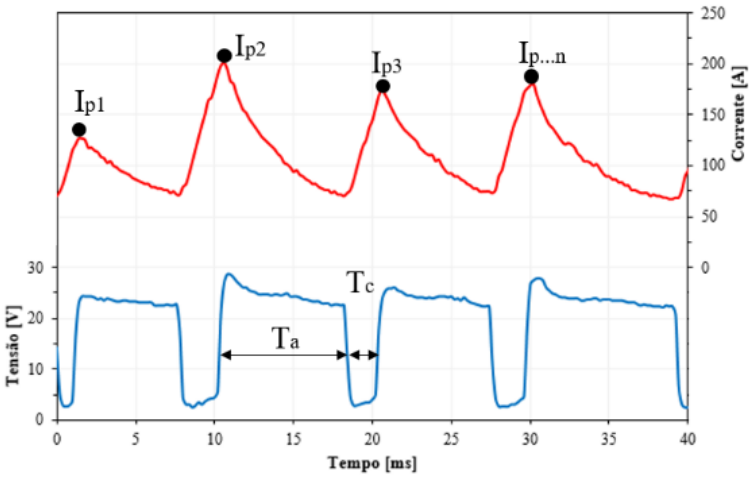
Figura 5.1 – Esquema de testes realizados para avaliação da estabilidade



A combinação dos três fatores (arame, gás e posição de soldagem) resultou em dezoito cenários, para os quais foram obtidos sinais elétricos de corrente, tensão e velocidade de alimentação.

O procedimento adotado para análise da estabilidade, mostrado na Figura 5.2, consistiu em identificar à regularidade dos picos de corrente (I_p), tempos de curto (t_c) e tempo de arco (t_a). É importante ressaltar que quanto menor a dispersão entre os eventos, maior o grau de estabilidade atribuída ao processo.

Figura 5.2 – Oscilograma de corrente e tensão. Ip – Corrente de Pico (A), Ta – Tempo de Arco (ms), Tc – Tempo de Curto



Com os dados obtidos a partir dos oscilogramas foi possível calcular a frequência de curtos-circuitos (F_{cc}) e o diâmetro das gotas (D_g), através das Equações *(4)* e *(5)*, respectivamente.

$$F_{cc} = \frac{1000}{T_a + T_c} \tag{4}$$

$$D_g = \sqrt[3]{\frac{25 d_e \times V_{al}}{F_{cc}}} \tag{5}$$

Referente à soldagem por curto-circuito utilizando arame ER70-S de 1,2 mm na posição plana, Scotti e Ponomarev [18] recomendam que a gota transferida tenha diâmetros próximos ao do eletrodo, sendo uma faixa aceitável valores entre 1,1 e 1,25 mm. Esta faixa foi tomada com base nos testes realizados em todas as posições de soldagem.

Para manter o diâmetro da gota variando nesta faixa, além do ajuste na tensão do arco e velocidade de alimentação, foi empregado o controle da indutância da fonte de soldagem. Esta variável atua na taxa de subida (di_s/dt) e descida (di_d/dt) da corrente durante o curto-circuito e é recomendada por Dutra [20] como fator importante para alcançar a estabilidade.

Na fonte de soldagem utilizada neste trabalho, estes parâmetros podem ser ajustados por meio do Ks, que atua na taxa de subida, e do Kd, que atua na taxa de descida. Quanto maior o valor de K, mais rápida é a resposta da fonte. Os valores ajustados para a indutância dos testes são apresentados na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 – Parâmetros de indutância para soldagem com arame maciço em função dos gases.

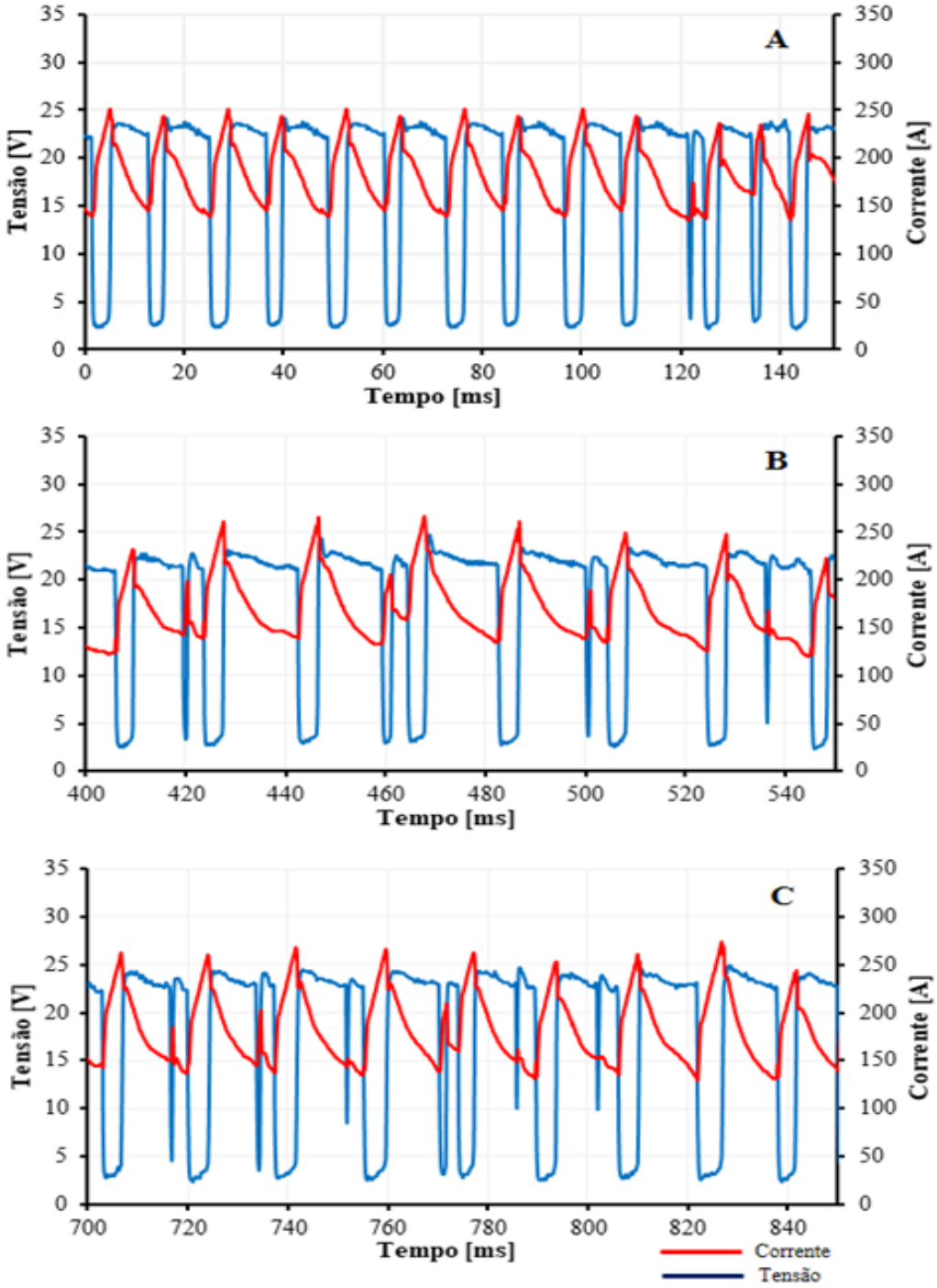
Gás	Ks	Kd
C25	100	120
C50	100	130
C100	100	150

i) Análise dos Oscilogramas

Na Figura 5.3 são apresentados os oscilogramas dos testes realizados com o gás C25. Nota-se que à medida que ocorre o deslocamento do arco, da posição plana em sentido à posição sobre cabeça, a regularidade da transferência metálica tende a reduzir. O oscilograma apresenta alguns curtos incipientes, que ocorre quando uma gota ainda não formada completamente, toca, mas não é transferida para a poça. Embora apenas a análise do oscilograma não seja suficiente

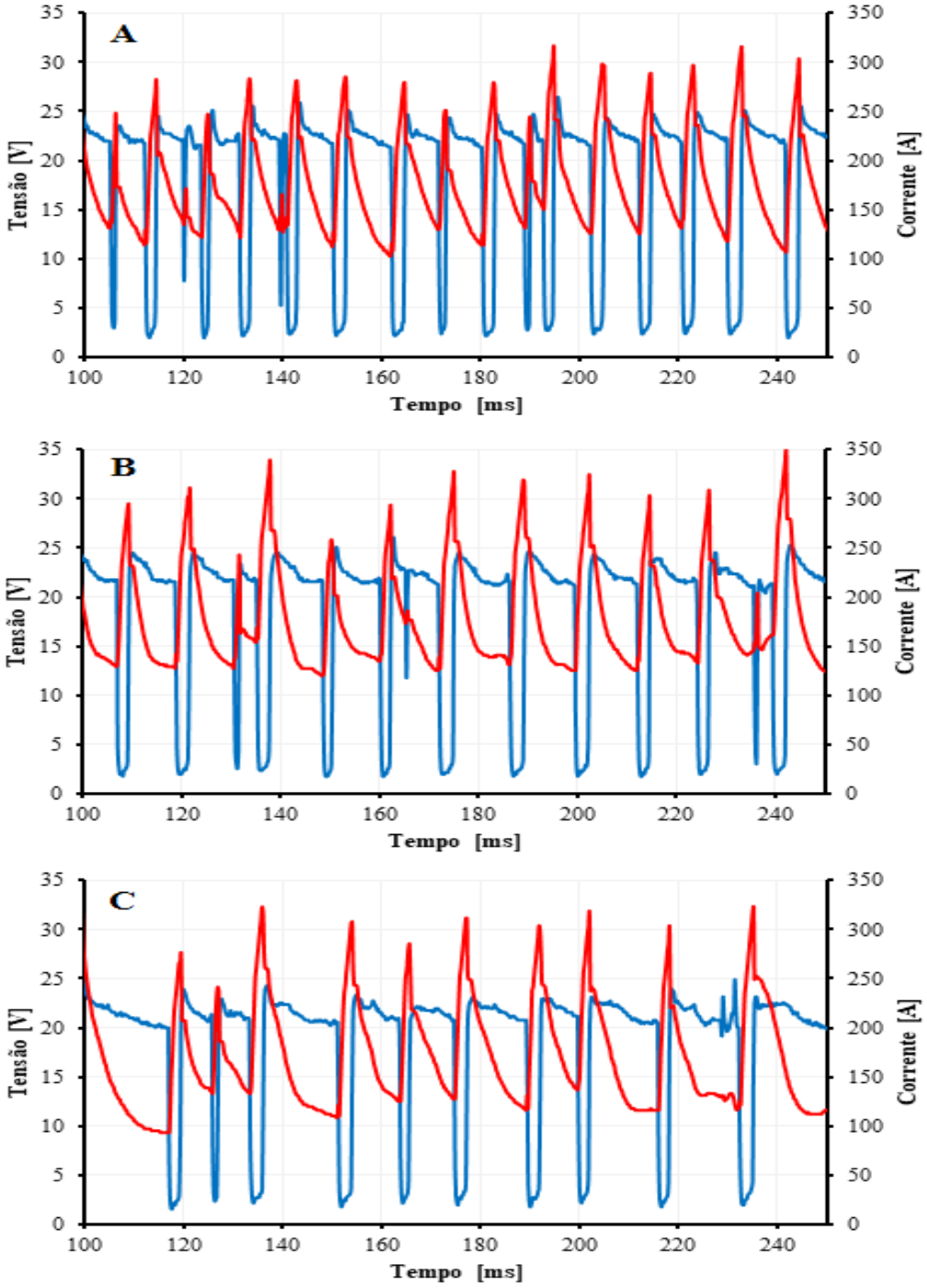
para quantificá-la, é possível indicar que à medida que se aproxima da posição sobre cabeça, a instabilidade do processo aumenta.

Figura 5.3 – Oscilogramas de corrente e tensão para soldagem orbital com deposição sobre tubo, com arame ER70S-6 e gás de proteção C25; A) PP; B) VD; C) SC



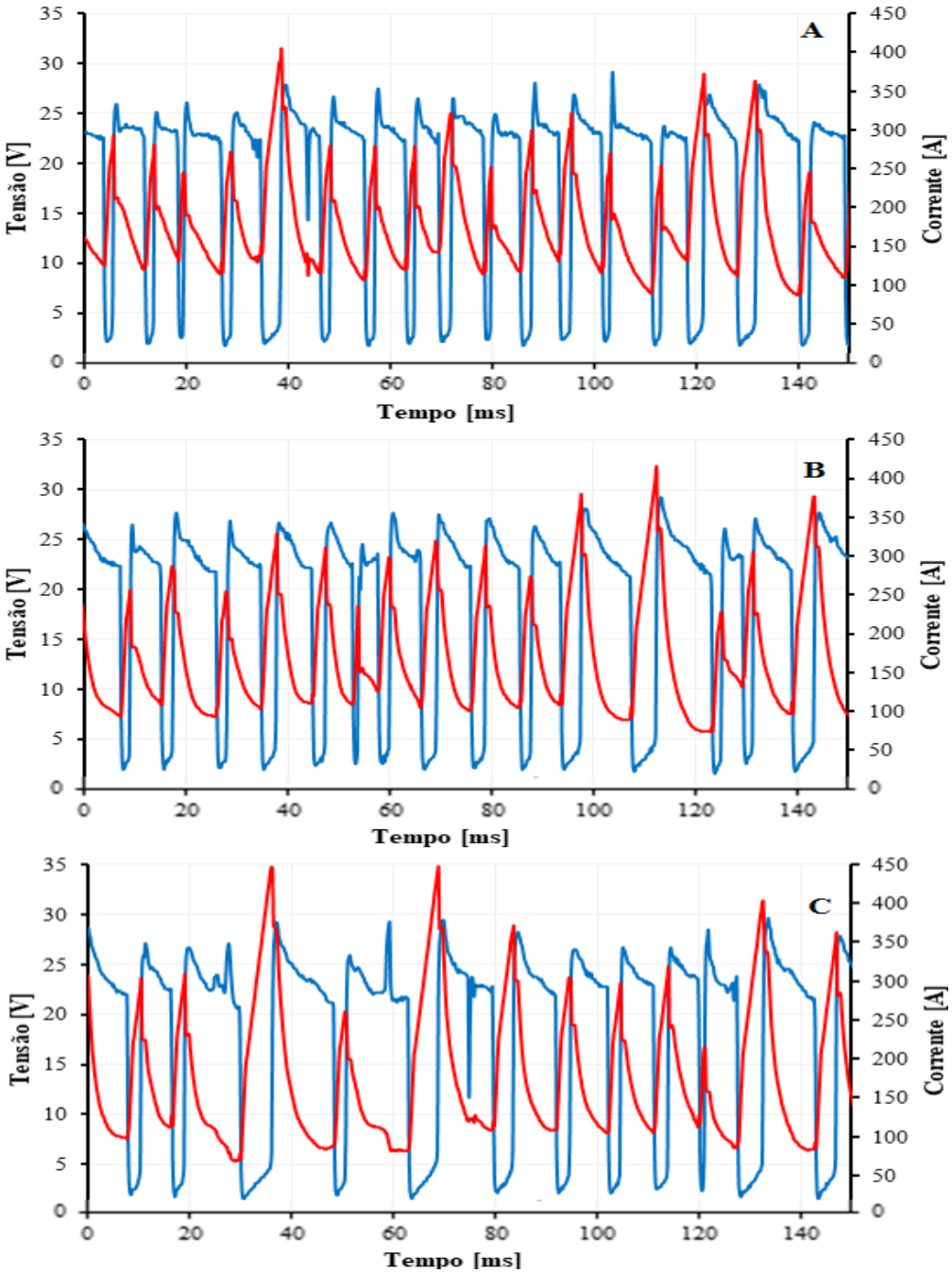
Os testes realizados com gás de proteção C50 resultaram nos oscilogramas da Figura 5.4. Além da estabilidade apresentar um comportamento semelhante aos testes realizados com C25, é possível notar um aumento do período de transferência e no valor da corrente de pico na reabertura do arco.

Figura 5.4 – Oscilogramas de corrente e tensão para soldagem orbital com deposição sobre tubo, com arame ER70S-6 e gás de proteção C50. A) PP; B) VD; C) SC.



Na Figura 5.5 são exibidos os oscilogramas dos testes realizados com CO_2 puro. Partindo dos resultados, é possível indicar que os picos de corrente são ainda mais elevados que nos testes anteriores. Os valores chegam próximos a 450 A, que é o limite de corrente imposta pela fonte.

Figura 5.5 – Oscilogramas de corrente e tensão para soldagem orbital com deposição sobre tubo, com arame ER70S-6 e gás de proteção C100; A) PP; B) VD; C) SC.

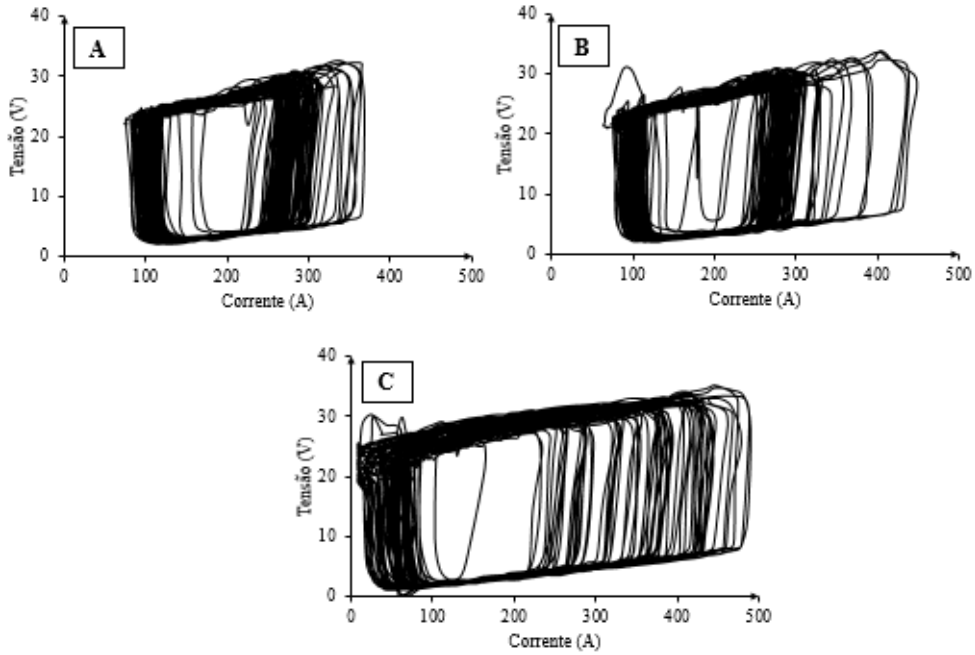


Os três testes permitiram identificar um comportamento padrão, nos quais o aumento do teor de CO_2 predispõe ao aumento dos picos de corrente, para uma mesma corrente média. Além de revelar que a instabilidade do processo aumenta à medida que a tocha se desloca da posição plana e se aproxima da posição sobre cabeça.

ii) Gráficos de tensão *versus* corrente

A análise dos sinais elétricos de corrente e tensão por meio de oscilogramas fornece importantes informações, mas se faz necessária a utilização de outros métodos para melhor entender e quantificar a estabilidade de um processo em grande escala. Um destes possíveis métodos é o de plotagem do gráfico de corrente *versus* tensão, apresentado na Figura 5.6. Esta ferramenta apresenta o comportamento da estabilidade e facilita na sua análise. A estabilidade é mensurada por meio da repetitividade das linhas em que cada período forma um ciclo. Quanto mais estável o processo, mais as linhas se sobrepõem. No gráfico é apresentado um período de 500 ms para cada aquisição.

Figura 5.6 – Gráfico de Tensão versus Corrente - Im 180 A, posição 1h. A) C25; B) C50; C) C100



Por meio dos gráficos apresentados é possível inferir que a instabilidade do processo aumenta proporcionalmente ao teor de CO_2 presente no gás de proteção.

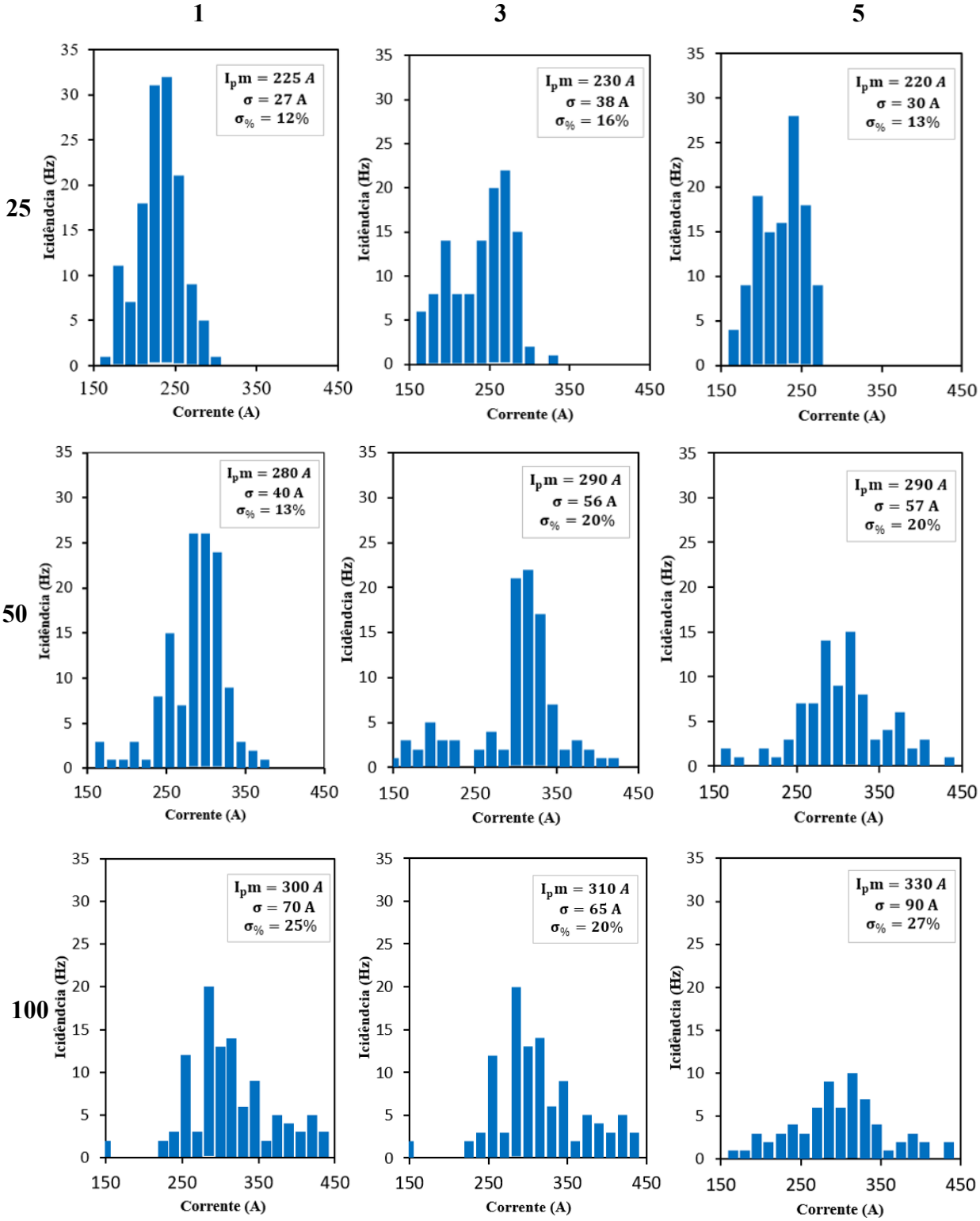
iii) Picos de corrente

Percebendo que a variação no teor de CO_2 provocou alteração no comportamento da corrente no momento da reabertura do arco, fez-se necessária uma análise mais detalhada deste fator. A dispersão dos picos de corrente é apresentada na Figura 5.7. A apresentação dos resultados por histogramas permitiu analisar de forma simultânea a influência do tipo do gás e a posição de soldagem sobre a estabilidade do processo. Observando a Figura 5.7, da esquerda para direita, percebe-se a variação da estabilidade conforme a posição e observando de cima para baixo nota-se a variação conforme o tipo de gás. Tanto a posição quanto o tipo de gás exercem influência sobre o processo e a instabilidade é agravada à medida que se aumentam o teor de CO_2 e se tocha se aproxima da posição sobre cabeça.

Mesmo mantendo a corrente média constante de 180 A em todos os testes, para gases com maior teor de CO_2 há tendência em gerar picos de corrente de maior intensidade. Este efeito gera maior instabilidade no processo, além de alto índice de respingos e fumos.

O histograma da combinação da posição plana com o gás C25 mostra que o processo apresenta baixo dispersão nos picos de corrente (12%), exibindo uma distribuição gaussiana quase perfeita. Enquanto que na pior situação, quando é combinada a posição sobre cabeça com o gás C100, a dispersão pode chega a 27%. Fisicamente, esta instabilidade vem acompanhada do aumento na geração de fumos e respingos.

Figura 5.7 – Picos de Corrente para soldagem orbital. Nas linhas são variados o teor de CO_2 e nas colunas a posição de soldagem (1h, 3h, 5h)



5.2 COMPORTAMENTO FÍSICO

Nas Figuras 5.8, 5.9 e 5.9, são apresentadas capturas da filmagem em alta velocidade sincronizadas com os sinais elétricos. Por meio delas faz-se possível compreender os fenômenos físicos presentes em cada situação. Nesta análise da transferência metálica, dois fatores chamaram a atenção: o comportamento da gota e o comportamento da poça, portanto, foram analisados separadamente nos Itens 5.2.1 e 5.2.2.

Figura 5.8 – Filmagem em alta velocidade para soldagem em chanfro, com arame maciço e gás C25 na posição Plana

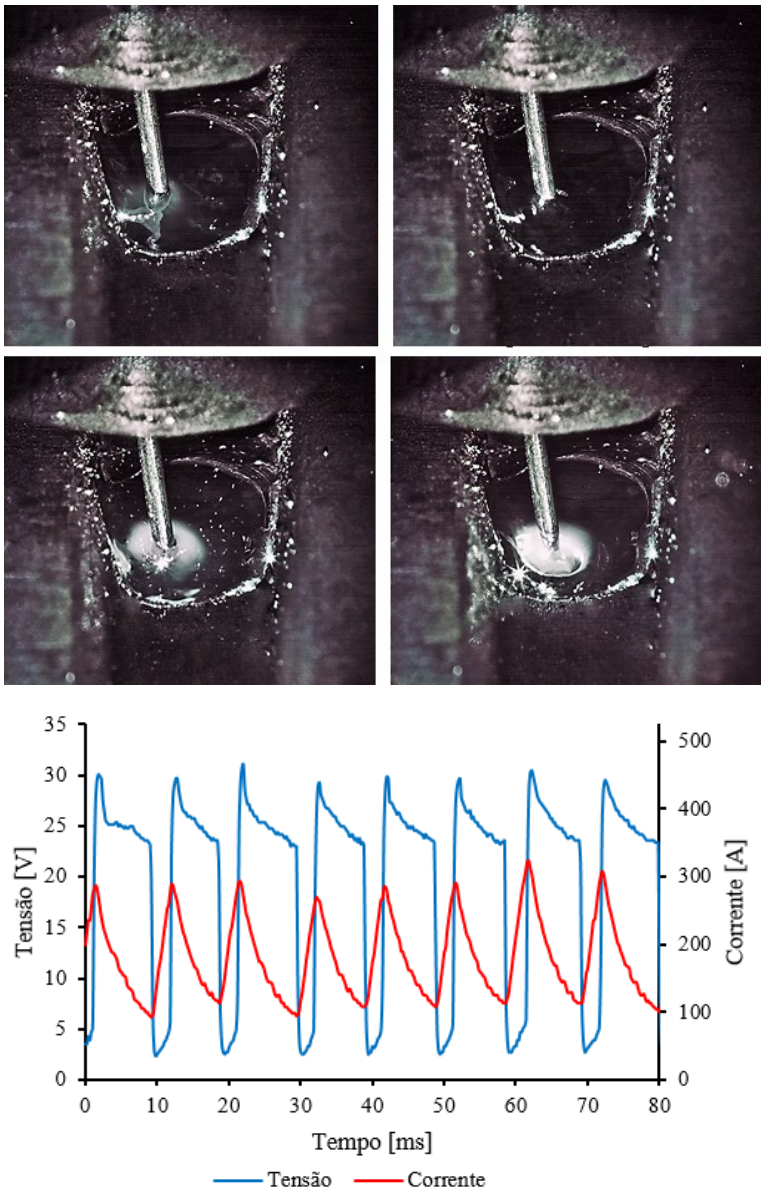


Figura 5.9 – Filmagem em alta velocidade para soldagem em chanfro, com arame maciço e gás C50 na posição Plana

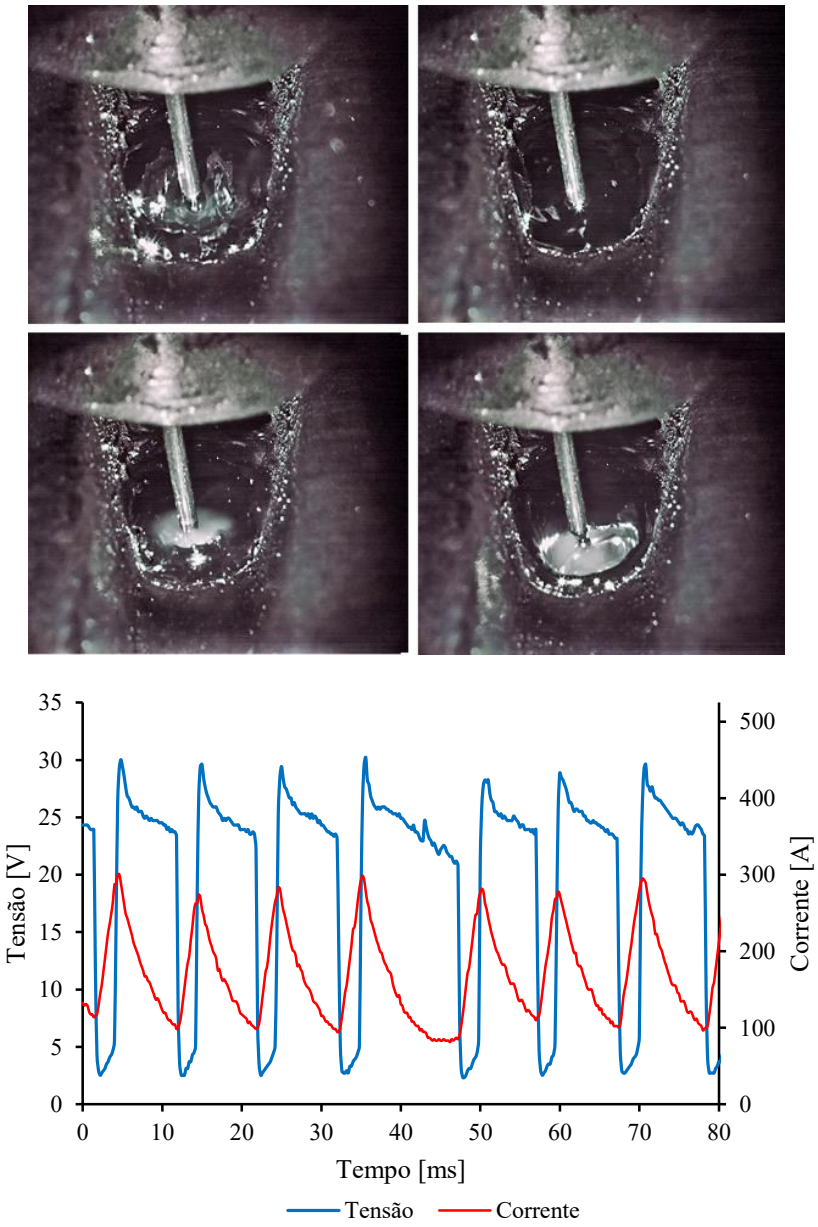
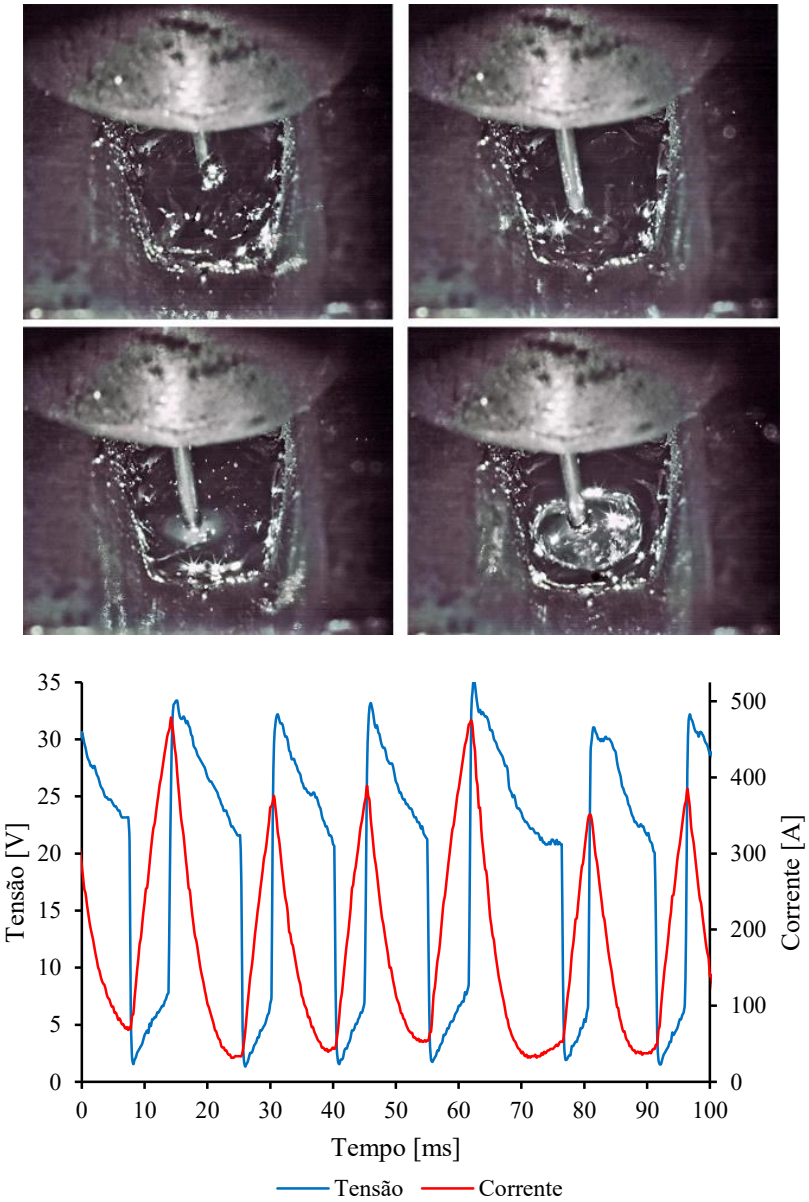


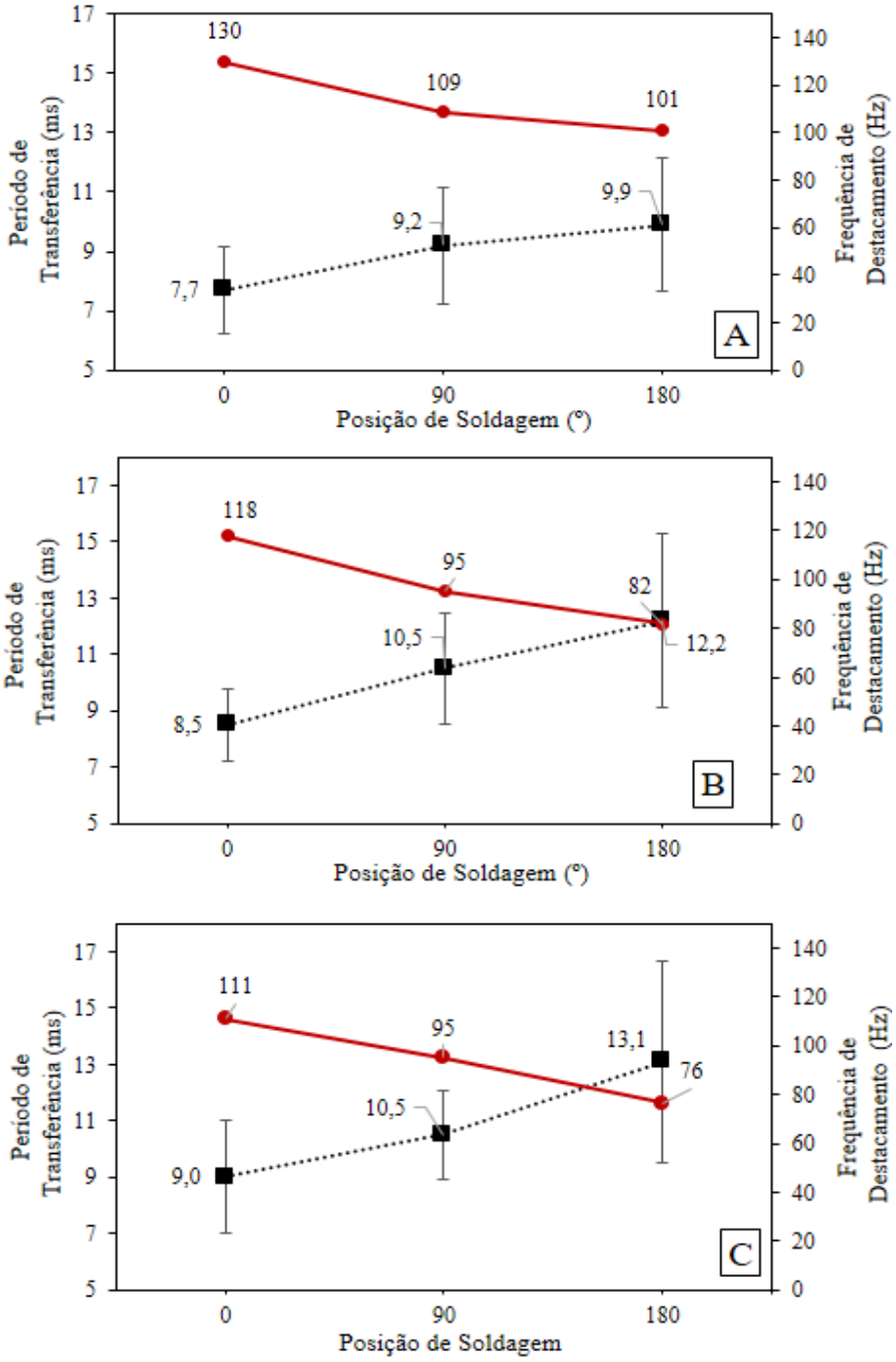
Figura 5.10 – Filmagem em alta velocidade para soldagem em chanfro, com arame maciço e gás C100 na posição Plana



5.2.1 Comportamento das gotas

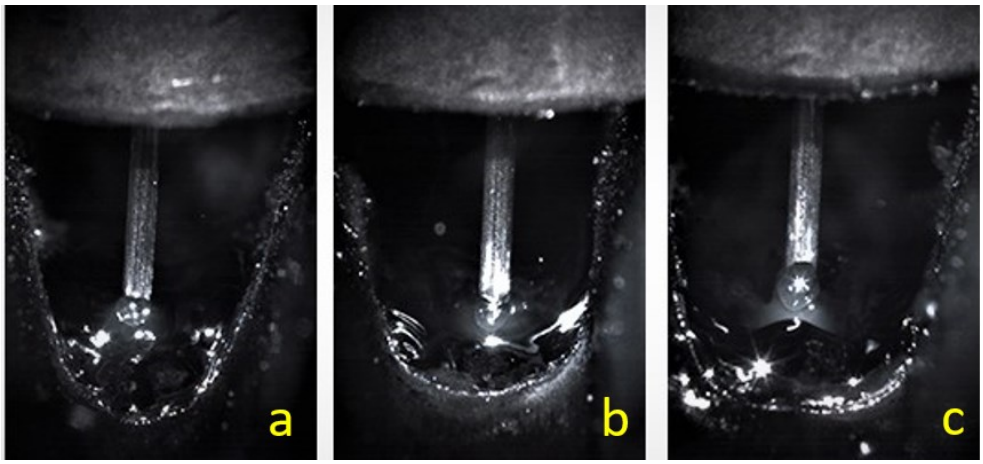
A Figura 5.11 apresenta a variação do período e da frequência de destacamento, os resultados mostram uma tendência ao crescimento das gotas ejetadas à medida que se aumenta o teor de CO_2 e à medida que a tocha se aproxima da posição sobre cabeça citado.

Figura 5.11 – Período e frequência de destacamento para soldagem orbital, em função da posição de soldagem e das concentrações de CO_2 no gás de proteção. A) C25; B) C50; C) C100



O fenômeno observado se assemelha ao relatado por Liskevych [21], em que o aumento do teor de CO_2 no gás de proteção provoca o aumento no tamanho da gota no processo MIG/MAG por curto-circuito. Na Figura 5.12, com auxílio da filmagem em alta velocidade é apresentado este efeito.

Figura 5.12 – Diâmetro médio da gota no processo MIG/MAG em função do teor de CO_2, (a) C25; (b) C50; (c) C100



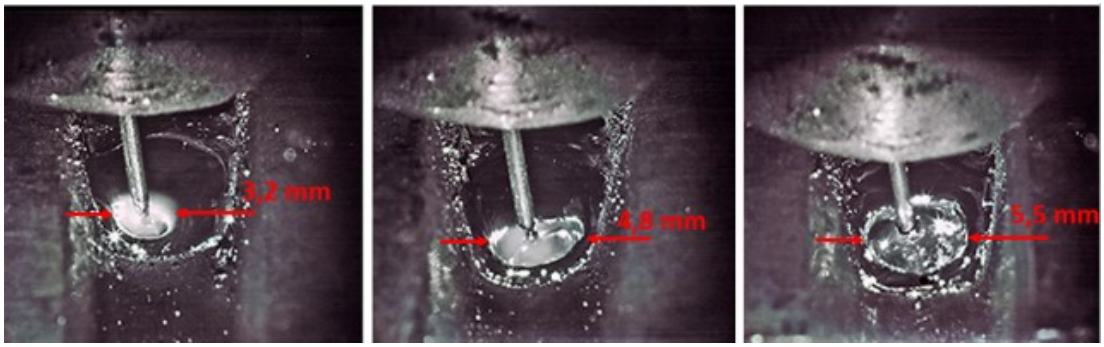
Quanto ao aumento da gota, com a mudança na posição de soldagem, os resultados se mostraram compatíveis com os de Tipi [54]. O autor verificou através de simulação numérica que a mudança da posição de soldagem provoca aumento no período de transferência e, por consequência, a redução na frequência de destacamento.

5.2.2 Avaliação da poça de fusão

A avaliação do comportamento físico das gotas e da poça de fusão foi realizada por meio de filmagem de alta velocidade, sincronizada com os sinais elétricos de corrente e tensão. O software AutoCad® foi utilizado para avaliar o diâmetro e área da depressão na poça de fusão. Durante o curto-circuito a corrente começa a subir até o momento do destacamento da gota, iniciando a fase do arco. Neste momento a pressão exercida pelo arco na poça é máxima, as filmagens em alta velocidade permitiram visualizar que quanto maior o teor de CO_2, maior a ação que o arco exerce sobre a poça. Este efeito é visualizado por meio da cratera formada na poça, como indicado na

Figura 5.13. O produto deste mecanismo reflete na maior penetração e menor índice de defeitos relacionados a falta de fusão, fatores que serão discutidos posteriormente no Item 5.4. Porém, apesar deste ponto ser benéfico na redução de defeitos esta é uma das possíveis contribuições para a ocorrência de maior instabilidade no processo.

Figura 5.13 – Efeito do gás sobre a depressão na poça de fusão. (a) C25 - 3,2 mm; (b) C50 - 4,8 mm; c) C100 - 5,5mm



A depressão na poça, causada pelo teor de CO_2, pode ser justificada por alguns fenômenos que estão diretamente ligados às propriedades do gás de proteção. As reações exotérmicas, pressão do arco, potência do processo, maior tempo de permanência do arco e oscilação da poça são exemplos disso.

Os testes corroboram com os estudos desenvolvidos por Silva *et al*. [55], pois, segundo os autores, quanto maior o teor de CO_2 presente no gás de proteção maior será a quantidade de reações exotérmicas que proporcionam a penetração. Visto que a pressão do arco é diretamente proporcional à corrente de soldagem [56], nos testes realizados, mesmo mantendo a corrente média constante, à medida que incrementava-se o teor de CO_2 a corrente instantânea tendia a ser maior durante a reabertura do arco, como já mostrado no Item 5.2. Por consequência, ocorreu o aumento da força exercida pelo arco, provocando, da mesma forma, maior depressão na poça. Estes resultados são semelhantes aos encontrados por Rokhlin e Guu [57].

O aumento no teor de CO_2 traz a necessidade de maior quantidade de energia para dissociação e ionização do gás. Deste modo, para conservar a corrente média faz-se necessário que a diferença de potencial entre o eletrodo e a peça seja ainda maior. Isso aumenta a potência do processo e contribui para o aumento da depressão na poça.

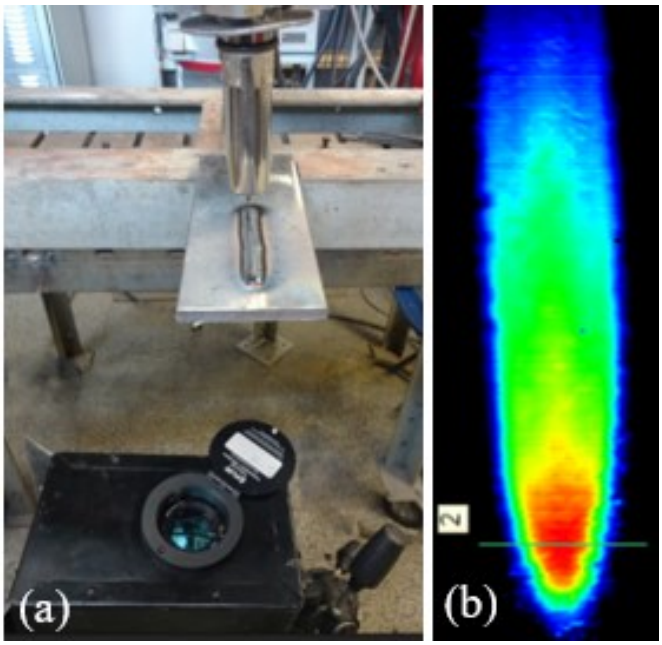
Outro possível fator contribuinte na variação da geometria da poça em função do teor de CO_2 é o perfil do arco formado em função do gás de proteção. Segundo Cresswell [36], gases com alto teor de argônio tendem a formar arco esbelto com pequena área na sua base, enquanto nos gases com maior teor de CO_2 o arco assume forma de sino achatado com maior área na base.

5.3 AVALIAÇÃO DA TEMPERATURA

Com objetivo de avaliar a influência do tipo de arame e do teor de CO_2 sobre o aporte de calor gerado no processo MIG/MAG, foram realizados testes termográficos. Os ensaios foram realizados na posição plana, com depósito sobre chapa de aço 1020 e com dimensão de 50 x 8 x 200 mm. A filmagem foi realizada no verso da chapa, como mostra a Figura 5.14. Nos testes, buscou-se manter a transferência metálica por curto-circuito e uma corrente média de 150 A.

Para cada condição de soldagem foram executadas três repetições e os dados gerados foram analisados com o software FLIR ALTAIR©. Traçou-se uma geometria de controle sobre a seção transversal do cordão, onde foram obtidos os picos de temperatura e os gradientes térmicos.

Figura 5.14 – Configuração utilizada para filmagem termográfica durante a soldagem. (a) Bancada experimental. (b) Medição da temperatura da poça.



A Figura 5.15 apresenta o gradiente térmico aquisitado no verso da chapa. Na soldagem com arame maciço, os resultados indicam que ao incrementar o teor de CO_2, tanto a intensidade da temperatura quanto a área afetada pelo calor são aumentadas. A Figura 5.16 mostra a distribuição da temperatura na seção transversal da chapa, que permite quantificar o efeito de cada gás sobre os aspectos térmicos do processo.

Figura 5.15 – Filmagem termográfica da soldagem com arame maciço.(a) C25 – 548 ºC;(b) C50 – 566 ºC;(c) C100 – 595 ºC

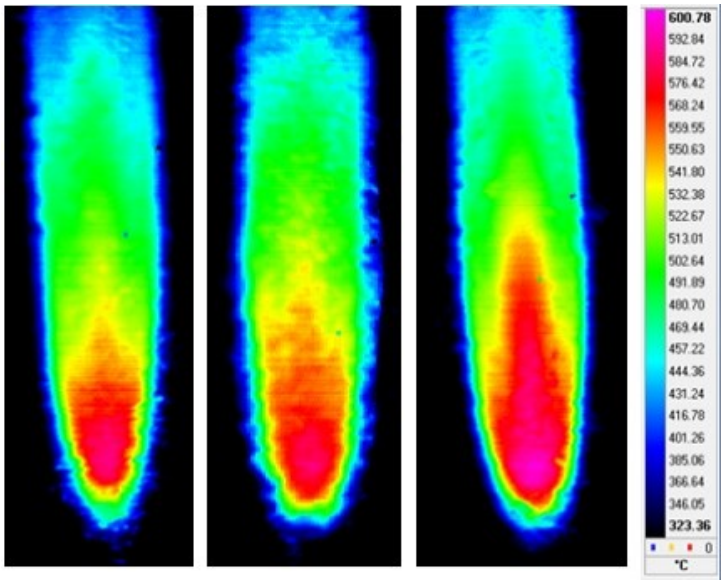
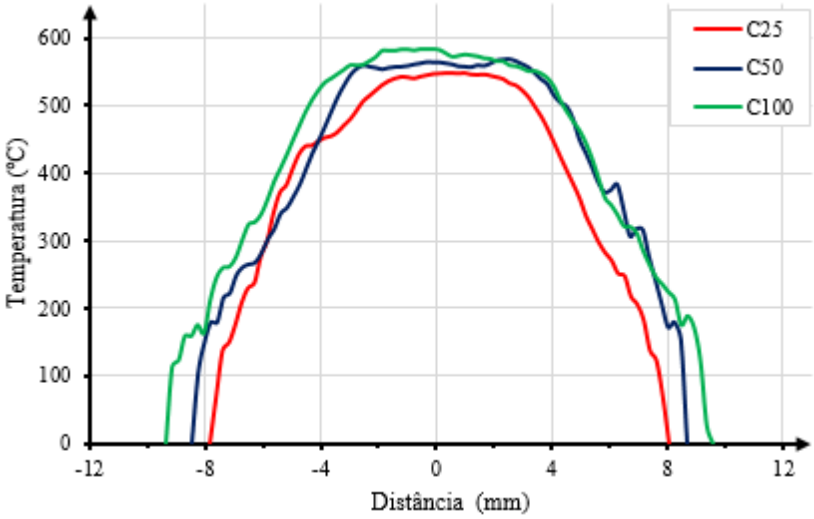


Figura 5.16 – Perfil térmico transversal da filmagem no verso da chapa. Arame Maciço



O resultado do monitoramento termográfico realizado para soldagem com arame tubular é exibido na Figura 5.17. É possível verificar resultado semelhante ao observado nos testes com arame maciço, porém para o gás C25 foi registrado um pico de maior temperatura. Acredita-se que tenha sido um pico pontual, já que observando o gradiente térmico da Figura 5.18 este efeito não é perceptível. O perfil térmico transversal apresentado na Figura 5.18 também mostra que o teor de CO_2 atuou aumentando a área influenciada pelo calor.

Figura 5.17 – Filmagem termográfica para soldagem com arame tubular. Im = 150 A. a) Gás C25 – 581 ºC. b) Gás C50 – 563 ºC. c) Gás C100 – 569 ºC

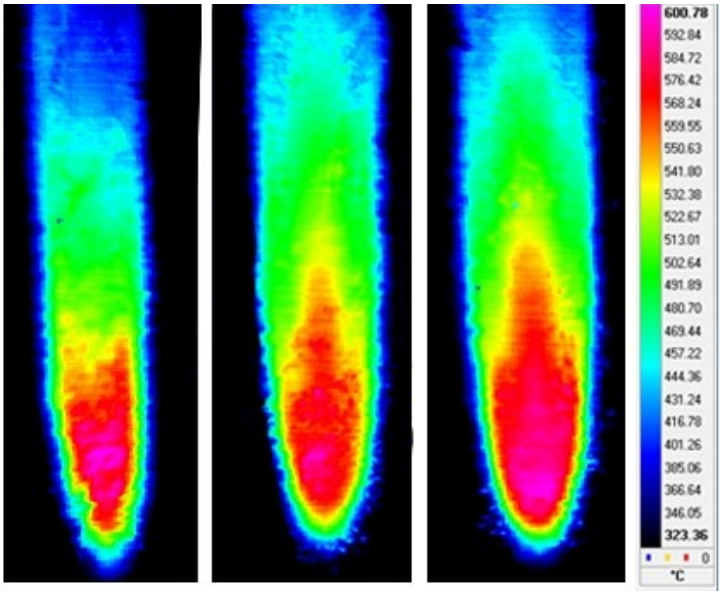
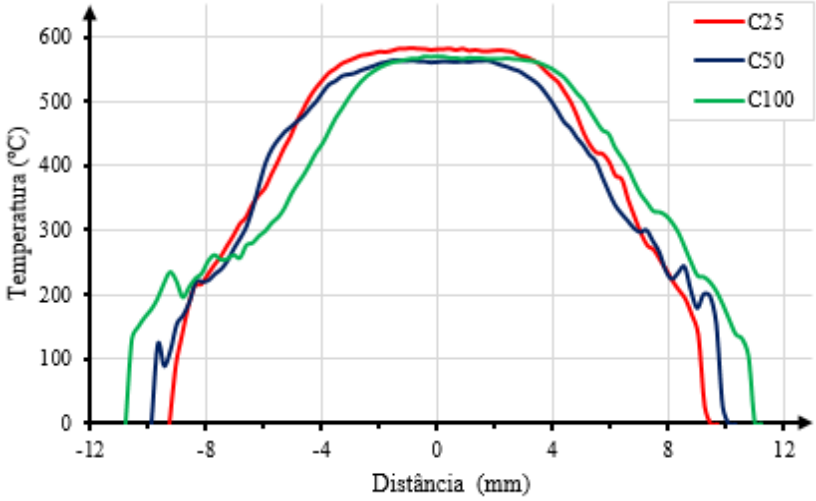
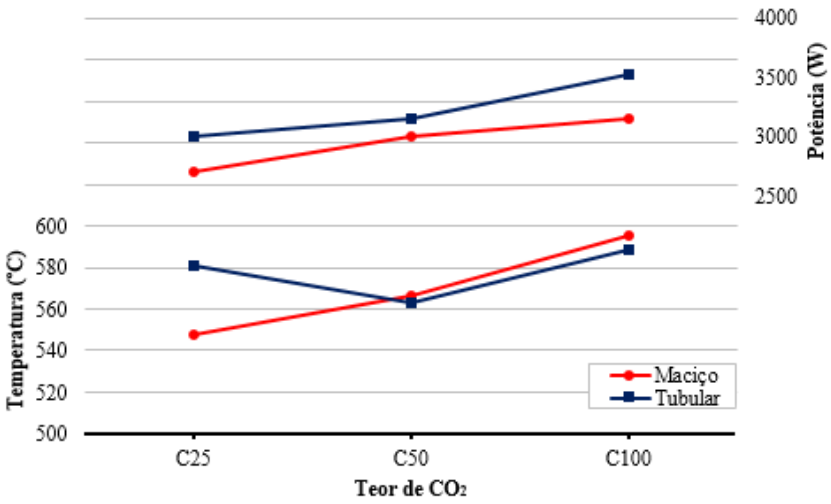


Figura 5.18 – Perfil térmico transversal da filmagem no verso da chapa. Arame Tubular



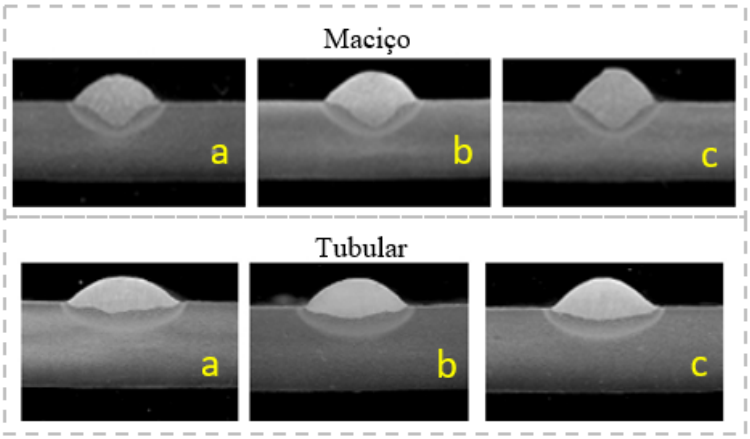
Quando analisado o efeito do gás, faz-se possível a suposição de que o aumento do teor de CO_2 implicou no aumento da temperatura e na largura do cordão quase linear em ambos os arames, porém o tubular registrou maiores áreas afetadas pelo calor. Na prática, isso ocorre devido ao aumento da potência, considerando que em todos os testes foi possível relacionar a potência e a temperatura. Para melhor visualizar este efeito, plotou-se o gráfico da Figura 5.19. Os resultados indicam a existência de uma correlação quase linear entre as grandezas, exceto pela discrepância pontual, observada no teste realizado com arame tubular e o gás C25.

Figura 5.19 – Relação entre temperatura e potência



O gráfico da Figura 5.19 sugere que apesar da relação existente entre potência e temperatura, em alguns casos a temperatura com o arame maciço foi maior, independentemente da potência. Com a finalidade de compreender este efeito, foram realizadas macrográfias das seções transversais, apresentada na Figura 5.20. Com esta análise torna-se possível supor que os testes realizados com arame maciço apresentaram maior penetração comparados aos realizados com arame tubular.

Figura 5.20 – Macrográfia da seção transversal para soldagem com arame maciço e tubular. a) C25. b) C50. c) C100



As macrográfias permitem verificar que as soldas realizadas com arame maciço e tubular têm perfis de penetração distintos. Enquanto o arame maciço apresenta maior penetração, o arame tubular promove maior molhabilidade e maior extensão da ZTA. Estes

resultados condizem com os resultados dos testes termográficos realizados e estes efeitos serão tratados mais profundamente no Item 5.4.

5.4 MORFOLOGIA DO CORDÃO

A geometria do cordão de solda é resultado de complexas relações entre os efeitos de um grande número de variáveis (corrente, tensão, velocidade de soldagem, DBCP, tipo de gás, etc.). No presente trabalho, acrescenta-se o fato do tubo permanecer estático enquanto a tocha se movimenta ao longo do seu perímetro. Nesta situação tanto a poça quanto a gota têm comportamentos diferentes, que irão resultar em distintas características morfológicas do cordão depositado. Entender o comportamento do material em cada posição é fator determinante para o êxito na soldagem de tubulações.

Neste item são apresentados os resultados concernentes à avaliação do efeito da posição de soldagem, do tipo de arame e do teor de CO_2 sobre os aspectos morfológicos do cordão na soldagem orbital. Foram avaliados largura, penetração, reforço e área fundida para cada condição de soldagem.

Nas Figuras 5.21, 5.22 e 5.23, são apresentadas as macrográfias dos corpos de prova soldados com arame maciço com variação do teor de CO_2 e da posição de soldagem. Nota-se que a morfologia do cordão não é homogênea ao longo do tubo e tanto a sua aparência superficial quanto o perfil de penetração possuem características diferentes.

Figura 5.21 – Aspecto superficial e seção transversal do cordão de solda, gás C25 com 180 A. (a) posição plana, (b) posição vertical, posição sobre cabeça

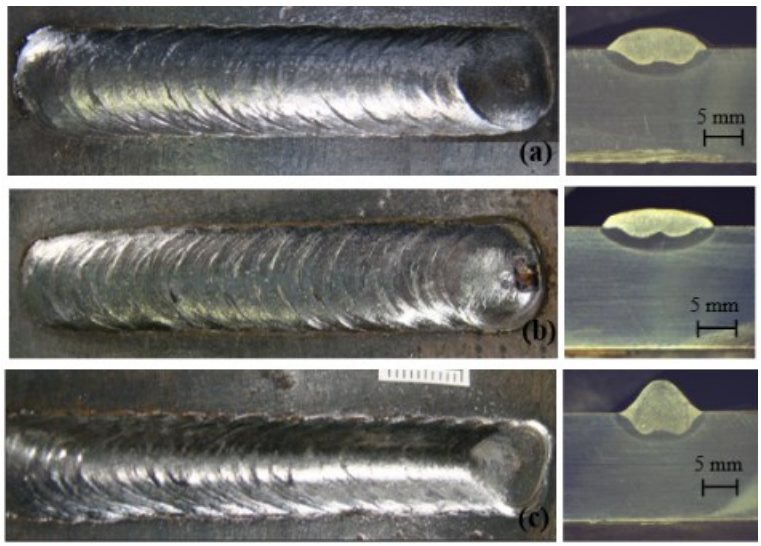


Figura 5.22 – Aspecto superficial e seção transversal do cordão de solda, gás C50 com 180 A. (a) posição plana, (b) posição vertical, posição sobre cabeça

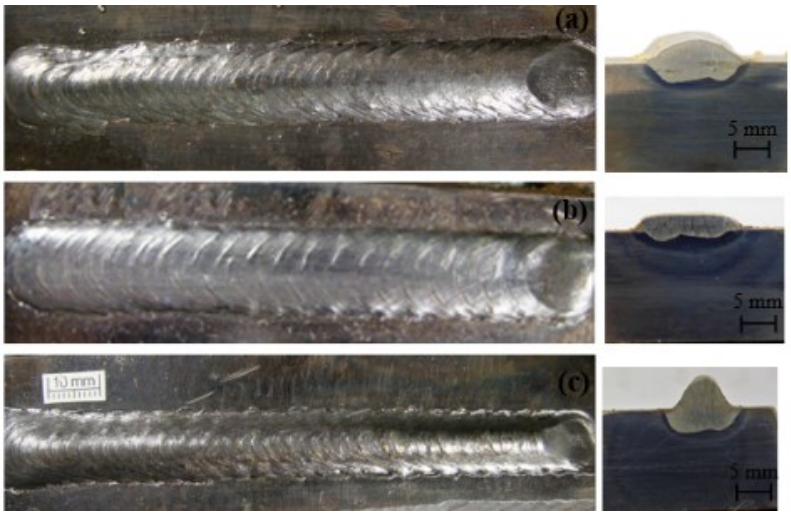
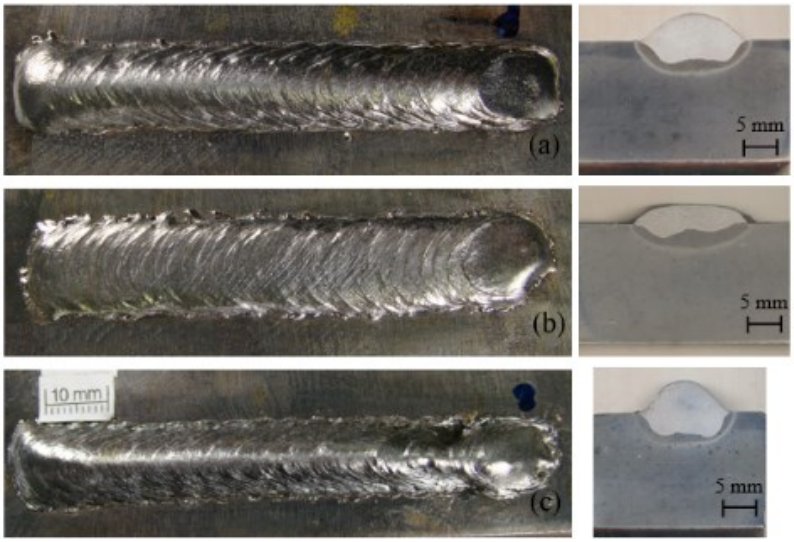


Figura 5.23 – Aspecto superficial e seção transversal do cordão de solda, gás C100 com 180 A. (a) posição plana, (b) posição vertical, posição sobre cabeça



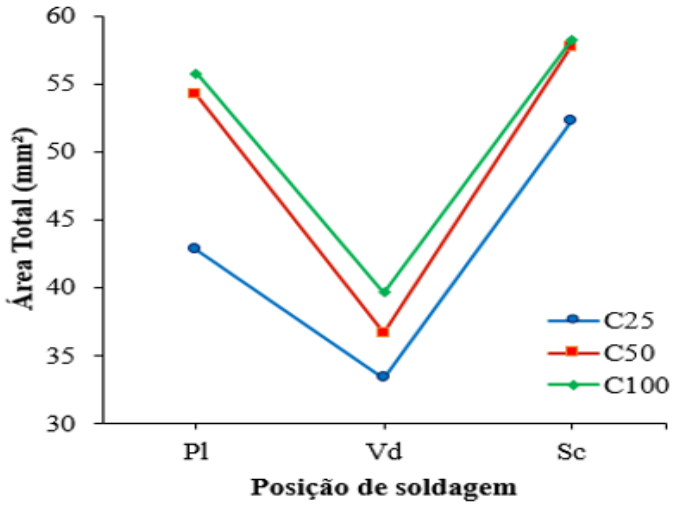
Na Tabela 5.4 são apresentados os valores de largura, penetração e reforço. Já na Figura 5.24 é apresentada a área fundida dos cordões realizados com arame maciço em função da posição de soldagem e do gás de proteção.

Tabela 5.4 – Geometria do cordão para o arame maciço em função do gás de proteção

Gás	Posição	L (mm)	P (mm)	R(mm)
C25	PP	13,34	2,04	2,78
	PV	13,84	1,37	2,18
	SC	11,7	3,17	4,37
C50	PP	14,22	2,69	3,17
	PV	14,82	1,13	2,07
	SC	11,46	3,33	4,82
C100	PP	13,10	2,89	3,37
	PV	15,33	2,39	1,75
	SC	12,35	3,26	4,10

(P) posição de soldagem, (L) largura do cordão, (P) penetração, (R) reforço.

Figura 5.24 – Comportamento da área fundida com arame maciço em função da posição de soldagem e do tipo gás



Foi possível constatar que a largura, a penetração e o reforço aumentam proporcionalmente ao teor de CO_2 presente no gás, como consequência ocorre também o aumento da área fundida dos cordões. O teor de CO_2 age aumentando a fluidez da poça, o que favorece seu escorrimento. Quanto a posição de soldagem, na vertical os cordões tendem a ter baixa penetração e reforço, na posição sobre cabeça, além de mais estreitos apresentam maior convexidade.

Nas Figuras 5.25, 5.26 e 5.27 são apresentados os resultados dos testes realizados com arame tubular, nos quais variaram-se o teor de CO_2 e a posição de soldagem. Cabe salientar que os testes foram realizados no sentido anti-horário, ou seja, na posição ascendente, diferente do que foi aplicado com arame maciço.

Figura 5.25 – Aspecto superficial e seção transversal do cordão de solda, realizado com arame tubular e gás C25. (a) posição plana, (b) posição vertical ascendente, posição sobre cabeça

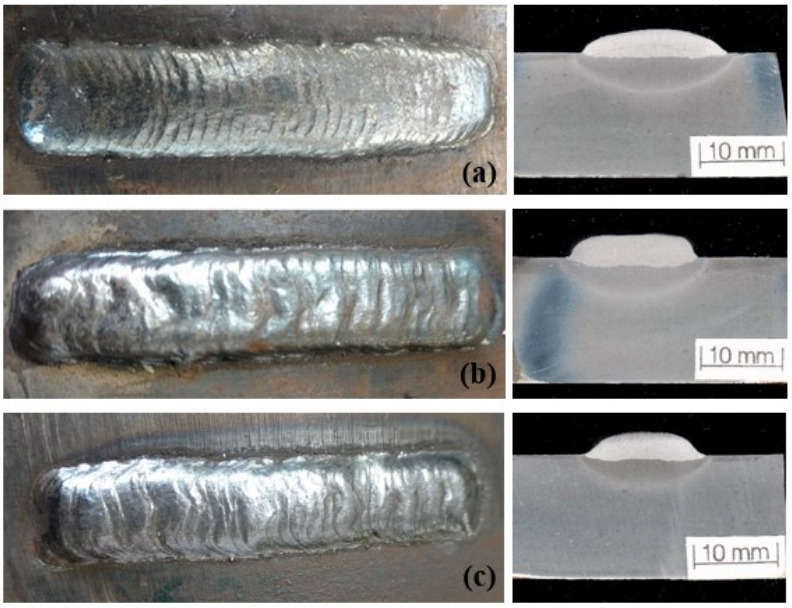


Figura 5.26 – Aspecto superficial e seção transversal do cordão de solda, realizado com arame tubular e gás C50. (a) posição plana, (b) posição vertical ascendente, posição sobre cabeça

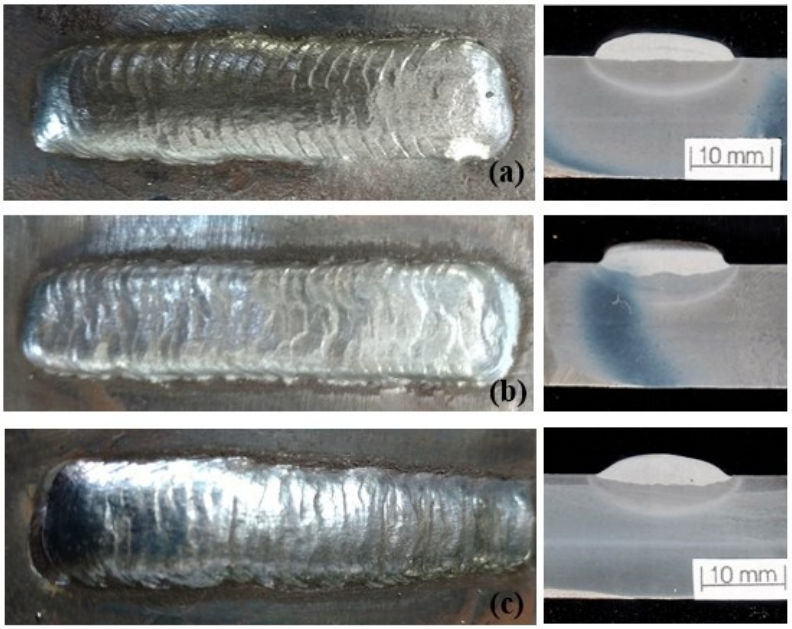
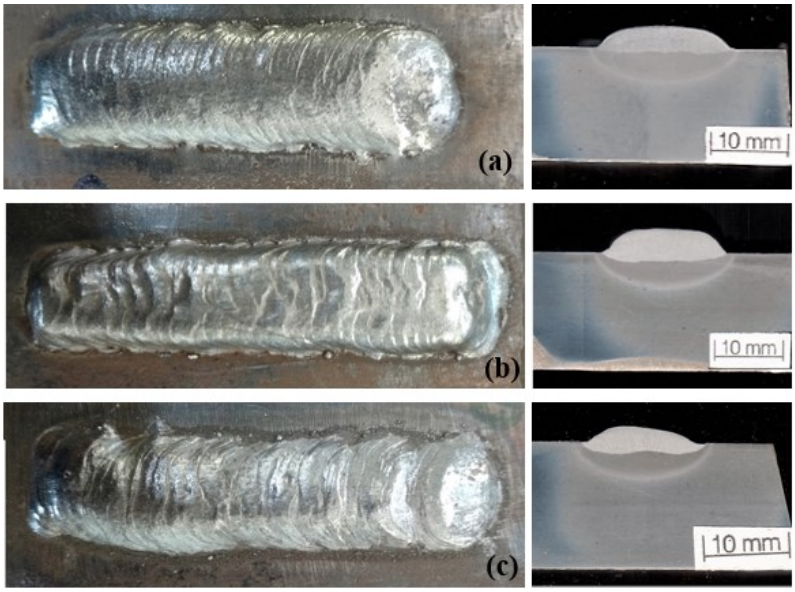


Figura 5.27 – Aspecto superficial e seção transversal do cordão de solda, realizado com arame tubular e gás C100. (a) posição plana, (b) posição vertical ascendente, posição sobre cabeça

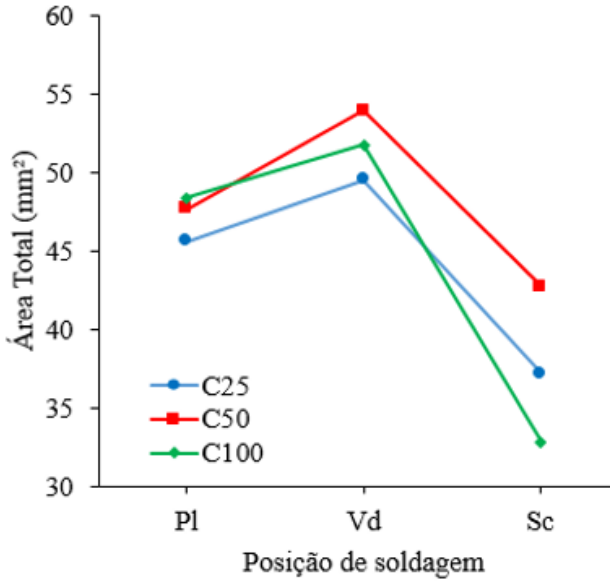


Na Tabela 5.5 são apresentados os valores de largura, penetração e reforço. Já na Figura 5.28 é apresentado a área fundida dos cordões, realizados com arame tubular em função da posição de soldagem e do gás de proteção.

Tabela 5.5 - Geometria do cordão para o arame tubular em função do gás de proteção

Gás	**Posição**	**L (mm)**	**P (mm)**	**R(mm)**
C25	PP	17,71	0,59	2,79
	PV	15,73	1,13	2,69
	SC	14,94	0,70	2,62
C50	PP	17,49	0,41	3,22
	PV	16,17	1,15	2,83
	SC	16,52	1,18	2,68
C100	PP	18,11	0,69	2,93
	PV	16,09	1,11	3,07
	SC	14,65	1,20	1,74

Figura 5.28 – Comportamento da área fundida com arame tubular em função da posição de soldagem e do tipo gás



Observando a geometria dos cordões realizados com arame tubular, constata-se um comportamento diferente do observado para o arame maciço. Isso porque nos testes realizados com arame tubular: a penetração foi quase nula, os cordões apresentaram alta molhabilidade e reforço, apresentando perfis semelhantes em todas as posições. Percebeu-se que este arame foi menos influenciado pelo teor de CO_2.

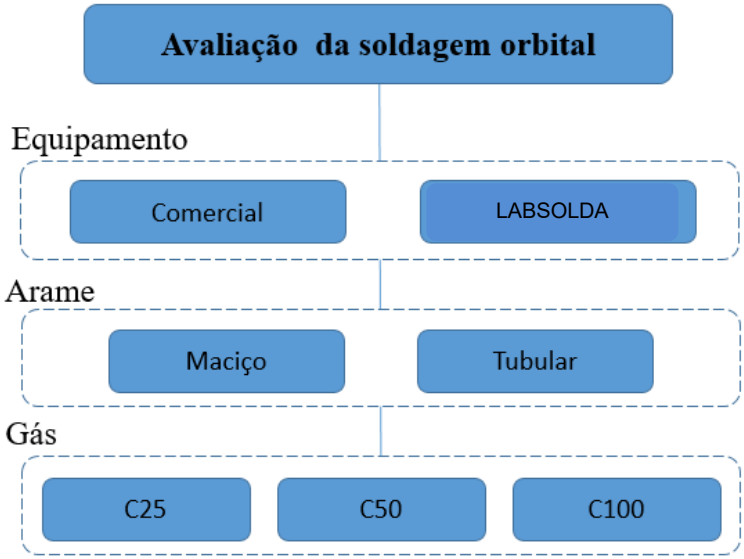
A partir dos testes realizados com os arames maciço e tubular, pôde-se inferir que a posição de soldagem exerce forte influência sobre a geometria dos cordões. Fisicamente, estas alterações podem ser justificadas pela ação da força gravitacional em conjunto com outros dois fatores: o efeito mecânico e o efeito térmico. O efeito mecânico, diz respeito a velocidade que as gotas incidem sobre a poça [58]. Já o efeito térmico ocorre basicamente pela ação do arco na poça, transferindo-lhe calor predominantemente por convecção forçada.

Quanto a influência térmica, observou-se que em algumas posições o metal fundido se interpõe entre o arco e o metal de base, impedindo que o arco atue diretamente sobre o metal de base. Este efeito não favorece a penetração e é mais pronunciado na posição vertical descendente, pois a ação da gravidade passa a ser máxima sobre a poça, que tende a escorrer e se interpor entre o arco e o metal de base. Na posição vertical descendente foram observados maior largura e menor penetração.

6 SOLDAGEM DE TUBOS

Neste tópico são apresentados os testes para soldagem de preenchimento de juntas, que consistiram em duas etapas. Na primeira utilizou-se o equipamento comercial e realizou-se o levantamento de parâmetros. Na segunda etapa fez-se utilização do equipamento LABSOLDA. Em ambas foram variados o tipo de arame (maciço e tubular) e o teor de CO_2 no gás de proteção. Foram avaliadas a operacionalidade dos equipamentos, a soldabilidade, a incidência de descontinuidade e a capacidade produtiva e econômica. O fluxograma da Figura 6.1 apresenta uma visão esquemática dos testes realizados, nos quais a combinação dos fatores gerou doze cenários. Os ensaios foram idealizados para soldagem completa (raiz, preenchimento e acabamento) isenta de defeitos.

Figura 6.1 – Esquema da combinação de testes realizados para soldagem de tubulação



Para a realização dos testes foram adotados os seguintes critérios:

a) Utilização do CCC para execução do passe de raiz de todas as juntas;
b) Execução do procedimento de soldagem semicircunferencial em duas etapas de 180º, sendo que para o preenchimento com arame maciço adotou-se o sentido vertical descendente e com o arame tubular as soldas foram realizadas na posição vertical ascendente.

Como parâmetros iniciais foram adotados os encontrados por Meller *et al* [59], que estudaram a soldagem na posição sobre cabeça com arame maciço e tubular com o gás C25. A partir dos valores determinados pelos autores, foi explorada uma ampla faixa de parâmetros que proporcionasse estabilidade, fusão nos flancos e boa sustentabilidade da poça de fusão em todas as posições na soldagem orbital. Este processo foi repetido até a determinação do conjunto de parâmetros que garantisse soldagem estável para cada combinação de arame e gás.

Os valores que atenderam a este critério ficaram entre 180 e 220 A. Para valores inferiores a estes, houve tendência a ocorrer falta de fusão e para valores superiores houve o escorrimento da poça, mesmo ao aumentar a velocidade de soldagem. Os parâmetros de tensão e velocidade de alimentação são apresentados na Tabela 6.1.

Tabela 6.1 – Valores de tensão e velocidade de arame definidos para corrente média de 180 A

	Maciço		**Tubular**	
Gás	**U (V)**	**Va (m/min)**	**U (V)**	**Va (m/min)**
C25	18	4,4	22	6,3
C50	20	4,7	24	6,5
C100	22	5	24	6,8

- Definição da velocidade de soldagem

De posse das velocidades de alimentação, fez-se uso da Equação *(6)* e da Equação (7) para determinação da velocidade de soldagem na condição de volume do material constante por unidade de tempo. A mistura C25 foi utilizada para estimar os parâmetros iniciais a serem utilizados.

Inicialmente foi utilizada a velocidade (V_s) de 30 cm/min para ambos arames, nessa condição a poça se mantinha estável, porém com baixa taxa de deposição por unidade de comprimento. Aspirando maximizar essa taxa a velocidade de soldagem foi sendo reduzida gradativamente em 2 cm/min até obter o menor valor em que a poça não tendesse a escorrer, que foi 18 cm/min para o arame maciço e 10 cm/min com arame tubular. Para esta condição, o valor da TD correspondia a 2 g/cm para o arame maciço e 3,7 g/cm para o arame tubular. A mesma metodologia foi empregada para encontrar as Vs para os gases C50 e C100. Na Tabelas 6.2 e 6.3 são apresentados os valores encontrados para o arame maciço e para o arame tubular, respectivamente.

Tabela 6.2 Parâmetros de regulagem para arame maciço Im de 185 A e TD de 2,0 g/cm

Gás	U(V)	V_a(m/min)	V_{sol}(cm/min)
C25	18	4,4	18
C50	20	4,7	19
C100	22	5	19,7

Tabela 6.3 Parâmetros de regulagem para arame tubular Im de 185 A e TD de 3,7 g/cm

Gás	U(V)	V_a(m/min)	V_{sol}(cm/min)
C25	22	6,3	10,5
C50	24	6,5	10,7
C100	24	6,8	11,2

$$T_F = \left(\frac{\pi d_e^2}{4}\right) * V_a * \rho \qquad [g/\min] \qquad (6)$$

Onde:

T_F – Taxa de Fusão

d_e – diâmetro do arame [mm]

V_a – velocidade de alimentação [m/min]

ρ – densidade do arame [g/mm³]

$$T_d = \frac{\eta_d * T_F}{V_s} \qquad [g/cm] \qquad (7)$$

Onde:

T_d – Taxa de Deposição

T_F – Taxa de Fusão [g/min]

η_d – rendimento da deposição

V_s – velocidade de soldagem [cm/min]

- Determinação da densidade do arame

Uma das variáveis que possibilita determinar a taxa de fusão é a densidade do material. Para o arame tubular ER 71T-1 não havia referência exata sobre sua densidade. Com auxílio de uma balança digital foi pesado um metro de cada material e utilizando a Equação (5) definidas suas densidades lineares (μ), como apresentada na Figura 6.2. Sendo encontrada a densidade linear de 8,4 g/m para o arame maciço e 7,0 g/m para o arame tubular.

Figura 6.2 – Determinação da densidade linear para o arame maciço (à direita) e tubular (à esquerda)

Assim a densidade linear foi calculada por meio da Equação **Erro! Fonte de referência n ão encontrada.** e a taxa de fusão da Equação (9). Para os valores de rendimento foi considerado 0,97 para soldagem com arame maciço e 0,87 para soldagem com arame tubular. Estes valores correspondem a testes realizados em laboratório e corroboraram com estudo de [15].

$$\mu = \frac{m}{l_s} \qquad [g/cm] \qquad (8)$$

$$TF = \eta_d \times \mu \times V_a \qquad [Kg/h] \qquad (9)$$

Onde:

μ - densidade linear;

m - massa;

l - comprimento do arame;

Tf - Taxa de fusão do arame;

η_d - rendimento.

Em soldagem, cada processo conta com condições que maximizam seus resultados. Neste trabalho para realizar uma comparação representativa entre o arame maciço e o tubular foram adotadas algumas condições específicas. Para o arame maciço adotou-se a progressão de soldagem descendente, segundo Costa *et al* [60] esta posição permite alcançar elevadas

velocidades de soldagem, está posição também é a utilizada nas EPS's das principais empresas para maximizar a produtividade. Já para soldagem com arame tubular, na posição descendente, a escória tende a escorrer e solidificar frente à poça, favorecendo o surgimento de defeitos como inclusões de escória e falta de fusão. Por esta razão, com o arame tubular foi utilizada a progressão de soldagem ascendente.

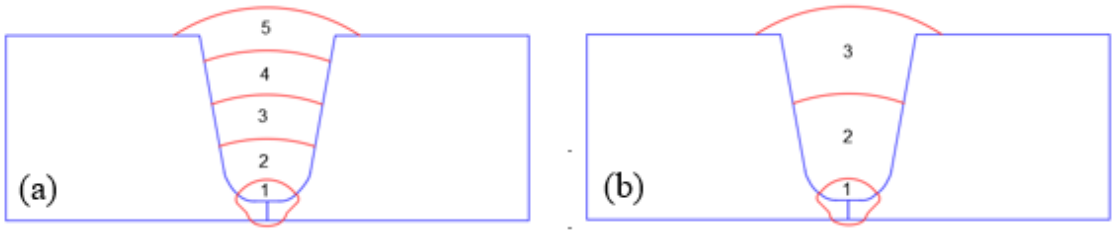
Em cada processo além da mudança no sentido de soldagem, também foi alterado o número de cordões. Em ambas as versões foi investigado os parâmetros que maximiza a corrente e minimiza o número de cordões. A maior corrente promove a maior taxa de fusão e ao reduzir o número de passes são evitados possíveis defeitos que possam ocorrer entre eles.

A cada passe é necessário realizar limpeza e reposicionamento do manipulador da tocha, isso aumenta o tempo total de soldagem e reduz a produtividade. Assim, no procedimento de soldagem com arame maciço foi realizado um passe de raiz, três passes de preenchimento e um de acabamento. Já para o arame tubular foi realizado um passe de raiz, um passe de preenchimento e um passe de acabamento, conforme mostrado na Figura 6.3. Além destes parâmetros foram alteradas outras variáveis, conforme apresenta a Tabela 6.4.

Tabela 6.4 – Principais diferenças para aplicação do arame maciço e tubular.

Variáveis	Maciço	Tubular
Progressão	Descendente	Ascendente
Tecimento	Trapezoidal	Triangular
Roletes	Lisos	Ranhurado
Bocal	Cônico	Cilíndrico
DBCP	15 mm	20 mm

Figura 6.3 – Sequência de passes. (a) arame maciço, (b) arame tubular



Após a realização dos procedimentos com equipamento comercial, estes ensaios foram replicados com equipamento LABSOLDA, com propósito de comparar os dois equipamentos.

6.1 SOLDAGEM COM EQUIPAMENTO COMERCIAL

6.1.1 Arame maciço

Como ponto de partida, escolheu-se a combinação arame maciço e C25 (AM+C25) por ser fortemente empregada em campo e possuir referencial bibliográfico que auxiliaria nos testes iniciais [9], [59]. Nesta etapa, a principal dificuldade foi encontrar um conjunto de parâmetros que permitissem a soldagem semicircunferencial completa do tubo (180º) e, por este motivo, os parâmetros elétricos foram ajustados para a situação mais crítica (posição sobre cabeça). Os parâmetros elétricos encontrados para a posição sobre cabeça foram mantidos nas posições vertical e plana, sendo variado apenas os parâmetros de movimentação.

No Item 5.4 foi realizada exploração do processo quanto à morfologia do cordão, permitindo a constatação de que com arame maciço na posição vertical descendente, independentemente do gás, há uma tendência ao escorrimento da poça de fusão. Isso poderia gerar defeitos, como falta de fusão nas paredes do chanfro. Para evitar o surgimento destes defeitos foram tomadas as precauções indicadas por Cai *et al* [46], que nestes casos sugere aumentar a velocidade de soldagem e a frequência de tecimento.

Na posição sobre cabeça, os cordões tendem a ser convexos. Para minimizar esta ocorrência, elevou-se a amplitude de oscilação da tocha (Am) e o tempo de parada nas laterais da junta (Tp). Estas ações facilitaram a troca térmica entre a poça e as paredes do chanfro, promovendo a solidificação mais rápida, a tendência ao escorrimento e o acúmulo de material no centro da junta.

Após a etapa de parametrização, foi possível realizar a soldagem semicircunferencial da junta. Foram necessários cinco passes: um passe de raiz, três passes de preenchimento e um passe de acabamento, cujos parâmetros estão apresentados nas Tabelas 6.5 e Tabela 6.6.

Tabela 6.5 – Parâmetros de movimento utilizados para soldagem com C25

Passe	**DBCP [mm]**	**Vs [cm/mim]**	**Am [mm]**	**F [Hz]**	**Tp [ms]**
Raiz	15	34	3,5	1,2	200
Preen.	15	15-20	4-9	0,6-0,9	200-350
Acabam	15	17	11	0,9	200

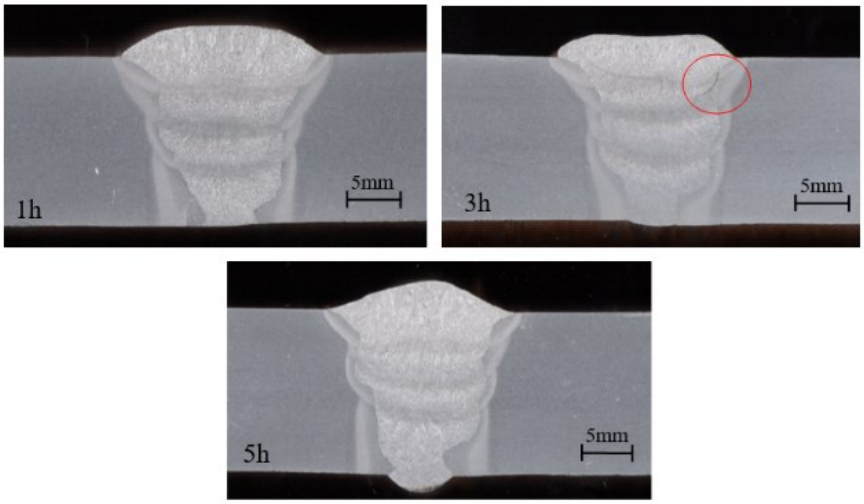
Tabela 6.6 – Parâmetros elétricos utilizados para soldagem com C25

Passe	nº	Tensão Média [V]	Corrente Média [A]	Velocidade de Alimentação [m/min]
Raiz	1	19,5	130	3,3
Preenchimento	2	18,3	189	4,8
	3	17,7	185	4,6
	4	20,5	198	4,5
Acabamento	5	18,3	181	4,2

No cenário AM+C25, o processo apresentou boa regularidade da transferência metálica, boa aparência do cordão e baixo índice de respingos. Todavia, os ensaios macrográficos revelaram falta de fusão na posição vertical descendente. As imagens superficiais de cada passe são apresentadas na Figura 6.4 e as imagens do corte transversal do tubo são mostradas na Figura 6.5.

Figura 6.4 – Aspecto superficial do cordão de solda utilizando arame maciço e como material de adição e C25 como gás de proteção.

Figura 6.5 – Macrografia realizada na seção transversal da solda, utilizando arame maciço como material de adição e C25 como gás de proteção. (1h) Posição plana; (3h) posição vertical; (5h) posição sobre cabeça. Em destaque a falta de fusão ocorrida na posição vertical



Acredita-se que a soma de dois efeitos descrito no Item 5.4, tenham favorecido a falta de fusão observada na posição vertical:

i) dentre os gases testados, o C25 foi o que apresentou menor penetração;

ii) na posição vertical descendente, a poça tende a escorrer impedindo que o arco aja diretamente sobre o metal de base, por consequência, diminuindo a penetração.

Dentre os testes realizados, a combinação arame maciço e C50 (AM+C50) foi a que apresentou os melhores resultados. Foi possível reunir estabilidade do processo, boa aparência do cordão e isenção de defeitos. Da mesma forma como nos ensaios realizados com C25, foram necessários cinco passes para realizar a soldagem completa da junta. Os parâmetros elétricos e de movimentação são apresentados, respectivamente, na Tabela 6.7 e na Tabela 6.8.

Tabela 6.7 – Parâmetros de movimentação utilizados para soldagem com C50

Passe	**DBCP [mm]**	**Vs [cm/mim]**	**Am [mm]**	**F [Hz]**	**Tp [ms]**
Raiz	15	34	3,5	1,2	200
Preenc.	14-16	20-30	4-11	0,9-1,4	200-350

Tabela 6.8 – Parâmetros elétricos utilizados para soldagem com C50

Passe	nº	Tensão Média [V]	Corrente Média [A]	Velocidade de Alimentação [m/min]
Raiz	1	19,5	130	3,3
Preenchimento	2	19,1	195	4,9
	3	19,2	203	5,0
	4	19,3	208	4,9
Acabamento	5	18,1	185	4,4

Na combinação AM+C50 foi possível aumentar a velocidade média de alimentação em torno de 6%, tomando como referência os testes realizados com AM+C25. Com boa integridade da junta, os testes ultrassônicos não indicaram defeitos que reprovasse o cordão de solda e as macrográfias da seção transversal confirmaram a qualidade das soldas. A aparência superficial dos cordões é apresentada na Figura 6.6 e o corte da seção transversal é apresentado na Figura 6.7.

Figura 6.6 – Aspecto superficial do cordão de solda. Gás C50

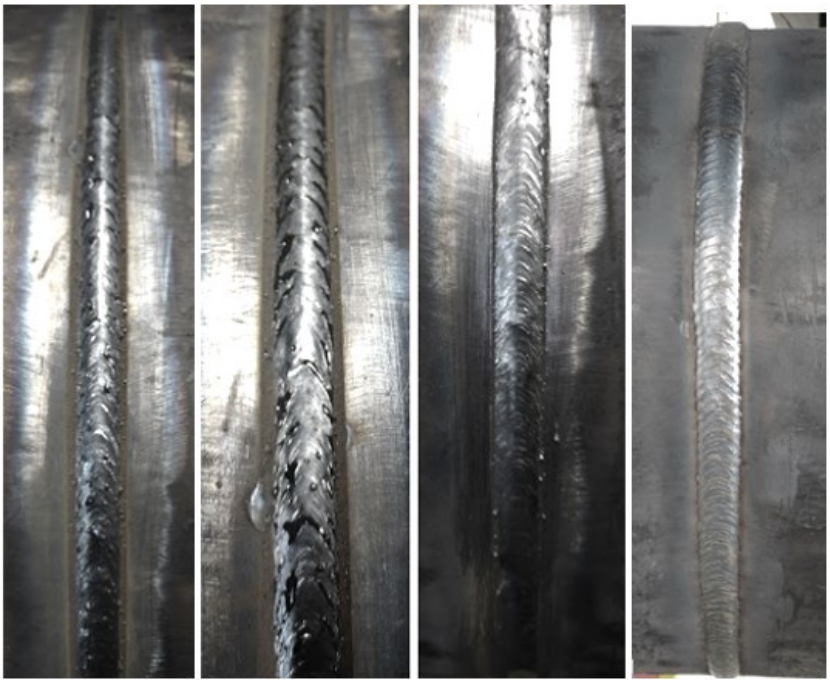
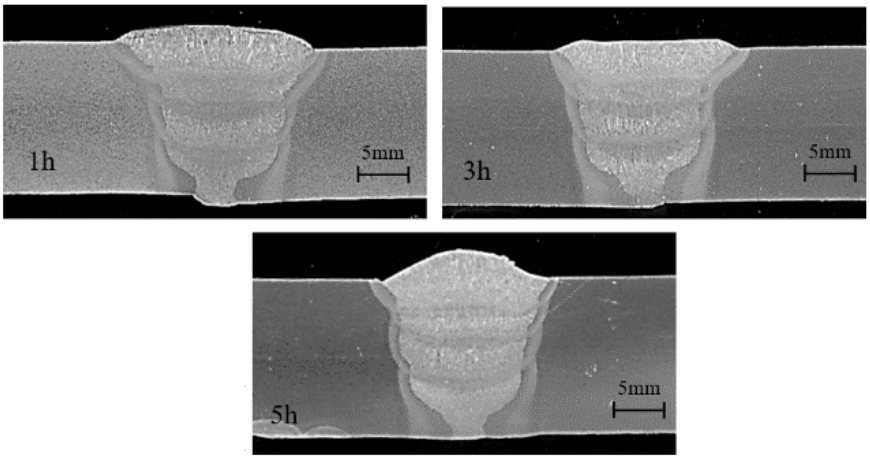
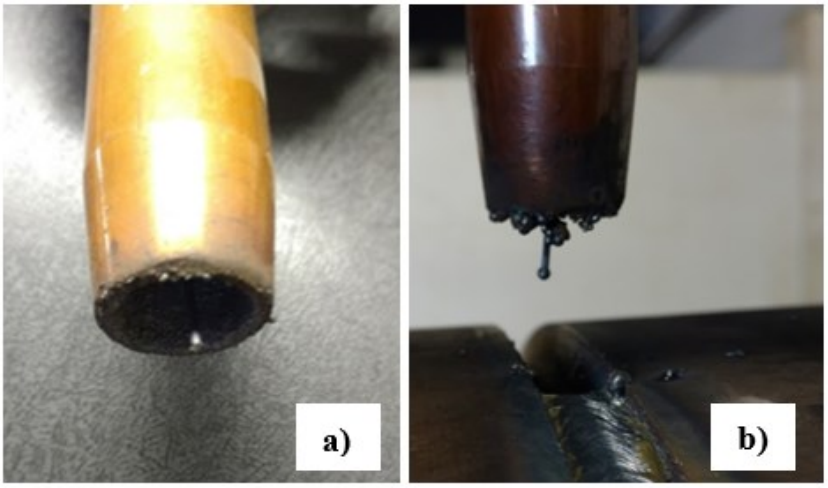


Figura 6.7 – Macrográfia realizada na seção transversal da solda, utilizando arame maciço e como material de adição e C50 como gás de proteção. (1h) Posição plana; (3h) posição vertical; (5h) posição sobre cabeça



Os testes realizados no cenário AM+C100 foram os que apresentaram maior instabilidade e geração de respingos quando comparados aos ensaios anteriores, mas em uma proporção que não inviabilizou o processo. Este efeito corrobora os resultados de Souza *et al* [61] e Stenbcka e Persson [11], para soldagem com CO_2 puro. Na Figura 6.8 é exibida o volume de respingos preso ao bocal para as soldas realizada com os gases C25 e C100, após a realização de um passe de 180º.

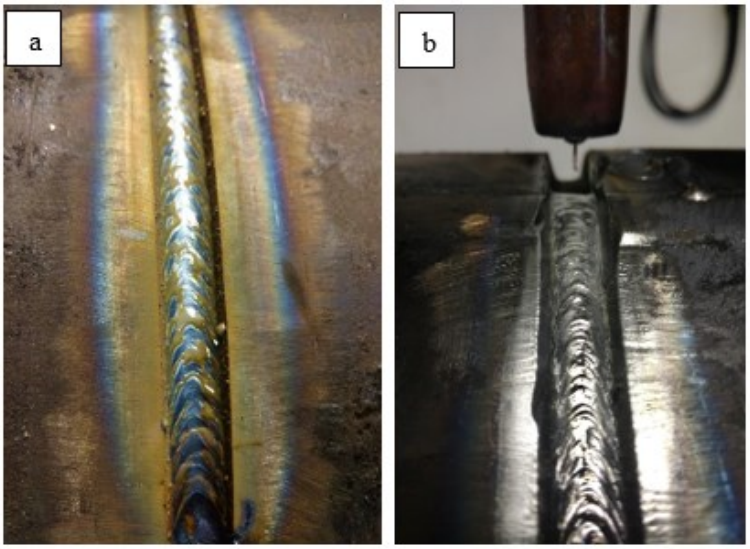
Figura 6.8 – Comparação entre o volume de respingos preso ao bocal. a) C25 e b) C100



O maior volume de escória formada sobre o cordão, como mostra a Figura 6.9, foi outro aspecto observado na soldagem AM+C100. Ao aumentar o teor de CO_2, aumenta-se o potencial de oxidação dos elementos de liga, assim formando maior volume de sílica. Segundo

Tatagiba *et al* [34], este efeito reduz a tenacidade do material, mas a ausência dos elementos silício e manganês implica na ocorrência de porosidade que afetaria a integridade da junta soldada. Além deste efeito, a sílica possui um ponto de fusão de 1710 ºC, sendo superior ao do aço. Um maior volume de sílica exige uma limpeza mais cuidadosa, pois, caso não seja removida de forma adequada, pode vir a contribuir com o surgimento de defeitos entre os passes.

Figura 6.9 – Geração de respingos na soldagem com C100.(a) antes da limpeza, (b) após a limpeza



A tendência ao excesso de convexidade do cordão, na posição sobre cabeça, foi agravada na soldagem com CO_2, principalmente no primeiro passe, como apresentado na Figura 6.10. Nesta situação foi necessária a remoção por esmerilhamento de parte do cordão. Este efeito foi minimizado nos passes subsequentes através do aumento da amplitude de soldagem.

Figura 6.10 – Convexidade na soldagem com C100 na posição sobre cabeça.

Embora na configuração AM+C100 o processo tenha apresentado menor estabilidade e maior dificuldade de parametrização, neste cenário foram obtidos cordões isentos de defeito e foi possível incrementar a velocidade média de soldagem em 9%, quando comparado com a combinação AM+C25. Os parâmetros elétricos e de movimentação são apresentados nas Tabelas 6.9 e 6.10.

Tabela 6.9 – Parâmetros de movimentação utilizados para soldagem com C50

Passe	DBCP [mm]	Vs [cm/mim]	Am [mm]	F [Hz]	Tp [ms]
Raiz	15	34	3,5	1,2	200
Pree.	15	20-30	4-11	0,9-1,4	200-350

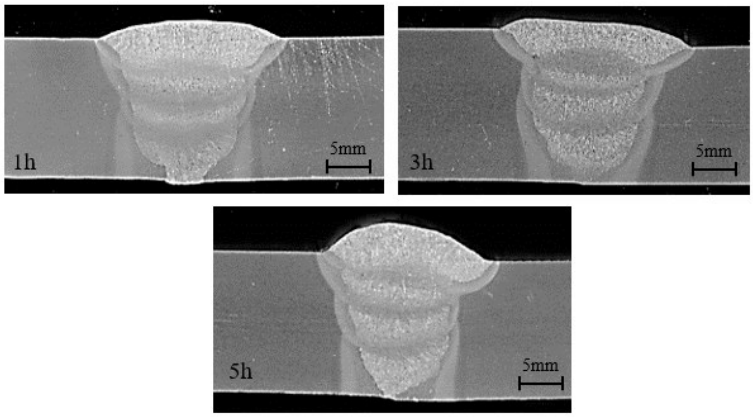
Tabela 6.10 – Parâmetros elétricos utilizados para soldagem com C50

Passe	nº	Tensão Média [V]	Corrente Média [A]	Velocidade de Alimentação [m/min]
Raiz	1	19,5	130	3,3
Preenchimento	2	21,3	186	5,0
	3	22,7	202	5,1
	4	22,0	190	5,1
Acabamento	5	17,6	160	4,5

Os cordões apresentaram boa aparência e não apresentaram defeitos que comprometesse a integridade da junta. As imagens da aparência superficial e da seção transversal são apresentadas na Figura 6.11 e na Figura 6.12.

Figura 6.11 – Aspecto superficial do cordão de solda utilizando arame maciço e como material de adição e C100 como gás de proteção

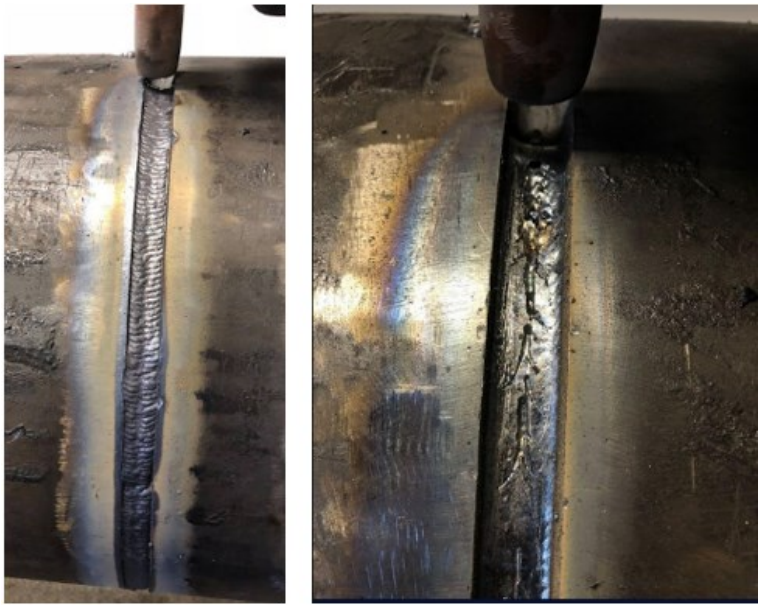
Figura 6.12 – Macrográfia realizada na seção transversal do passe de preenchimento, utilizando arame maciço e como material de adição e C100 como gás de proteção. (1h) Posição plana; (3h) posição vertical; (5h) posição sobre cabeça



6.1.2 Arame tubular

Os testes iniciais realizados com arame tubular apresentaram alta complexidade. Todos os cordões realizados persistiram em apresentar poros superficiais que se alongavam por uma grande extensão do cordão, como apresentado na Figura 6.13. Esta imperfeição é causada pelo excesso de gases formados na poça de fusão, que ficam aprisionados entre a escória e superfície do cordão enquanto o metal se solidifica. Tal efeito pode ocorrer na soldagem com arame tubular devido a tensão inadequada, impurezas na peça ou umidade presente no fluxo.

Figura 6.13 – Presença de poros superficiais. Eletrodo Lincoln



Objetivando solucionar os defeitos mencionados, adotou-se uma série de medidas, sendo elas: secagem do arame eletrodo; variação da tensão de soldagem; variação do teor de CO_2; e mudança de equipamento. Mesmo assim os defeitos persistiram e inferiu-se que o defeito poderia estar no eletrodo, que, apesar de estar lacrado, encontrava-se há cerca de três anos em estoque. O problema foi solucionado após substituir o arame-eletrodo antigo por um novo de outro fabricante.

Outra dificuldade encontrada nos testes iniciais foi a refusão e perfuração da raiz (*burn-through*), apresentada na Figura 6.14. Pelo fato da adoção do sentido ascendente, o uso de alta densidade de corrente no primeiro passe, mesmo com elevada velocidade de soldagem, causava este efeito na junta. Este fator limitou o uso de altos valores de corrente e consequentemente de maior taxa de fusão.

Figura 6.14 – Defeito de refusão na raiz gerado na soldagem com arame tubular

Nos testes com arame tubular, a poça não tendeu a escorrer como observado com o arame maciço, este efeito permitiu empregar maior taxa de deposição por área e reduzir o número de cordões de quatro com arame maciço, para dois com arame tubular. Reduzindo também a tendência a ocorrer defeitos entre passes.

Diferente do que foi observado com arame maciço, o teor de CO_2 não gerou influências perceptíveis quanto à soldabilidade, nem sobre a estabilidade do processo. Nas Figuras 6.15, 6.16 e 6.17 são apresentadas as seções transversais dos testes realizados com arame tubular, nas quais variou-se o teor de CO_2.

Figura 6.15 – Macrográfia realizada na seção transversal do passe de preenchimento, utilizando arame tubular e como material de adição e C25 como gás de proteção. (1h) Posição plana; (3h) posição vertical; (5h) posição sobre cabeça

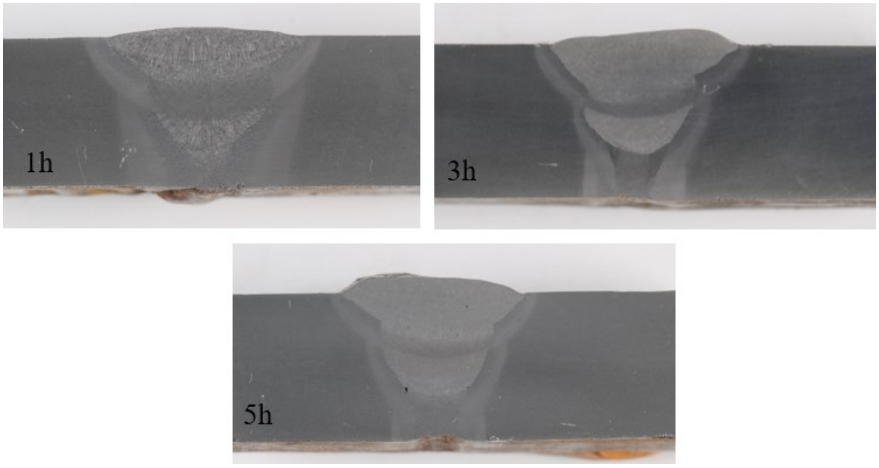


Figura 6.16 – Macrográfia realizada na seção transversal do passe de preenchimento, utilizando arame tubular e como material de adição e C50 como gás de proteção. (1h) Posição plana; (3h) posição vertical; (5h) posição sobre cabeça

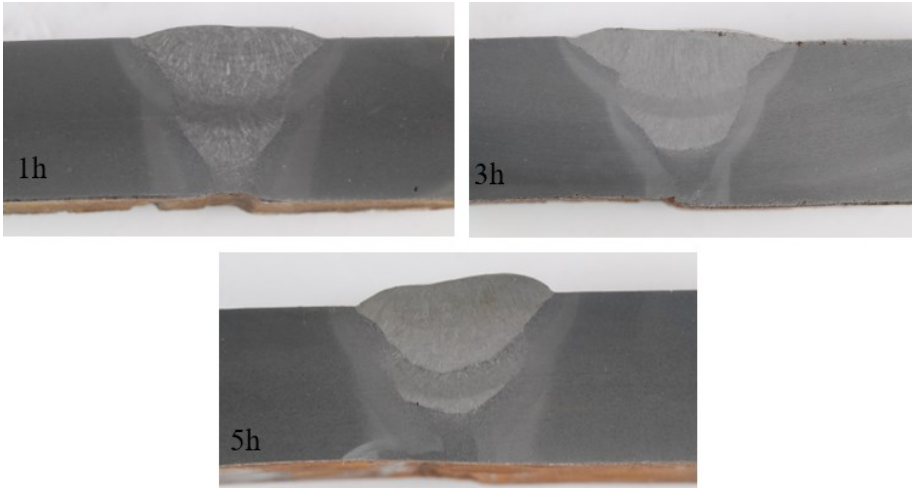
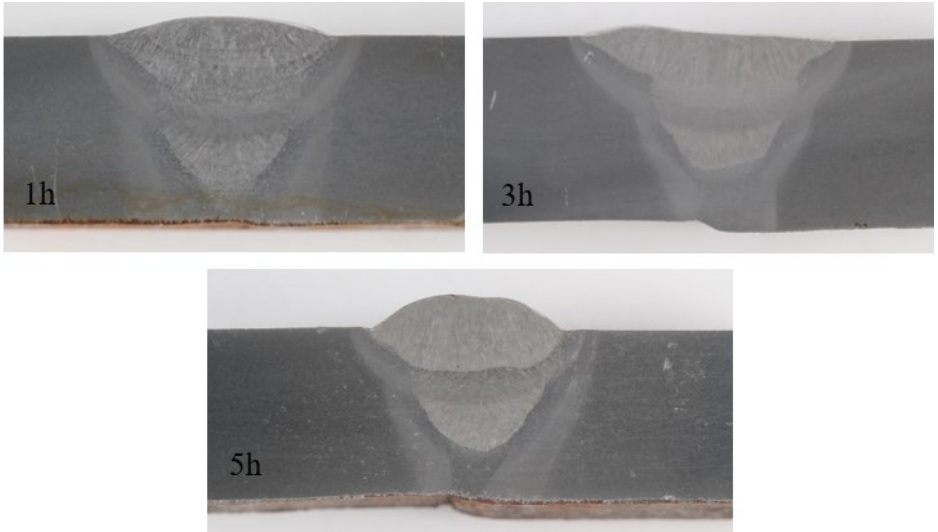
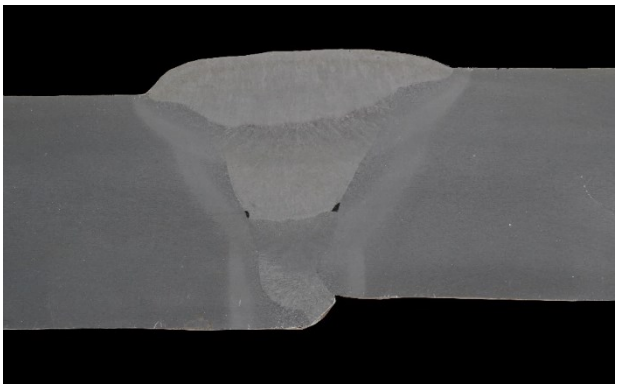


Figura 6.17 – Macrográfia realizada na seção transversal do passe de preenchimento, utilizando arame tubular e como material de adição e C100 como gás de proteção. (1h) Posição plana; (3h) posição vertical; (5h) posição sobre cabeça



Deve-se chamar atenção para importância na preparação das juntas, pois pequenos desalinhamentos podem ser fatores causadores de defeitos, como ilustrado na Figura 6.18.

Figura 6.18 – Defeito causada pelo desalinhamento da junta.



6.2 SOLDAGEM DE TUBOS COM EQUIPAMENTO LABSOLDA

Utilizando o equipamento desenvolvido no LABSOLDA buscou-se replicar os testes realizados com o equipamento comercial, uma vez que os parâmetros de soldagem já haviam sido consolidados, utilizá-los no equipamento do laboratório possibilitaria comparar o desempenho dos dois equipamentos. Na Figura 6.19 e na Figura 6.20 são apresentadas as macrográfias das seções transversais realizadas com o arame maciço e o arame tubular respectivamente.

O equipamento do laboratório foi capaz de replicar os testes de forma satisfatória, tanto com arame maciço quanto com arame tubular. Com o arame tubular foi possível utilizar o processo convencional, no comando da tensão para todos os gases. Para a soldagem com arame maciço também foi utilizado o modo convencional com comando de tensão para os gases C25 e C50, porém foi necessário utilizar o MIG Soft para a utilização em conjunto do CO_2 puro. Os testes revelaram que para soldagem do arame maciço em conjunto com C100 é necessário utilizar uma fonte com moderno controle de transferência metálica. Ao contrário do observado na soldagem com arame maciço, o arame tubular apresentou boa operacionalidade com qualquer proporção de CO_2 no gás de proteção, independentemente da dinâmica da fonte de soldagem.

Figura 6.19 – Macrográfia da seção transversal, utilizando fonte IMC, arame maciço como material de adição e C25, C50 e C100 como gases de proteção. (1h) Posição plana; (3h) posição vertical; (5h) posição sobre cabeça

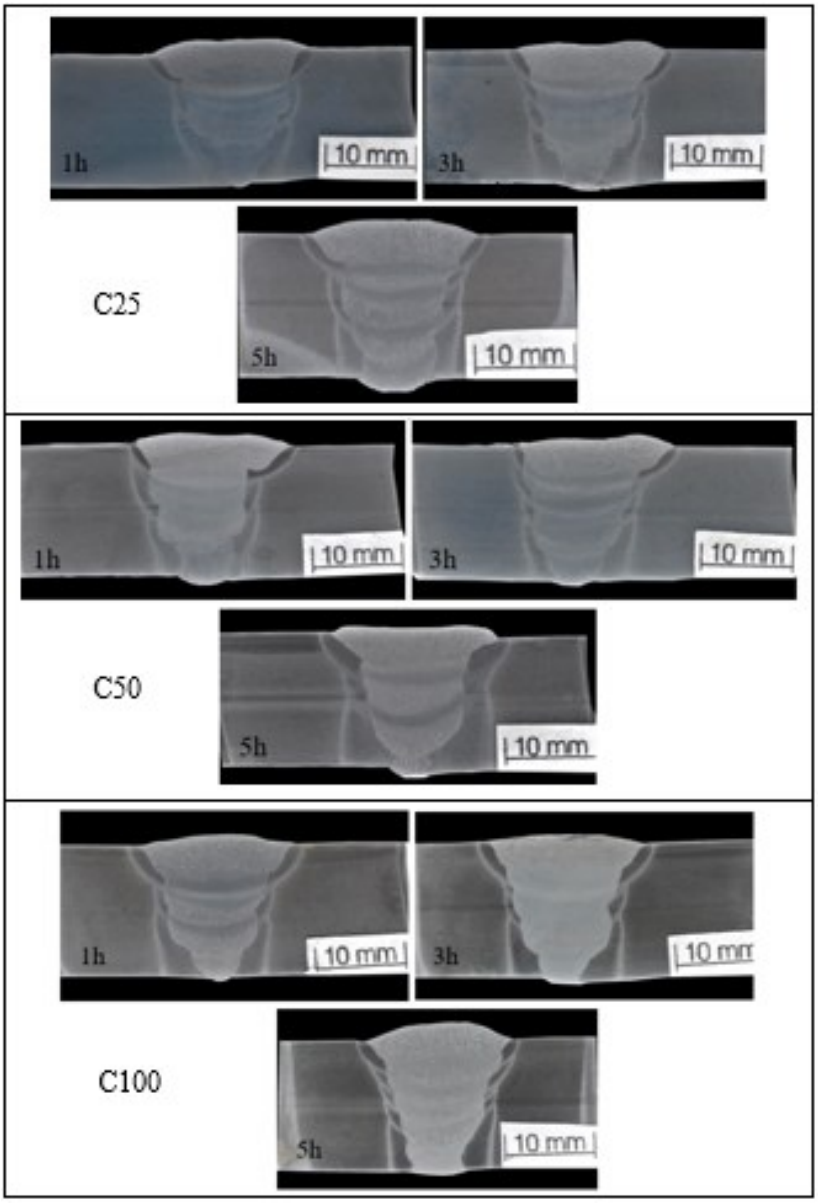
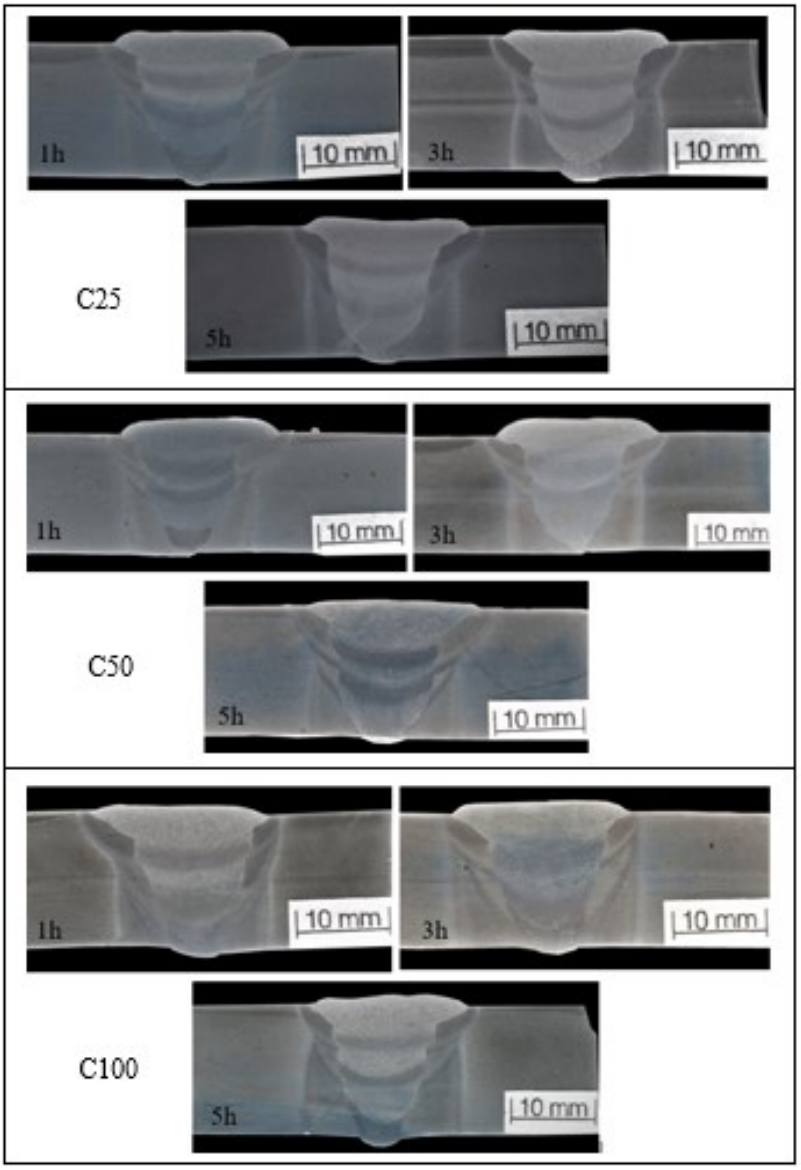


Figura 6.20 – Macrográfia da seção transversal, utilizando fonte IMC, arame tubular como material de adição e C25, C50 e C100 como gases de proteção. (1h) Posição plana; (3h) posição vertical; (5h) posição sobre cabeça.

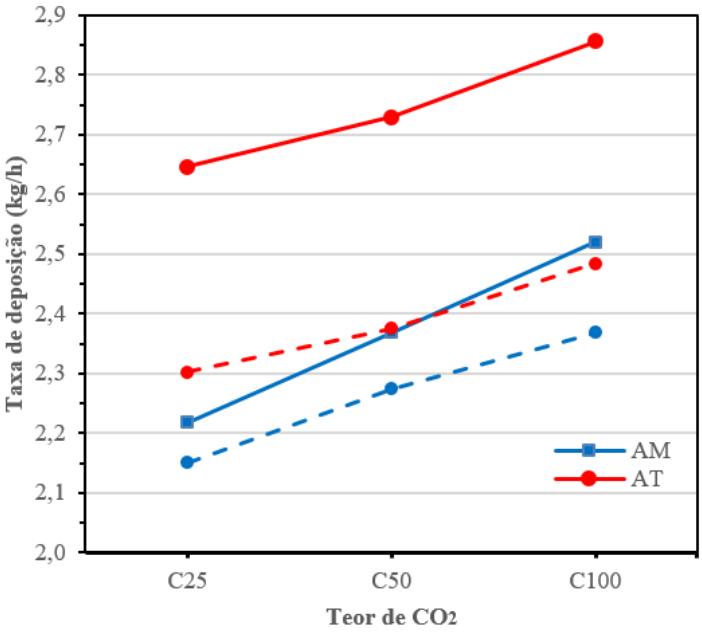


Apesar da diferença construtiva entre os equipamentos, o tempo de arco entre os equipamentos apresentam resultados semelhantes. A fonte do laboratório demandou maior tensão para manter a mesma corrente média e fundir a mesma quantidade de arame (para o arame tubular), o que resultou em maior potência entregue ao processo. Este efeito pode ser justificado pelo tipo de controle que o equipamento comercial aplica. Enquanto que nas soldas realizadas com a fonte LABSOLDA, utilizou-se do modo convencional, (exceto para AM+C100).

6.3 ANÁLISE DA PRODUTIVIDADE

Para estimar a produtividade foram utilizados três critérios, sendo a taxa de deposição, o tempo de soldagem e os custos. O presente trabalho focou na avaliação da capacidade produtiva, não cabendo assim análises focadas em desenvolver parâmetros que superassem os descritos em EPS's de grandes empresas. A prioridade foi a execução de procedimentos de soldagem orbital isentos de defeitos. A taxa de deposição foi obtida utilizando os valores encontrados no Item 4.4, no rendimento teórico e na velocidade média de alimentação em cada ensaio. Na Figura 6.21 é apresentada a visão geral da matriz de ensaios realizados.

Figura 6.21 – Taxa de deposição com arame maciço e tubular, na linha cheia apresenta a quantidade de material fundido (taxa de fusão), na linha tracejada o material que efetivamente foi depositado após debitar as perdas por escória e respingos (taxa de deposição). Im 150 A



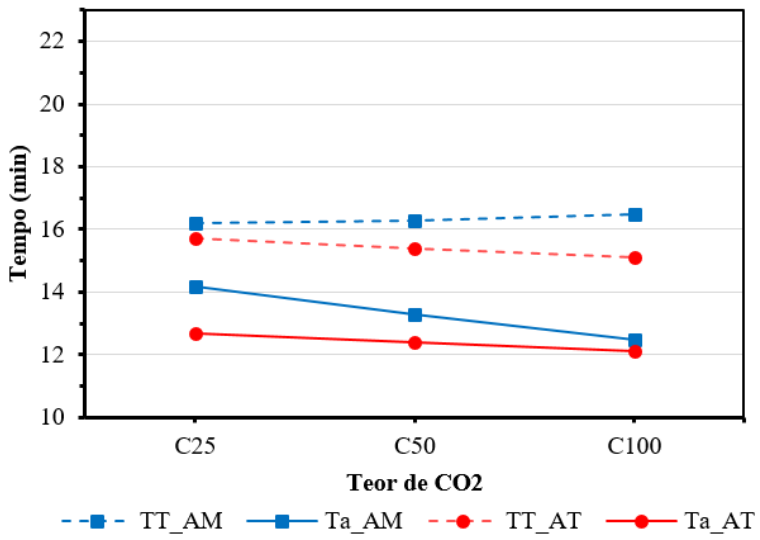
Analisando a Figura 6.21 é possível inferir que ao aumentar o teor de CO_2 ocorre o aumento da taxa de fusão. Isto ocorreu, pois, ao aumentar o teor de CO_2 foi necessário aumentar a tensão para manter a mesma corrente média, aumentando assim a potência do processo. Estes dados contrapõem-se ao estudo de Suban e Tušek [70], apesar dos autores afirmarem que o arame tubular é mais produtivo que o maciço eles também afirmam que o tipo de gás não exerce influência significativa sobre a taxa de fusão do arame.

Quanto ao tipo de arame, o tubular apresenta taxa de fusão superior ao maciço (média de 16,8%), porém, na comparação quanto ao volume efetivo depositado, após contabilizar o que foi perdido por respingos e escória, a diferença entre os dois arames passa a ser bem menos expressiva (média de 5,4%), o que se deve ao rendimento do arame tubular ser inferior ao do maciço. Na Figura 6.22 é apresentado o resultado dos testes com equipamento comercial. Para análise foram considerados dois fatores, o tempo de arco aberto (Ta) e o tempo total de soldagem (TT), no qual foi englobado o tempo de limpeza da junta entre passes.

Isolando o tipo de arame e comparando apenas a influência do tipo de gás, verifica-se que com o arame maciço ocorre redução no tempo de arco aberto de 5,5% e 7,53%, respectivamente ao comparar o C25 com o C50 e C100. Quando analisados os tempos de arco aberto para o arame tubular, nota-se que as reduções destes percentuais são de 2,4% e de 4,72% em comparação do C25 com o C50 e C100, respectivamente. Isto comprova que para o arame tubular a influência do tipo de gás é significativamente menor. No entanto, ao analisar o efeito do gás sobre o tempo total de soldagem, a diferença se torna inexpressiva.

A soldagem com arame tubular apresentou menor tempo de arco aberto e menor tempo total de soldagem, totalizando em média cerca de 7% e 5,7%, na devida ordem. Este fato justifica-se pela soldagem com arame tubular demandar menor número de passes para preenchimento completo da junta, o que reduziu os tempos perdidos com limpeza da junta e reposicionamento do manipulador da tocha.

Figura 6.22 – Tempo Total de Soldagem (TT) e Tempo de Arco Aberto (Ta)

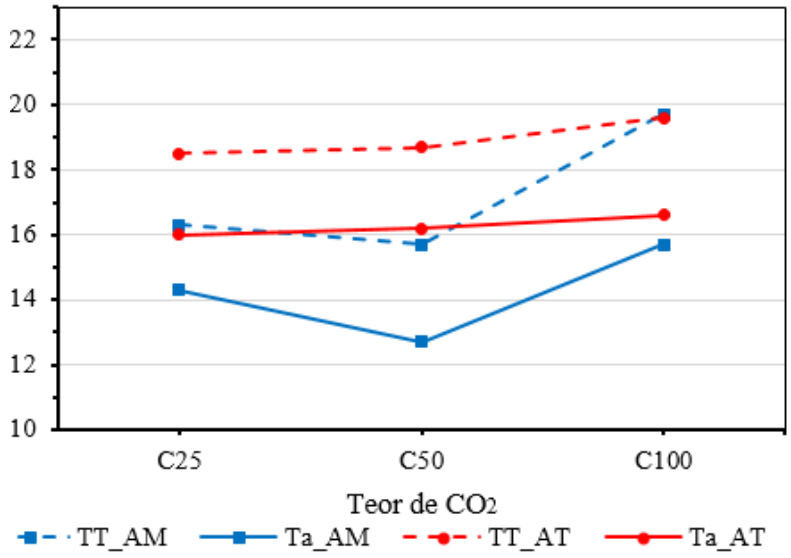


Embora os números apresentados pareçam pequenos, deve-se considerar a avaliação dos impactos gerados sobre os orçamentos de empresas que realizam soldagem de dutos em grande escala, levando em consideração outros fatores, como custo de material, mão de obra e aluguel de equipamentos.

No gráfico da Figura 6.23 é apresentada a avaliação dos tempos de soldagem para os testes realizados com a fonte LABSOLDA, nestes nota-se que diferente do observado com a fonte comercial, ao incrementar o teor de CO_2 o tempo de soldagem não reduziu linearmente. Atribui-se esta diferença a utilização de programas sinérgicos na fonte comercial que mantiveram um controle do arco, compensando pequenas variações da altura do arco e desalinhamentos e também exigindo menor interferência do operador para controlar o processo.

Quando analisado o tempo total de soldagem, constata-se pouca diferença entre os processos e quando operam com CO2 puro os processos ficam empatados.

Figura 6.23 – Tempo Total de Soldagem (TT) e Tempo de Arco Aberto (Ta)



Comparando os equipamentos, nota-se que é precipitado afirmar que uma combinação (arame/gás) é melhor que outra. Para qualquer análise é importante levar em conta o equipamento e as condições de soldagem. No caso estudado com todas as condições foi possível obter uma junta soldada isenta de defeito. A produtividade na soldagem de tubulação é alcançada por um conjunto de fatores: equipamento, consumíveis e procedimento de soldagem.

O equipamento nacional dispõe de diversas opções de controle da transferência metálica, mas neste trabalho optou-se por utilizar uma versão mais simples, o processo

convencional no comando da tensão, enquanto que no equipamento comercial a única opção disponível era uma versão sinérgica com controle da transferência metálica.

Por fim, foi calculado o custo com arame para soldagem de uma junta semelhante à utilizada no trabalho. Foi considerado que o volume total da junta é $16{,}3 \times 10^{-3} m^3$ e os rendimentos da deposição correspondem a 0,97 para soldagem com arame maciço e 0,87 para soldagem com arame tubular. Desta forma, seria necessário 2,26 kg de arame maciço ou 3,02 kg de arame tubular. Os custos médios destes produtos no mercado brasileiro, no primeiro trimestre de 2019 correspondem a R$ 17,50/kg para o AT enquanto o AM tem um custo de R$ 11,00/kg. O valor total gasto com arame seria R$ 24,90 se utilizado AM ou R$52,90 quando utilizado AT. Isso mostra que o custo com arame tubular corresponde 112% do custo com maciço, pois além de ser mais caro tem menor rendimento.

6.4 ENSAIO DE IMPACTO

6.4.1 Metodologia

Com o objetivo de avaliar a influência que o tipo de arame e o teor de CO_2 exercem sobre as propriedades mecânicas das juntas soldadas, foram realizados testes para mensurar sua tenacidade por meio de ensaios de Charpy a 0 ºC. Os ensaios foram executados conforme a norma ASTM A370 – 18 e os critérios mais relevantes são apresentados a Tabela 6.11, de acordo com a norma DNV-OS-F101[62].

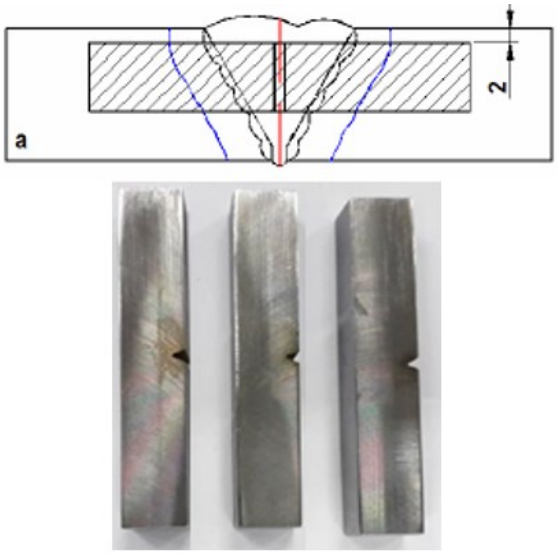
Tabela 6.11 – Parâmetros e condições para ensaio de Charpy

Método de Ensaio:	ASTM A370 – 18	
Condições Ambientais:	Temperatura (°C): 25	Umidade Relativa (%): 57
Medidas do CP:	10x10x50 mm	Entalhe: V
Temp. do Ensaio	0º C	Pêndulo: 406,7J
Equipamento	Pêndulo de Impacto INSTRON® - mod. SI-1D3 - cód. MEC 002	

Optou-se por realizar os testes de impacto somente sobre o metal de base e metal de solda, não sendo avaliada a ZTA. Vale salientar que os testes tiveram objetivo apenas de compreender os efeitos do arame e gás, caso contrário, seria necessário fazer um estudo considerando uma ampla faixa de temperaturas.

Os corpos de prova utilizados nos ensaios de impacto foram soldados com equipamento LABSOLDA. Foram executadas três repetições para cada amostra, a fim de minimizar os erros e aumentar a confiabilidade das medidas. Os corpos de prova foram retirados a 2mm da parte superior do cordão e com entalhe no centro do metal de solda, conforme mostra a Figura 6.24a. Na Figura 6.24b é mostrado o corpo de prova após usinagem.

Figura 6.24 – a) Posição que os corpos de prova foram extraídos da junta. b) Corpo de Prova usinado para ensaio de Charpy



Na Tabela 6.12 são apresentados os parâmetros para cada teste. Os corpos de prova foram pré-aquecidos a ±100 ºC e não foi realizado controle da temperatura entre passes.

Tabela 6.12 – Valores Reais aquisitados

Corpo de Prova	Im (A)	Um (V)	VSm (cm/min)	Nº Passes
C25M	186	18,8	28	4
C50M	188	20,5	32	4
C100M	170	22,1	30	4
C25T	185	21,5	22	3
C50T	188	21,8	22	3
C100T	190	22,1	20	3

Os dados da Tabela 6.12 foram utilizados para calcular o aporte térmico dos testes realizados em cada condição e avaliar sua influência sobre as propriedades mecânicas.

a) Cálculo do aporte Térmico

De acordo com Marques *et al* [22] a energia de soldagem consiste na energia liberada pela fonte de calor por unidade de comprimento. Esta energia é de grande importância na avaliação dos efeitos metalúrgicos gerados por um procedimento de soldagem. Assim, foi utilizada a Equação (10) para calcular o aporte térmico gerado por cada combinação de arame e gás.

$$A_t = \eta \frac{U \times I}{V_S} \qquad [J/cm] \tag{10}$$

Onde:

A_t = Energia de Soldagem [J/cm];

η = Rendimento do arco;

U = Tensão [V]

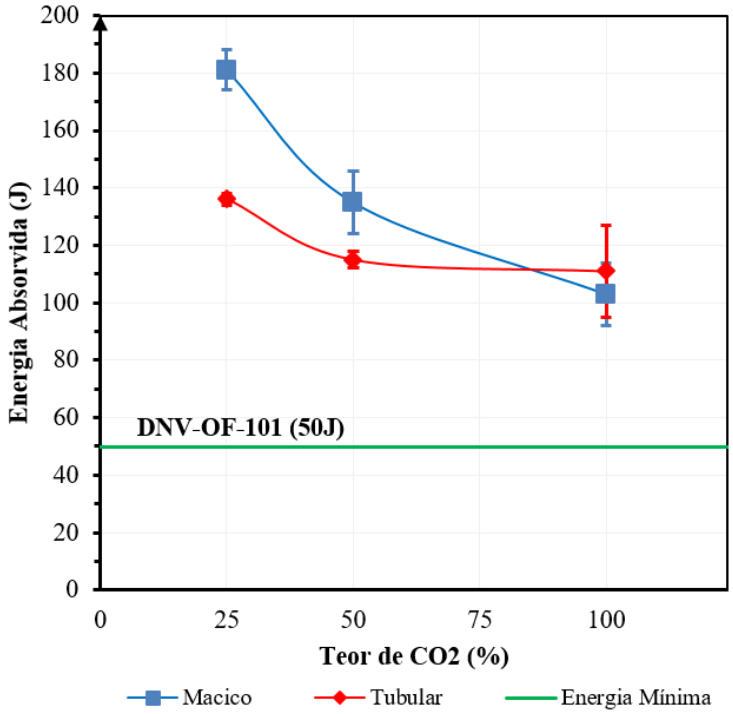
I = Corrente [A]

v = Velocidade de soldagem [cm/min]

Segundo Marques *et al* [22] é difícil afirmar os valores de rendimento do arco (η) para o processo MIG/MAG com precisão. O η varia com diversos parâmetros operacionais, condições ambientais e com o metal de base, portanto devem ser utilizados com cautela. Kou [23] definiu η na faixa entre 0,65 e 0,85%. Neste trabalho, os valores de rendimento do arco foram adotados de acordo com Barbedo [24] apud (Quites, 2002) como η = 0,80 para o arame tubular e η = 0,78 para arame maciço.

De acordo com a norma DNV-OF-101, os corpos de provas foram aprovados quanto ao nível de energia absorvida. Para o metal de base utilizado, a resistência ao impacto deveria possuir valor superior a 50J, com isto, a Figura 6.25 apresenta o gráfico com os valores de energia absorvida em contraste com o valor mínimo requerido por norma. Os valores de energia encontram-se dentro de uma faixa compatível com os estudos de Albuquerque *et al* [40].

Figura 6.25 – Energia absorvida no Ensaio de Charpy V em função do tipo de gás e de arame



O aumento no teor de CO_2 causou redução da tenacidade em todos os corpos de provas analisados com o arame maciço e com o tubular. Este fato deve-se ao comportamento do CO_2 na soldagem a arco que se dissocia antes da ionização e deixa livre o O_2. Isso promove a oxidação dos elementos de liga em especial o Silício e o Manganês, causando a redução da tenacidade do material [23].

Embora não tenha sido realizado nenhum ensaio metalúrgico no metal de solda, durante a soldagem foi perceptível que ao aumentar o teor de CO_2, aumentava-se também a escória vítrea formada sobre o cordão. Os resultados encontrados são compatíveis com estudos de Vaidya [25] e Stenbacka e Persson [5].

Vaidya [25] avaliou o metal de solda para três gases com proporções diferentes de CO_2, e notou que ao aumentar o teor de CO_2 se reduziu proporcionalmente a porcentagem do Silício e do Manganês no metal de solda. Já Stenbacka e Persson [5] mostrou através de ensaio de Charpy que a tenacidade do material é reduzida com do aumento do teor de CO_2.

Constatou-se que o tipo de gás exerce maior influência sobre o arame maciço, que sobre o arame tubular. Houve redução de 25% na tenacidade para utilização do C50, e redução de 43% para o C100 quando comparados com o C25. No arame tubular essa redução foi de apenas 15% para o C50 e 18% para o C100.

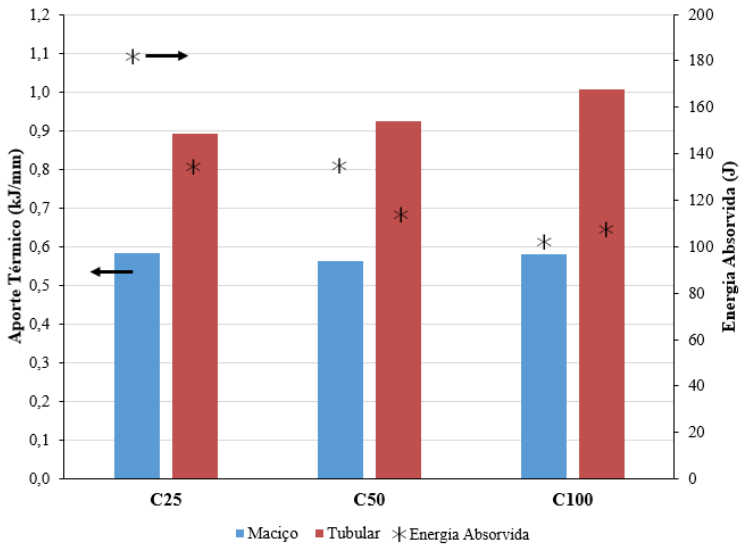
As soldas realizadas com arame maciço apresentaram maior tenacidade que as realizadas com arame tubular, exceto com 100% de CO_2. Este fato foi inesperado, uma vez que, segundo o fabricante a resistência ao impacto para o arame tubular é maior que a do maciço. Para justificar estes resultados, buscou-se na literatura trabalhos que fundamentassem estes resultados.

Durand [26] avaliou a soldagem orbital de tubos API 5L X80 em condições semelhantes a abordada no trabalho e a tenacidade observada por meio de ensaios de Charpy em uma faixa de -80 a 0º C, revelaram que a região soldada com arame maciço apresentou tenacidade superior a soldada com arame tubular. Isso mostra que os resultados encontrados estão coerentes.

A Figura 6.26 apresenta o gráfico que relaciona a energia de soldagem com a energia absorvida no ensaio de Charpy. Verifica-se que o aporte térmico nas soldas realizadas com arame tubular chega a ser 42% maior que as realizadas com arame maciço. Utilizou-se desse dispositivo para realizar menor número de passes e evitar possíveis defeitos gerados entre os passes, sendo 3 passes para o arame tubular e 4 passes para o arame maciço.

No estudo de Guzman-Flores *et al* [27] os autores perceberam que o aumento na energia de soldagem reduz a tenacidade do material. Um resultado semelhante foi obtido por Albuquerque *et al* [28] que avaliou a soldagem mecanizada e manual, o autor justifica que processos automatizados proporcionam melhores propriedades mecânicas justamente por fornecer menor aporte térmico.

Figura 6.26 – Relação entre o aporte térmico na soldagem e a energia absorvida no ensaio de Charpy V



Estes resultados vêm para desmistificar a dissonância que havia sobre o assunto, uma vez que se estimava que o arame tubular forneceria sempre maior resistência ao impacto comparado ao arame maciço. Essa era uma das justificativas para sua utilização, mesmo com maior custo de aquisição, entretanto, como constatado, a resistência mecânica pode depender de outros fatores, e não exclusivamente do tipo de gás ou arame.

7 CONCLUSÕES

Quanto a avaliação do equipamento:

- De forma global, o equipamento desenvolvido pelo LABSOLDA apresentou resultados satisfatórios para soldagem orbital de tubos, com ele foi possível executar procedimentos isentos de defeitos utilizando os arames o maciço (AWS ER70S-6) e o tubular (AWS E71T-1) combinados com três misturas de gases de proteção, Ar+25%CO_2, Ar+50%CO_2 e CO_2 puro.

- No quesito alimentador de arame, o equipamento desenvolvido pelo LABSOLDA apresentou grande evolução após a instalação do tracionador auxiliar (*push-pull*), o equipamento registrou redução em mais de 52% no tempo de arame travado. Embora comparado ao equipamento comercial ele ainda apresente menor desempenho, o equipamento está em constante desenvolvimento e em breve essa condição pode ser revertida.

- Em relação à análise das versões do processo MIG/MAG para o preenchimento das juntas, três versões foram avaliadas: o CCC, o MIG Soft e o MIG/MAG convencional com transferência por curto-circuito e comando de tensão. O CCC apresentou baixo nível de energia que favoreceu o surgimento de defeitos por falta de fusão. O modo convencional apresentou-se como uma solução para soldagem da maioria das combinações de arame e gás, com ele não foi possível soldar apenas a combinação arame maciço e CO_2 puro devido à instabilidade. Para este cenário a versão MIG Soft apresentou-se como uma alternativa eficaz.

Quanto à avaliação da estabilidade

- A posição de soldagem pode promover alteração na estabilidade através de dois fatores: i) a ação da força gravitacional pode agir favorecendo (posição plana) ou retardando (posição sobre cabeça) o destacamento. Quando o destacamento é retardado a gota fica mais tempo acoplada ao eletrodo, nesse período ela cresce mais e no momento do curto-circuito apresenta comportamento explosivo, devido ao grande volume acumulado de

material. ii) à medida que a tocha orbita ao redor do tubo o grau de curvatura no conduíte tende a aumentar. Isso favorece o travamento do arame-eletrodo e por consequência promove variações na alimentabilidade.

- Foi constatado que o teor de CO_2 é inversamente proporcional à estabilidade do processo, independentemente do tipo de arame utilizado. Da mesma forma, percebeu-se que o CO_2 atua sobre o comportamento físico do processo, quanto maior sua porcentagem no gás de proteção, maior o diâmetro das gotas ejetadas, a depressão causada na poça e a temperatura. Estes efeitos favorecem a penetração, mas atuam reduzindo a estabilidade.

- Quanto às características geométricas, o arame tubular sofreu menor influência da posição de soldagem e do teor de CO_2 quando comparado ao maciço. Os cordões realizados têm menor penetração e maior molhabilidade, estas características os tornam mais atrativos para soldagem de tubulações.

Quanto à soldagem de tubulações

- Na soldagem de preenchimento dos tubos, o teor de CO_2 atuou aumentando a área fundida e reduzindo a incidência de defeitos para ambos os arames. No entanto, constatou-se que a soldabilidade foi inversamente proporcional ao teor de CO_2. Tal constatação dificultou na procura de um conjunto de parâmetros satisfatórios à medida que se elevou o teor de CO_2. Por este motivo, sugere-se efetuar a soldagem com gás C50 independente do arame ser tubular ou maciço.

- O arame tubular mostrou ser menos sensível ao tipo de equipamento e ao tipo de gás, apresentando fácil soldagem em todas as posições. Sua grande desvantagem está no alto índice de fumos e escória gerados, que torna o ambiente mais insalubre para o operador e demanda maior tempo de limpeza das juntas.

Quanto à produtividade e as propriedades mecânicas

- A determinação da produtividade com relação a combinação do tipo arame e do teor de CO_2, mostrou-se dependente do equipamento de soldagem utilizado. Com o

equipamento comercial o arame tubular mostrou ser mais produtivo que o arame maciço e o teor de CO_2 foi diretamente proporcional a redução do tempo de soldagem.

- O arame tubular possui maior custo de aquisição (59% maior que o maciço) e menor taxa de rendimento (cerca de 10,3% menor que o maciço), estes fatores fazem com que seu custo de aplicação seja superior ao arame maciço (112,4% mais caro).

- As propriedades mecânicas foram avaliadas por meio de ensaio de impacto. Todos os cenários analisados foram aprovados segundo norma técnica especializada em soldagem de dutos. Porém, os corpos de provas soldados com arame maciço apresentaram maior resistência ao impacto que os soldados com arame tubular. Quanto ao tipo de gás foi constatado que quanto maior o teor de CO_2, menor a resistência ao impacto.

8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Os resultados apresentados neste trabalho estabelecem um importante marco para o preenchimento de juntas utilizando a soldagem orbital mecanizada com o processo MIG/MAG. Durante o estudo alguns fatores mostram potencial para futuros estudos:

- O grande conhecimento que o operador deve possuir para executar procedimentos de soldagem estáveis é um fator limitante para aplicação dos equipamentos produzidos pelo LABSOLDA. O desenvolvimento de programas sinérgicos destinados à soldagem de tubos, com o arame maciço e tubular e com os gases C25, C50 e C100 permitiria o seu uso por um público menos técnico.

- No trabalho foi utilizado o processo MIG/MAG convencional com controle de tensão. Avaliar outras formas de transferência metálica como processo de soldagem com corrente pulsada e outras variantes modernas como CMT, STT e etc. permitiria um leque de soluções para aumento da estabilidade e da produtividade do processo.

9 REFERÊNCIAS

[1] M. K. Gräf, H. Hillenbrand, and K. A. Niederhoff, “High-strength large-diameter pipe for long-distance high pressure gas pipelines,” Thirteen. Int. Offshore Polar Eng. Conf. Honolulu, Hawaii, USA, pp. 25–30, 2003.

[2] M. T. R. de Sousa, “Transporte dutoviário: a circulação de combustíveis em São Paulo (1990 – 2000) 1,” Caminhos Geogr., vol. 2, no. 16, pp. 6–13, 2005.

[3] CNT, “Boletim Estatístico - Janeiro 2018,” Confederação Nacional do Transporte, 2018. [Online]. Available: httpcms.cnt.org.brImagens CNTBOLETIM ESTATÍSTICOBOLETIM ESTATÍSTICO 2018Boletim Estatístico - 01 - 2018.pdf. [Accessed: 20-Sep-2018].

[4] J. Conca, “Pick Your Poison For Crude - Pipeline, Rail, Truck Or Boat,” Forbes, 2014. [Online]. Available: https://www.forbes.com/sites/jamesconca/2014/04/26/pick-your-poison-for-crude-pipeline-rail-truck-or-boat/#2eab3a9717ac. [Accessed: 20-Sep-2018].

[5] L. E. dos S. Paes, “Soldagem Tig Orbital – Técnica De Alimentação Dinâmica Do Arame Visando Aumento Na Produtividade,” 2016.

[6] K. C. Riffel, “Avanços Tecnológicos do Processo TIG: Técnicas Inovadoras de Alimentação de Arame e Procedimentos Automatizados Como Contribuição para a União de Tubos Internamente Cladeados,” Diss. Mestr., p. 172, 2018.

[7] R. M. Kindermann, “Soldagem Orbital Do Passe De Raiz – Algo- Ritmos Para Controle Adaptativo Por Meio De Sensoriamento Laser,” Universidade Federal de Santa Catarina, 2016.

[8] F. Sartori, “Tecnologias e técnicas modernas do processo MIG/MAG para o passe de raiz em soldagem orbital de tubos,” Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis SC, 2016.

[9] R. N. Meller, R. S. Carvalho, and J. C. Dutra, “Elaboração de Parâmetros Para A Soldagem Orbital Automática Na Construção De Dutovias De Petróleo E Gás,” CREEM2010, 2010.

[10] E. J. Soderstrom and P. F. Mendez, “Metal Transfer during GMAW with Thin Electrodes and Ar-CO2 Shielding Gas Mixtures Droplet,” Weld. J., vol. 87, no. May, pp. 124–133, 2008.

[11] N. Stenbacka and K. A. Persson, “Shielding Gases for Gas Metal Arc Welding,” Weld. J., vol. 68, no. 11 Nov., pp. 41–47, 1989.

[12] T. Myers, “Choosing a Shielding Gas for FCAW,” no. MARCH, pp. 30–34, 2010.

[13] R. M. Nogueira, C. E. N. Bohórquez, and I. G. Zanella, “Comparação da Estabilidade do Arco e da Variabilidade da Geometria de Soldas Obtidas pelos Processos MIG / MAG e Arame Tubular,” Soldag. e Inspeção, vol. 20, no. 2, pp. 191–204, 2015.

[14] R. Cardoso Jr., A. Q. Bracarense, F. R. Campos, C. S. Souza, D. M. Silveira, and V. de F. C. Lins, “Avaliação da Soldagem Multipasse de Chapas Espessas de Aços Inoxidáveis Lean

Duplex UNS S32304 soldadas pelos processos SMAW, GMAW e FCAW – Parte 1: Propriedades Mecânicas," Soldag. Inspeção, vol. 17, no. 4, pp. 306–316, 2012.

[15] R. P. Garcia and A. Scotti, "Uma metodologia para Análises Comparativas da Capacidade Produtiva entre Arames Maciços (MIG/MAG) e Tubulares (Eletrodo e Tubular)," Soldag. e Insp., vol. 16, no. 2, pp. 146–155, 2011.

[16] C. I. Souza and V. A. Ferraresi, "Análise comparativa dos processos de soldagem GMAW e FCAW com transferência metálica por curto-circuitona posição horizontal," Soldag. e Insp., vol. 18, no. 3, pp. 268–280, 2013.

[17] C. Fortes, "Arames Tubulares," ESAB, 2004.

[18] A. Scotti and V. Ponomarev, Soldagem MIG/MAG: melhor entendimento, melhor desempenho, 2a. São Paulo: Artliber, 2008.

[19] J. C. Dutra, "MIG / MAG - Transferência Metálica por Curto-Circuito – Fontes de Soldagem versus Gases do Arco," vol. 13, no. 1, pp. 19–24, 2008.

[20] M. J. M. Hermans and G. Ouden, "Process Behavior and Stability in Short Circuit Gas Metal Arc Welding," Weld. J., vol. 78, no. 4, pp. 137–141, 1999.

[21] M. Čudina and J. Prezelj, "Evaluation of the sound signal based on the welding current in the gas-metal arc welding process," J. Mech. Eng. Sci., vol. 217, no. 5, pp. 483–494, 2003.

[22] A. S. Roca, H. C. Fals, J. B. Fernández, E. J. Macías, and F. S. Adán, "New stability index for short circuit transfer mode in GMAW process using acoustic emission signals," Sci. Technol. Weld. Join., vol. 12, no. 5, pp. 460–466, 2007.

[23] M. J. Kang and S. Rhee, "A study on the development of the arc stability index using multiple regression analysis in the short-circuit transfer region of gas metal arc welding," Proc. Inst. Mech. Eng. Part B J. Eng. Manuf., vol. 215, no. 2, pp. 195–205, 2001.

[24] Y. Huang, K. Wang, Z. Zhou, X. Zhou, and J. Fang, "Stability evaluation of short-circuiting gas metal arc welding based on ensemble empirical mode decomposition," Meas. Sci. Technol., vol. 28, no. 3, 2017.

[25] M. J. M. Hermans and G. Den Ouden, "Process Behavior and Stability in Short Circuit Gas Metal Arc Welding," Weld. J., vol. 78, no. 4, pp. 137–140, 1999.

[26] K. Ashidh, S. Kumari, A. Sumesh, and N. Rajasekaran, "Influence of Stick-Slip Effect on Gas Metal Arc Welding," Appl. Mech. Mater., vol. 813–814, pp. 438–445, 2015.

[27] M. R. Johnsen, A. Cullison, and H. M. Woodward, "What's UP with Wire Feeders?," Welding Journal, vol. Abril. pp. 34–36, 2006.

[28] E. Rabinowicz, "The temperature rise at sliding electrical contacts," Wear, vol. 78, no. 1–2, pp. 29–37, 1982.

[29] H. Shimizu, K. Itoh, N. Masaie, T. Kurokawa, and M. Ushio, “Feedability of wires during metal active gas welding,” Sci. Technol. Weld. Join., vol. 11, no. 1, pp. 81–94, 2006.

[30] M. T. Bengisu and A. Akay, “Stick–slip oscillations: Dynamics of friction and surface roughness,” Acoust. Soc. Am., vol. 105, no. 1, pp. 194–205, 1999.

[31] K. C. Riffel, R. A. Bernardi, L. C. Maia, and R. H. G. Silva, “Efeitos da Alimentabilidade de Arame no Processo Curto-Circuito Controlado,” XLIII CONSOLDA – Congr. Nac. Soldag., vol. Joinville, pp. 1–8, 2017.

[32] U. H. O. Brito, J. B. Zanini, R. F. Fagundes, A. M. Santos, and R. H. G. Silva, “Influência das Condições de Soldagem na Variação Desordenada da Alimentação de Arame no Processo MIG/MAG,” Rio Oil Gas, p. 11, 2018.

[33] B. Mvola and P. Kah, “Effects of shielding gas control : welded joint properties in GMAW process optimization,” Int. J. Adv. Manuf. Technol., no. 88, pp. 2369–2387, 2017.

[34] L. C. S. Tatagiba, R. B. Gonçalves, and R. Paranhos, “Tendências no Desenvolvimento de Gases de Proteção Utilizados na Soldagem MIG / MAG,” Soldag. Insp., vol. 17, no. 3, pp. 218–228, 2012.

[35] O. Liskevych, “Estudo da Influência do Teor de CO2 Na Regularidade da Transferência de Metal e Estabilidade do Processo MIG/MAG,” Universidade Federal de Uberlândia, 2010.

[36] R. A. Cresswell, “Gases and Gas Mixtures in MIG and TIG Welding,” Weld. Met. Fabr., vol. 40, no. 4, pp. 114–119, 1972.

[37] X. Cai, C. Fan, S. Lin, X. Ji, C. Yang, and W. Guo, “Effects of shielding gas composition on arc properties and wire melting characteristics in narrow gap MAG welding,” J. Mater. Process. Technol., vol. 244, no. 92, pp. 225–230, 2017.

[38] V. A. De Meneses, V. S. Leal, and A. Scotti, “Influence of Metal Transfer Stability and Shielding Gas Composition on CO and CO 2 Emissions during Short-circuiting MIG / MAG Welding,” vol. 21, no. 3, pp. 253–268, 2016.

[39] J. E. V. AURES, “Avaliação de Processos MIG/MAG Derivativos Utilizando-se Simulador de Dutos por Retificação,” Universidade de Brasília, 2013.

[40] S. F. Albuquerque, R. de S. Silva, T. M. Maciel, D. M. Almeida, and A. Q. Bracarense, “Estudo do comportamento do aço API 5L X80 quando submetido à soldagem por processo automatizado,” Soldag. Insp., vol. 17, no. 2, pp. 137–146, 2012.

[41] L. Brioux, “Turns to Orbital Pipe,” Weld. J., vol. 89, no. June, pp. 58–59, 2010.

[42] S. Cole and K. Beardsley, “Digital Systems Welding Orbital Deliver Consistency,” Weld. J., pp. 50–54, 2014.

[43] X.-D. Jiao et al., “Automated welding applied in deep-water pipelines,” Weld. J., vol. 92, no. 7, pp. 48–50, 2013.

[44] T. F. Costa, “Aplicação De Processos MAG curto- circuito convencional e controlado na soldagem de dutos de aço carbono,” Diss. mestrado, Univ. Fed. Uberlândia, 2011.

[45] E. H. Cayo, “Modelagem e Controle da Soldagem Orbital Através do Processo GMAW-S,” 2013.

[46] X. Y. Cai, C. L. Fan, S. B. Lin, C. L. Yang, and J. Y. Bai, “Molten pool behaviors and weld forming characteristics of all-position tandem narrow gap GMAW,” Int. J. Adv. Manuf. Technol., no. 87, pp. 2437–2444, 2016.

[47] F. A. R. Filho, A. Q. Bracarense, E. J. Lima, J. C. Fernandes, and E. B. Ribeiro, “Development of Parallel Manipulators for Welding Robots,” 41st Int. Symp. Robot. 6th Ger. Conf. Robot., vol. IEEE, Beri, pp. 1212–1217, 2010.

[48] J. Wang, J. Zhu, C. Zhang, G. Xu, and W. Li, “Effect of Arc Swing Parameters on Narrow Gap Vertical GMA Weld Formation,” ISIJ Int., vol. 56, no. 5, pp. 844–850, 2016.

[49] R. H. G. Silva, “Soldagem Mig/Mag Em Transferência Metálica Por Curto- Circuito Controlado Aplicada Ao Passe De Raiz,” p. 127, 2005.

[50] H. D. Filho, “MIG/MAG CCC - Avanços na Tecnologia de Controle da Transferência Metálica como Solução para o Passe de Raiz.,” Diss. Mestr., p. 107, 2014.

[51] I. O. Pigozzo, “Soldagem TIG Orbital: Otimizaçao de Equipamentos e Prospecçoes Tecnológicas para Procedimentos de Passe de Raiz,” Universidade Federal de Santa Catarina, 2015.

[52] F. Sartori, R. H. G. SILVA, J. C. Dutra, and L. E. dos S. Paes, “Uma Análise Comparativa entre Diferentes Versões de Variantes Modernas do Processo MIG/MAG para o Passe de Raiz em Soldagem Orbital,” Soldag. Inspeção, pp. 1–11, 2017.

[53] IMC – Engenharia de Soldagem, “IMC,” 2018. [Online]. Available: https://www.imc-soldagem.com.br/pt-br/equipamentos/sistemas-de-monitoramento/sap-v4. [Accessed: 30-Mar-2018].

[54] A. D. Tipi, “The study on the drop detachment for automatic pipeline GMAW system : free flight mode,” Int J Adv Manuf Technol, pp. 137–147, 2010.

[55] R. H. G. Silva, J. C. Dutra, M. B. Schwedersky, K. C. Riffel, and R. A. Bernardi, “Dynamically-Flexible Arc – A novel interpretation for the high performance GMAW,” in International Ocean and Polar Engineering Conference, 2019, vol. SOPE2019.

[56] P. K. Ghosh, L. Dorn, S. Kulkarni, and F. Hofmann, “Arc characteristics and behaviour of metal transfer in pulsed current GMA welding of stainless steel,” J. Mater. Process. Technol., vol. 209, no. 2009, pp. 1262–1274, 2008.

[57] S. Rokhlin and A. Guu, “A study of arc force, pool depression, and weld penetration during gas tungsten arc welding,” Weld. Journal(USA), pp. 381–390, 1993.

[58] A. Scotti and C. E. A. L. Rodrigues, “Determination of the momentum of droplets impinging on the pool during aluminium GMAW,” Soldag. Inspeção, vol. 14, no. 4, pp. 336–343, 2009.

[59] R. N. Meller, J. C. Dutra, R. S. Carvalho, and N. G. Bonacorso, “Análise comparativa entre o arame maciço e o tubular no processo de soldagem MIG/MAG - posição sobre-cabeça,” in 6o CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 2011, p. 9.

[60] T. F. Costa, E. B. Filho, H. D. H. Arevalo, and L. O. Vilarinho, “Avaliação de Processos MIG / MAG Curto-Circuito Convencional e Controlado para a Soldagem de Dutos de Aço Carbono em Passe Único,” Soldag. Inspeção, vol. 17, no. 4, pp. 356–368, 2012.

[61] D. Souza, M. L. Rossi, F. Keocheguerians, V. C. Nascimento, L. O. Vilarinho, and A. Scotti, “Influência da Tensão de Soldagem e do Gás de Proteção sobre a Correlação entre Indutância e Regularidade da Transferência Metálica na Soldagem MIG / MAG por Curto-Circuito,” Soldag. e Inspeção, vol. 16, no. 2, pp. 114–122, 2011.

[62] DET NORSKE VERITAS, Offshore Standar DNV-OS-F101, Submarine Pipelines Systems, no. JANUARY 2000. 2003, p. 163.

[63] P. V. Marques, U. Federal, D. M. Gerais, U. Federal, and D. M. Gerais, “Algumas Equações Úteis em Soldagem,” vol. 19, pp. 91–102, 2014.

[64] S. Kou, Welding metallurgy, Second Edi., vol. Second Edi. United States of America, 2002.

[65] N. D. D. Barbedo, “Avaliação Comparativa dos Processos de Soldagem GMAW e FCAW Utilizando Aço ASTM A-36 para Verificar a Soldabilidade, Propriedades Metalúrgicas e Geométricas, e Resistência Mecânica,” Diss. Mestr., p. 68, 2011.

[66] V. Vaidya, “Shielding gas mixtures for semiautomatic Welds,” Weld. J., vol. 81, no. 9, pp. 43–48, 2002.

[67] R. Z. S. Durand, “Avaliação da Microestrutura e Propriedades Mecânicas da Soldagem Circunferencial do Aço API 5L X80 por Processos de Soldagem Semi-Automáticos com Proteção Gasosa,” Diss. Mestr. - Puc Rio, 2007.

[68] I. Guzman-Flores et al., “Effect of Torch Weaving on the Microstructure , Tensile and Impact Resistances , and Fracture of the HAZ and Weld Bead by Robotic GMAW Process on ASTM A36 Steel,” Soldag. Inspeção, vol. 22, no. 1, pp. 72–86, 2017.

[69] S. F. Albuquerque, T. M. Maciel, M. A. dos Santos, and A. Q. Bracarense, “Avaliação da Microestrutura e Propriedades Mecânicas de Metais de Solda Obtidos por Processos de Soldagem Manual e Automatizado utilizado na Soldagem de Aço API 5L X80,” Soldag. Inspeção, vol. 16, no. 4, pp. 322–332, 2011.

[70] M. Suban and J. Tušek, “Dependence of melting rate in MIG/MAG welding on the type of shielding gas used,” J. Mater. Process. Technol., vol. 119, no. 1–3, pp. 185–192, 2001.