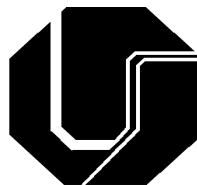


**VÍCTOR AUGUSTO NASCIMENTO MAGALHÃES**

**SIMULAÇÃO FÍSICA POR RETIFICAÇÃO DA  
SOLDAGEM DE DUTOS COM PROCESSO GMAW**



UFU

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
2012

**VÍCTOR AUGUSTO NASCIMENTO MAGALHÃES**

**SIMULAÇÃO FÍSICA POR RETIFICAÇÃO DA  
SOLDAGEM DE DUTOS COM PROCESSO GMAW**

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Louriel Oliveira Vilarinho

**UBERLÂNDIA - MG  
2012**

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

---

M188s  
2012      Magalhães, Víctor Augusto Nascimento, 1985-  
            Simulação física por retificação da soldagem de dutos com processo  
            GMAW / Víctor Augusto Nascimento Magalhães. - 2012. 151 p. : il.

            Orientador: Louriel Oliveira Vilarinho.  
            Dissertação (mestrado) – Universidade Federal de Uberlândia,  
            Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.  
            Inclui bibliografia.

            1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Soldagem - Teses. I. Vilarinho,  
            Louriel Oliveira, 1975- II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de  
            Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU: 621

---

*Aos meus pais, Eva e Osmar.  
Aos meus irmãos, Guilherme e Mayaha Bárbara.  
À minha namorada, Ana Clara.*

## AGRADECIMENTOS

A Deus;

Ao meu orientador, Louriel Vilarinho, pela orientação, ensinamento, amizade e, acima de tudo, pela credibilidade e paciência;

À minha família, o alicerce da minha vida, pelo apoio incondicional, paciência e incentivo;

À minha namorada, Ana Clara, pela compreensão, paciência, pelas contribuições e auxílio na execução deste trabalho;

Ao programa de Pós-graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica da UFU pela oportunidade;

À CAPES pelo suporte financeiro;

Ao Laprosolda/UFU pelo apoio técnico e laboratorial;

À todos aqueles que me deram suporte para a concretização deste trabalho, como o José Francisco, Diandro, Thonson, José Enrique Vargas e professor Américo Scotti.

MAGALHÃES, V. A. N. **Simulação Física por Retificação da Soldagem de Dutos com Processo GMAW**. 2012. 151f. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia.

## RESUMO

*A crescente demanda pela expansão das malhas dutoviárias para o escoamento dos mais diferentes tipos de fluidos, exige processos de união de dutos com maiores produtividades. Entretanto, a pesquisa na soldagem de tubulações se esbarra nas dificuldades decorrentes da compra, manipulação, preparação da junta, quantidade e tamanho dos tubos. Sendo possível soldar chapas ao invés de tubos, simulando-se as posições e demais condições de soldagem de tubos, o processo de pesquisa se tornaria bastante otimizado. Esta é a proposta do Simulador de Soldagem de Dutos por Retificação. Aliada a facilidade de soldar chapas ao invés de tubos, propõe-se ainda utilizar-se de processos com alta produtividade (frente ao eletrodo revestido, que ainda é bastante utilizado) de forma automatizada. Com isso, o objetivo deste trabalho é o estudo da soldagem de dutos pelo processo GMAW utilizando fontes em modo convencional e com controle de curto-circuito (processo derivativo). Neste trabalho será apresentada a soldagem do passe de raiz com uso de transferência metálica por curto-circuito (convencional e derivativo). Serão avaliadas além da necessidade ou não de tecimento, três diferentes técnicas de tecimento para avaliar qual a mais adequada. Foi necessário também, realizar melhorias na bancada experimental de forma geral para adequar as condições existentes às necessidades da simulação da soldagem de tubos. Dentre estas melhorias, foi realizado um estudo e construção de um sistema para o controle de velocidade de um motor de corrente contínua. Realizou-se também um reforço estrutural no manipulador que promove a trajetória da tocha (TARTÍLOPE). Realizaram-se em seguida, soldas no simulador variando-se os parâmetros de soldagem e gás de proteção (Ar+25%CO<sub>2</sub> e CO<sub>2</sub> puro) para o passe de raiz utilizando-se inicialmente o processo GMAW com transferência metálica por curto-circuito convencional, e em seguida processos GMAW com transferência metálica por curto-circuito controlado utilizando-se fonte comercial RMD (Regulated Metal Deposition) do fabricante Miller, fonte comercial STT (Surface Tension Transfer) do fabricante Lincoln e fonte comercial CMT (Cold Metal Transfer) do fabricante Fronius. A análise dos cordões de solda obtidos através de inspeção visual e análise metalográfica (macrografia) com base nos critérios de aceitabilidade da norma API 1104, atestou a capacidade dos processos em realizar soldas de qualidade no processo de simulação da união de dutos. Com base nos resultados das análises, foi possível definir faixas operacionais (envelopes de trabalho) para cada um dos processos estudados.*

**Palavras-Chave:** Simulador de Soldagem de Dutos por Retificação; Soldagem de Tubulações; Transferência Metálica por Curto-circuito.

MAGALHÃES, V. A. N. **Physical Simulation by Rectification of Pipe Welding with GMAW Process**. 2012. 150f. MSc. Thesis, Federal University of Uberlândia, MG, Brazil.

### ABSTRACT

The increasing demand for expansion of pipelines for the flow of many different types of fluids, requires joining processes with higher productivity. However, research in the welding of pipes to bypass the on purchasing, handling, joint preparation, quantity and size of the tubes. If was possible to weld plates instead of pipes, simulating the positions and other conditions of welding of pipes, the search process would become quite optimized. This is the proposal of Pipeline Welding Simulator by Rectification. Coupled with the ease of welding plates instead of pipes, it is proposed to also use processes with high productivity (compared to the SMAW, which is still used) in an automated way. Thus, the objective of this work is the study of the pipeline welding using GMAW and conventional sources in order to control short-circuit (derivative proceedings). This work presents the root pass welding with the use of short-circuit metal transfer (conventional and derivative). It will be evaluated beyond the necessity of weaving, three different weaving techniques to measure which is most suitable. It was also necessary to make improvements on the stand in general experimental conditions to suit the needs of existing simulation of welding of pipes. Among these improvements, a study was conducted and construction of a system for controlling speed of a DC motor. There was also a structural reinforcement in the handler that promotes the trajectory of the torch (TARTÍLOPE). There were then welds the simulator varying the welding parameters and shielding gas (Ar+25% CO<sub>2</sub> and pure CO<sub>2</sub>) for the root pass using initially the metal transfer GMAW process with short-circuit conventional, and then processes GMAW metal transfer to short-circuit controlled using commercial source RMD (Regulated Metal Deposition) manufacturer Miller, commercial source STT (Surface Tension Transfer) and manufacturer's Lincoln commercial source CMT (Cold Metal Transfer) of manufacturer Fronius. The analysis of the weld beads obtained through visual inspection and metallographic analysis (Macrography) based on the criteria of acceptability of API standard 1104, attested to the ability of processes to perform quality welds in the simulation of the union of the pipes. Based on the results of the analyzes, it was possible to set operating ranges for each of the cases studied.

**Keywords:** Pipeline Welding Simulator by Rectification; Pipe Welding; Short-circuit Metal Transfer.

## Lista de Símbolos

a.t.	Amplitude de tecimento
c.d.	Controle dinâmico
PLa	Parâmetro comprimento do arco
$I_p$	Corrente de pico
$I_b$	Corrente de base
Tout	Tail out
$\vec{F}_{em}$	Força eletromagnética
CMT	<i>Cold Metal Transfer</i>
DBCP	Distância bico de contato peça
$F_a$	Força de arraste
$F_g$	Força gravitacional
$F_v$	Força de vaporização
$F_\gamma$	Força da tensão superficial
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
Laprosolda	Centro para Pesquisa e Desenvolvimento de Processos de Soldagem
MIG/MAG	<i>Metal Inert Gas / Metal Active Gas</i>
RMD	<i>Regulated Metal Deposition</i>
STT	<i>Surface Tension Transfer</i>
$V_A$	Velocidade de alimentação do arame
$V_{A \text{ desejada}}$	Velocidade de alimentação desejada
$V_{A \text{ medida}}$	Velocidade de alimentação medida
$V_{A \text{ ajustada}}$	Velocidade de alimentação ajustada
$V_S$	Velocidade de soldagem
Freq. Tec.	Frequência de tecimento



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Representação esquemática de um arco mostrando suas três regiões e respectivas quedas de tensão com analogia a resistores em série ( $R_a$ – resistência a passagem de corrente elétrica na queda anódica; $R_p$ – resistência a passagem de corrente elétrica na região plasmática; $R_c$ – resistência a passagem de corrente elétrica na queda catódica) (Adaptado de Scotti e Ponomarev, 2008) .....	7
Figura 2. Modos naturais de transferência metálica (Vilarinho, 2007). .....	14
Figura 3. Oscilograma representativo do curto-circuito (Adaptado de (Hudson, 2004)).....	16
Figura 4. Modos de transferência em função da corrente para eletrodo ER70S-6, 1,2 mm, DBCP de 18 mm e Ar+2%CO <sub>2</sub> (Vilarinho, 2007).....	17
Figura 5. Influência da corrente de base no passe de raiz (Barbosa, 2011).....	21
Figura 6. Oscilograma de tensão e corrente do processo STT (Lincoln, 2009) .....	22
Figura 7. Representação esquemática do processo STT (Lincoln, 2009) .....	22
Figura 8. Representação esquemática do formato de onda da corrente para o processo RMD (Modificado de Miller, 2004).....	23
Figura 9. Principais fases do processo de transferência CMT (Modificado de Costa (2011)).....	25
Figura 10. Montagem Esquemática do Processo CMT robotizado. Em detalhe: (A) – “Pulmão ou Compensador de Arame”; (B) – Alimentador dianteiro (Adaptado de Fronius, 2005) .....	26
Figura 11. Bancada experimental utilizada: a) Condicionador de sinais; b) Placa de aquisição; c) Sistema para acionamento conjunto; d) Monitor de controle do TARTÍLOPE; e) Monitor do sistema de aquisição; f) Sistema de controle do SSSDR; g) SSSDR; h) Tocha; i) Suporte de fixação das chapas; j) Fonte de soldagem; k) TARTÍLOPE .....	28
Figura 12. Interface em linguagem <i>Labview</i> para aquisição de tensão e corrente .....	29
Figura 13. Caixa do sistema condicionador de sinais.....	29
Figura 14. Diagrama esquemático do disparador automático .....	30
Figura 15. Sistema para disparo em conjunto dos equipamentos .....	31
Figura 16. Descrição dos botões e conectores do gabinete controle (adaptado de UFSC 2011) .....	31
Figura 17. Trajetória tecimento triangular (UFSC, 2011).....	32
Figura 18. Gabinete de controle do SSSDR .....	32
Figura 19. Tocha presa pelo suporte original .....	33
Figura 20. Prolongador da tocha e novo apoio.....	34
Figura 21. Tocha do processo CMT.....	34
Figura 22. Suporte de fixação das chapas .....	35
Figura 23. Fontes de soldagem utilizadas, a: Miller; b: Lincoln Eletric; c: Fronius. (Adaptado de Costa (2011)).....	36
Figura 24. Desenho em CAD do SSSDR, P1: suporte da chapa; P2: suporte do trilho; P3: eixo excêntrico ; P4: base e P5: acionamento .....	36
Figura 25. Exemplificação da variação de carga no eixo do motor.....	38
Figura 26. Encoder acoplado ao eixo do motor.....	39
Figura 27. Orientação dos eixos do TARTÍLOPE V4 (UFSC, 2011).....	39
Figura 28: Falta de esquadro máximo permitido .....	41
Figura 29: Desalinhamento máximo entre tubos (Domingues, 2004). .....	42
Figura 30. Junta com chanfro em V proposta: <b>A</b> é o ângulo do bisel; <b>B</b> é o desalinhamento possível na raiz (Hi/Low); <b>C</b> é a abertura da raiz (gap); <b>D</b> é o nariz; <b>E</b> é a espessura.....	42
Figura 31. Chanfros inicialmente propostos. ....	43
Figura 32. Montagem da junta .....	44
Figura 33. Angulação da chanfradeira .....	45
Figura 34. Defeitos de soldagem (adaptado de API 1104).....	50
Figura 35. Layout da placa de controle .....	52
Figura 36. Layout da placa de alimentação do motor.....	53
Figura 37. Placa de comunicação serial .....	54

Figura 38. Função para cálculo de velocidade .....	55
Figura 39. Controle do tempo de amostragem .....	56
Figura 40. Determinação dos vetores de entrada e saída .....	57
Figura 41. Abrindo aplicativo Ident.....	58
Figura 42. Importando variáveis do Workspace .....	58
Figura 43. Visualizando os sinais de entrada e saída em função do tempo .....	59
Figura 44. Selecionando faixa de operação do sinal.....	59
Figura 45. Abrindo a janela Process models.....	60
Figura 46. Janela do Process models.....	60
Figura 47. Aproximação da função estimada com a função real .....	61
Figura 48. Exportando a função para o “Workspace” .....	61
Figura 49. Função G no “Command Window” .....	62
Figura 50. Biblioteca do Simulink.....	63
Figura 51. Diagrama de blocos .....	63
Figura 52. Parâmetros da Função.....	63
Figura 53. Janela com os parâmetros do controle .....	64
Figura 54. Finalização da planta do controlador.....	65
Figura 55. Diagrama de ligação das placas. ....	66
Figura 56. Curva de calibração do SSDR .....	68
Figura 57. Medição da variação da DBCP via relógio comparador .....	68
Figura 58. Projeto da guia de apoio para sustentação da tocha.....	69
Figura 59. Sensor laser monitorando a DBCP .....	70
Figura 60. Esquema elétrico do controle da DBCP .....	71
Figura 61. Ligação do controlador On-Off no controle manual do TARTÍLOPE.....	71
Figura 62. Simulação de deslocamento na guia de 15 x 15 mm .....	72
Figura 63. Simulação de deslocamento na guia de 30 x 30 mm .....	73
Figura 64. Comparativo entre as guias de tamanho 15 x 15 e 30 x 30 mm.....	73
Figura 65. Gráfico da variação da tensão ao longo da simulação do ciclo de soldagem .....	74
Figura 66. Relação entre $V_a$ medida e $V_a$ regulada para o gás C25.....	76
Figura 67. Relação entre $V_a$ medida e $V_a$ regulada para o gás CO <sub>2</sub> puro .....	76
Figura 68. Relação $V_a/V_s$ .....	77
Figura 69. Área da junta utilizada.....	79
Figura 70. Gás C25 sem tecimento (como escala, adotar a espessura da chapa como 8 mm) .....	80
Figura 71. Gás C25 com tecimento (como escala, adotar a espessura da chapa como 8 mm) .....	81
Figura 72. Gás CO <sub>2</sub> puro sem tecimento (como escala, adotar a espessura da chapa 8 mm) .....	81
Figura 73. Gás CO <sub>2</sub> puro com tecimento (como escala, adotar a espessura da chapa 8 mm) .....	82
Figura 74. Relação vetorial entre as velocidades de deslocamento longitudinal ( $V_{sold}$ ) e de oscilação ( $V_{osc}$ ), resultando na velocidade transversal ( $V_{tr}$ ) com que a tocha se desloca de um lado para o outro na junta (Scotti e Fratari, 2012) .....	83
Figura 75. Esquema de um perfil de tecimento apresentando os parâmetros principais, tempo de parada lateral ( $t_{pl}$ ), amplitude de oscilação ( $A$ ), período ( $T$ ) e frequência ( $f$ ) de oscilação (Scotti e Fratari, 2012) .....	83
Figura 76. Macros do comparativo de tecimento (como escala, espessura da chapa 8 mm).....	86
Figura 77. Oscilograma para Arc Control = 25 e Trim variando de 100 a 0.....	90
Figura 78. Oscilograma para Trim = 50 e Arc Control variando de 50 a 0.....	91
Figura 79. Oscilograma para $I_p = 300$ A e $T_{out} = 5$ e $I_b$ variando de 40 a 120.....	93
Figura 80. Oscilograma para $I_b = 80$ A e $T_{out} = 5$ e $I_p$ variando de 260 a 340.....	94
Figura 81. Oscilograma para $I_b = 80$ A e $I_p = 300$ A e $T_{out}$ variando de 0 a 10 .....	94
Figura 82. Oscilograma para c.d. = 0 e $-30 < PLa < +30$ .....	96
Figura 83. Oscilograma para $PLa = 0$ e $-5 < c.d. < +5$ .....	97

Figura 84. Teste 3 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm) .....	100
Figura 85. Teste 7 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm) .....	101
Figura 86. Teste 9 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm) .....	102
Figura 87. Teste 14 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm) .....	103
Figura 88. Teste 15 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm) .....	103
Figura 89. Teste 18 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm) .....	104
Figura 90. Teste 19 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm) .....	105
Figura 91. Teste 20 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm) .....	105
Figura 92. Teste 25 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm) .....	106
Figura 93. Teste 30 (face e raiz) .....	107
Figura 94. Teste 31 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm) .....	107
Figura 95. Macrografia dos ensaios finais para o processo GMAW convencional (como escala, adotar a espessura da chapa como 8 mm) .....	110
Figura 96. Envelope operacional final para o processo GMAW convencional .....	112
Figura 97. Macrografia dos ensaios finais para o processo RMD (como escala, adotar a espessura da chapa como 8 mm) .....	117
Figura 98. Envelope operacional final para o processo RMD .....	118
Figura 99. Macrografia dos ensaios finais para o processo STT (como escala, adotar a espessura da chapa como 8 mm) .....	123
Figura 100. Envelope operacional final para o processo STT .....	124
Figura 101. Macrografia dos ensaios finais para o processo CMT (como escala, adotar a espessura da chapa como 8mm) .....	129
Figura 102. Envelope operacional final para o processo CMT .....	130

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Planejamento experimental proposto para GMAW convencional. ....	47
Tabela 2. Valores obtidos via calibração para o SDR ..... 67	67
Tabela 3. Área de Seção de solda para chanfro em V ..... 79	79
Tabela 4. Tabela para determinação da velocidade de soldagem..... 79	79
Tabela 5. Testes com gap de 1 mm e ângulo de 15° ..... 87	87
Tabela 6. Variação da relação $V_a/V_s$ ..... 88	88
Tabela 7. Valores de tensão e corrente para a variação dos parâmetros do RMD..... 91	91
Tabela 8. Tensão e corrente para testes com variação dos parâmetros da STT..... 93	93
Tabela 9. Aquisição para c.d. = 0 e $-30 < PLa < +30$ ..... 95	95
Tabela 10. Aquisição para $PLa = 0$ e $-5 < c.d. < +5$ ..... 96	96
Tabela 11. Planejamento experimental para o gás C25..... 98	98
Tabela 12. Planejamento experimental para o gás CO <sub>2</sub> puro..... 99	99
Tabela 13. Resumo das características encontradas para o processo GMAW convencional ..... 108	108
Tabela 14. Ensaios finais para o RMD com o gás CO <sub>2</sub> puro ..... 112	112
Tabela 15. Ensaios finais para o RMD com o gás C25 ..... 113	113
Tabela 16. Resumo das características encontradas para o processo RMD ..... 116	116
Tabela 17. Ensaios finais para o STT com o gás CO <sub>2</sub> puro ..... 118	118
Tabela 18. Ensaios finais para o STT com o gás C25..... 119	119
Tabela 19. Resumo das características encontradas para o processo STT ..... 122	122
Tabela 20. Ensaios finais para o CMT com o gás C25..... 124	124
Tabela 21. Ensaios finais para o CMT com o gás CO <sub>2</sub> puro ..... 125	125
Tabela 22. Resumo das características encontradas para o processo CMT ..... 128	128

# SUMÁRIO

INTRODUÇÃO .....	1
REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	6
2.1 O Arco Voltaico.....	6
2.2 Transferência Metálica .....	7
2.2.1 Modelo do Equilíbrio de Forças Estáticas .....	8
2.2.2 Teoria da Instabilidade de Pinch.....	12
2.2.3 Modos de Transferência Metálica .....	13
2.3 Processos Derivativos .....	20
METODOLOGIA EXPERIMENTAL.....	27
3.1 Bancada Experimental.....	28
3.1.1 Sistema de aquisição dos parâmetros de soldagem .....	29
3.1.2 Sistema para acionamento conjunto de equipamentos da bancada .....	30
3.1.3 Monitor de controle do TARTÍLOPE V4 .....	31
3.1.4 Sistema de controle do SSDR .....	32
3.1.5 Tocha .....	33
3.1.6 Suporte de fixação das chapas.....	35
3.1.7 Fontes de Soldagem.....	35
3.2 Melhorias no Simulador de Soldagem de Dutos por Retificação (SSDR).....	35
3.3 Melhorias no TARTÍLOPE V4 .....	39
3.4 Definição e fabricação dos Chanfros com montagem da junta .....	40
3.5 Realização de testes preliminares para determinar a influência de parâmetros para cada processo.....	45
3.6 Ensaio finais .....	46
3.7 Análise visual para avaliar a qualidade superficial dos cordões .....	48
3.8 Análise metalográfica .....	50
MELHORIAS NA BANCADA EXPERIMENTAL .....	51
4.1 Melhorias no SSDR .....	51
4.1.1 Montagem do Hardware .....	51
4.1.2 Desenvolvimento do software .....	54
4.1.3 Avaliação no Matlab .....	56
4.1.4 Montagem e calibração .....	66
4.2 Melhorias no TARTÍLOPE V4 .....	68
4.2.1 Projeto de uma guia de apoio para sustentação da tocha .....	69
4.2.2 Controle da DBCP através da leitura de um sensor laser .....	69
4.2.3 Troca da guia de sustentação.....	72
4.2.4 Verificação da constância da DBCP .....	74
4.3 Calibração da velocidade de alimentação da fonte CMT .....	75
TESTES PRELIMINARES .....	77
5.1 Análise da relação $V_a/V_s$ .....	77
5.2 Avaliação do uso ou não do tecimento .....	80
5.3 Definição da técnica de tecimento .....	82
5.4 Definição de faixa operacional.....	87
5.4.1 GMAW Curto Circuito Convencional .....	87
5.4.2 Processo RMD .....	89
5.4.3 Processo STT .....	92
5.4.4 Processo CMT .....	95
ENSAIOS FINAIS E DISCUSSÃO .....	98
6.1. GMAW convencional.....	98
6.1.1 Realização dos ensaios .....	99
6.1.2 Análise macrográfica dos cordões.....	109
6.1.3 Envelope de trabalho final para o GMAW convencional .....	111

6.2. RMD.....	112
6.2.1 Realização dos ensaios .....	113
6.2.2 Análise macrográfica dos cordões.....	116
6.2.3 Envelope de trabalho final para o RMD .....	118
2.4 6.3 STT.....	118
6.3.1 Realização dos ensaios .....	119
6.3.2 Análise macrográfica dos cordões.....	123
6.3.3 Envelope de trabalho final para o STT .....	124
2.5 6.4 CMT.....	124
6.4.1 Realização dos ensaios .....	125
6.4.2 Análise macrográfica dos cordões.....	128
6.4.3 Envelope de trabalho final para o CMT .....	129
CONCLUSÕES .....	131
TRABALHOS FUTUROS.....	133
REFERÊNCIAS .....	134

# CAPÍTULO I

## INTRODUÇÃO

A utilização de dutos terrestres e marítimos é considerada a forma mais econômica e confiável de transporte de combustíveis, sendo que no Brasil, um país continental, a construção de dutos é uma necessidade socioeconômica, face à expansão dos centros industriais, no transporte da área de óleo e gás além de água, resíduos e minérios (Abs, 2006).

Muito embora o escoamento de petróleo e derivados entre as fontes de produção, refinarias e centros de consumo possa ser realizado através de navios e caminhões tanque, os oleodutos, gasodutos e polidutos são geralmente o meio mais econômico para transportar grandes volumes de petróleo, derivados e gás natural por grandes distâncias (Abreu e Martinez, 2003).

No ano de 2007, a infraestrutura dutoviária Brasileira era composta de 526 dutos destinados à movimentação de petróleo, derivados, gás natural e outros produtos. Esses dutos somaram 16 mil km de extensão, divididos em 10,7 mil km para transporte e 5,2 mil km para transferência. Com extensão de 8,1 mil km, 87 dutos destinavam-se à movimentação de gás natural; 372 dutos, com extensão de 5,8 mil km, à movimentação de derivados; 30 dutos, com extensão de 2 mil km, à movimentação de petróleo; e os 76 km restantes, compostos por 37 dutos, destinaram-se à movimentação dos demais produtos, tais como álcool, solventes e outros de menor importância (Anp, 2008).

Entretanto, em 2010 a extensão de dutos já passou para 19.331 km (Anp, 2011). Isso demonstra claramente que a demanda na produção de petróleo implica na ampliação da malha dutoviária e conseqüentemente na melhoria da tecnologia e da qualificação da mão de obra empregada.

Embora para algumas aplicações os tubos possam ser de Polietileno Extrudado de Alta Densidade-PEAD, muito usado pelas companhias de gás (Congás, SCgás, Copagás, etc) (Fbts, 2007), para o transporte de produtos de maiores volumes e densidades é feito em aço. Aços estes de alta resistência conhecidos como aços API (*American Petroleum Institute*) e que podem ou não ser classificados como ARBL (*Alta Resistência e Baixa Liga*). Independentemente da aplicação dos dutos, “*onshore ou offshore*” (Abs, 2006),

os tubos que o compõe precisam ser unidos (soldados) de alguma maneira. Por poderem ser de soldabilidade variadas, dadas as diferentes durezas e composições químicas, a soldagem deste tipo de estrutura tem sido conduzida utilizando-se o processo GMAW (*Gas Metal Arc Welding*) ou MIG/MAG (*Metal Inert Gas/Metal Active Gas*), mais recentemente automatizado, mas ainda na sua versão convencional, ou seja, sem o uso de processos derivativos, sendo assim no cenário internacional.

O principal processo de soldagem ainda usado na soldagem de tubulações no Brasil é a soldagem manual com eletrodos revestidos. Existem diversos motivos para esta escolha que apesar de produzir bons resultados, apresenta baixa produtividade. A primeira até é bem óbvia: o eletrodo revestido foi o primeiro consumível inventado para a soldagem ao arco elétrico. Entretanto, na constante busca por redução de custo e maior produtividade, vários construtores têm optado por processos de soldagem semiautomáticos. Com o desenvolvimento da soldagem com utilização de CO<sub>2</sub> como gás de proteção na antiga União Soviética em 1950, abriu-se o caminho para a soldagem semiautomática de tubulações. O primeiro gasoduto de longa distância soldado por este processo foi construído nos Estados Unidos em 1961 (Fortes e Domingues, 2004).

Por décadas, as maiores empreiteiras especializadas na construção de tubulações no âmbito mundial adotaram sistemas automáticos de soldagem, tendo sido sua opção imediatamente recompensada. As principais razões para a mudança são:

- Aumento de produtividade
- Menores custos da soldagem
- Melhor aproveitamento da mão de obra
- Treinamento de operadores (soldadores) em poucas semanas
- Menor percentual de reparos
- Reprodutibilidade perfeita de uma junta de teste

Além disso, os operadores, mesmo se recrutados entre soldadores sem muita experiência, podem ser treinados em cinco semanas. O número de profissionais envolvidos com as atividades de soldagem pode ser reduzido em 30% (a necessidade de escovamento e lixamento é menor). O ciclo de trabalho é bem maior. Os tempos mortos são reduzidos a um mínimo (Fortes e Domingues, 2004).

Seguindo esta tendência por processos semiautomáticos, a substituição de materiais de menor resistência mecânica por materiais de melhores propriedades a serem utilizados em construções do tipo tubulação, desde o início dos anos 70, têm reduzido significativamente os custos através do desenvolvimento e implementação da soldagem GMAW mecanizada, como processo principal de soldagem. Na literatura são encontrados, de longa data, relatos de aplicações da mecanização da soldagem na construção de linhas



“offshore”, pela Noruega (Jones, Kiltau *et al.*, 1978), e “inshore” no México (Doughty e Wogoman, 1979), na Arábia Saudita (Ellis, 1978), no Canadá (Dorling, Loyer *et al.*, 1992) e nos Estados Unidos (Beeson, 1999; Johnsen, 1999).

Para exemplificar a diferença entre a soldagem com os eletrodos revestidos e a soldagem GMAW conduzida de forma automatizada, esta última pode apresentar um fator de trabalho (relação entre o tempo de arco aberto pelo tempo de trabalho) de até 80% contra 36% do eletrodo revestido. Com isso, a taxa de deposição deste último processo citado alcança patamares de até 3,6 kg/hr, contra 1,36 kg/hr do eletrodo revestido. Como a taxa de eficiência é maior, a eficiência de deposição também é maior (90% contra 65%), o que leva a uma redução de custos de soldagem (21 euros contra 113 euros) (Esab, 2003). Além disso, a utilização do GMAW mecanizado leva a uma maior resistência da junta, o que é fundamental na soldagem de aços ARBL (Yapp e Blackman, 2004)

Outro aspecto importante do aumento da produção ao se migrar para o GMAW automatizado refere-se à redução dos custos com o aluguel de navios com instalações de J-lay, que pode alcançar de US\$ 100.000,00 a US\$ 200.000,00 por dia. Assim, uma redução de 1 ou 2 dias no processo de soldagem leva a uma economia gigantesca na construção de tubulações em águas ultraprofundas.

Nesta última década, a tecnologia da soldagem, definida como processo especial pela ISO 9000, passa por uma revolução. Fontes modernas com possibilidade de gerar qualquer formato de onda, interfaceamento diverso e monitoramento à distância são uma realidade (Machado, Mota *et al.*, 2011). Estas fontes são utilizadas em processos modernos e inovativos, como os processos derivativos, que demandam um grande número de parâmetros interdependentes a serem ajustados e que são uma resposta à necessidade contínua do aumento da produtividade e desenvolvimento de novos materiais. Soma-se a isto, a necessidade do conhecimento do Engenheiro de várias normas técnicas no contexto da ISO 3834 para se avaliar o desenvolvimento da tecnologia da soldagem com ensaios normatizados.

Ainda que bastante limitado, o sucesso já obtido por empresas nacionais (Petrobrás, p.ex.) nesse tipo de soldagem serve de motivação. Assim como a soldagem GMAW ainda enfrenta resistência ao seu uso no Brasil, na soldagem com processos derivativos do GMAW não será diferente. Entretanto é importante salientar que para continuar crescendo e produzindo cada vez mais é necessário empregar cada vez mais tecnologia. Não basta simplesmente importar equipamentos e tecnologia para se obter sucesso. Um exemplo disso é a construção do Gasbol (Gasoduto Bolívia-Brasil), onde foram utilizados sistemas mecanizados para a soldagem e a inspeção das juntas, sendo que a utilização desta tecnologia envolveu a compra de equipamentos e treinamento no exterior e para muitas

empresas os resultados obtidos foram aquém do esperado, o que levou a questionamentos acerca da técnica de soldagem mecanizada. Entretanto não se deve deixar o fantasma da soldagem mecanizada (por processos mecanizáveis) que assombra as empreiteiras impedir o crescimento e o desenvolvimento de novas tecnologias. O comodismo devido à facilidade atual do processo do eletrodo revestido logo será deixado de lado, devido a crescente demanda por produtividade, qualidade e também pela demanda de novos processos mais adequados a soldagem dos novos materiais que vão surgindo.

Na década de 80, não havia tecnologia disponível para explorar poços de petróleo a mais de 500 m de profundidade. A descoberta dos campos em águas profundas, na Bacia de Campos, colocou a Petrobrás em uma situação de grande desenvolvimento tecnológico. Estima-se que a pela exploração do pré-sal só se inicie nos próximos 10 anos, isto devido à necessidade de grandes investimentos aliados ao desenvolvimento de novas tecnologias.

Dado este grande crescimento, novas abordagens de soldagem foram introduzidas nos últimos 10 anos, utilizando novos sistemas de controle de forma de onda: as fontes de alimentação atuais são capazes de gerar e manter com mais exatidão e precisão estes novos formatos, com melhoria substancial no controle do arco. Na verdade, a nova geração de fontes de alimentação fornece um controle mais preciso da transferência de metal com grandes benefícios para a estabilidade do arco (Pépe, 2010).

Desta forma, o objetivo deste trabalho é o estudo da soldagem de dutos pelo processo GMAW utilizando fontes em modo convencional e com controle de curto-circuito (processo derivativo). Neste trabalho será apresentada a soldagem do passe de raiz com uso de transferência metálica por curto-circuito (convencional e derivativo). Dado o alto custo e dificuldades em se trabalhar com tubos (custo e disponibilidade de material e preparação do chanfro e necessidade de sistemas de fixação dos tubos para execução de soldagem), neste trabalho será utilizada a simulação física da soldagem através de um Simulador de Soldagem de Dutos por Retificação (SSDR). Ou seja, serão utilizadas chapas que representam o comprimento retificado da circunferência do tubo em meia cana, e ao mesmo tempo em que a tocha de soldagem se desloca sobre esta chapa, todo o conjunto é rotacionado, simulando a soldagem de um tubo.

Para se atingir este objetivo geral, têm-se os seguintes objetivos específicos:

- Realizar melhorias no SSDR atual do grupo Laprosolda e na bancada experimental de forma geral para adequar às condições paramétricas às necessidades da soldagem de tubos;
- Realizar soldagens no simulador variando-se os parâmetros de soldagem e gás de proteção (Ar+25%CO<sub>2</sub> e CO<sub>2</sub> puro) para o passe de raiz utilizando-se processo GMAW com transferência metálica por curto-circuito convencional;

- Realizar soldagens no simulador variando-se os parâmetros de soldagem e gás de proteção (Ar+25%CO<sub>2</sub> e CO<sub>2</sub> puro) para o passe de raiz com processo GMAW com transferência metálica por curto-circuito controlado utilizando-se fonte comercial RMD (*Regulated Metal Deposition*) do fabricante Miller, fonte comercial STT (*Surface Tension Transfer*) do fabricante Lincoln e fonte comercial CMT (*Cold Metal Transfer*) do fabricante Fronius<sup>1</sup>;
- Analisar os cordões de solda obtidos através de inspeção visual e análise metalográfica (macrografia) com base nos critérios de aceitabilidade da norma API 1104;
- Com base nos resultados das análises, definir faixas operacionais (envelopes de trabalho) para cada um dos processos estudados.

---

<sup>1</sup> Destaca-se que neste trabalho para maior facilidade de comunicação escrita, a nomenclatura "Processo GMAW com transferência metálica por curto-circuito controlado utilizando-se fonte comercial RMD/STT/CMT do fabricante Miller/Lincoln/Fronius" será resumida na forma "Processo RMD/STT/CMT". Deve-se lembrar de que a primeira nomenclatura é aquela tecnicamente correta, mas para simplificação escrita, a segunda será adotada.

# CAPÍTULO II

## REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este trabalho aborda o estudo de soldagem de dutos pelo processo GMAW utilizando fontes com controle de curto-circuito. Neste sentido é fundamental uma base sólida para compreender os processos e a metodologia que serão aqui abordados. Nesta revisão serão abordados os princípios fundamentais da soldagem associados aos processos de soldagem GMAW curto-circuito convencional e controlado.

### 2.1 O Arco Voltaico

Entre a ponta de um eletrodo para soldagem e o metal de base, existe uma região denominada de plasmática, por onde passa uma grande quantidade de corrente, produzindo uma alta intensidade de calor e luz. A essa região se dá o nome de arco voltaico (Scotti e Ponomarev, 2008). Quando um arco voltaico é formado entre um eletrodo (consumível ou não) e o material a ser soldado, este é denominado arco de soldagem.

Na soldagem GMAW, a união de dois metais por meio da fusão é possível devido a concentração da fonte de calor oriunda do arco voltaico, sobre a região a ser soldada. O processo GMAW é um processo a arco com proteção gasosa. Ou seja, circundando o arco de soldagem como um escudo de proteção há um gás. Entretanto é sabido que o gás é mal condutor elétrico em condições normais, entretanto sob baixas pressões, altas temperaturas, ou submetido a um campo elétrico de alta intensidade, este pode se ionizar passando ao quarto estado da matéria: o plasma (Gladkov, 1973). A condutividade elétrica do plasma, no entanto, é normalmente muito alta.

O arco elétrico é dividido em três regiões (Figura 1), a saber: zona de queda catódica, coluna de plasma e zona de queda anódica. Não existe uma transição clara e definida entre estas regiões, entretanto em termos de volume, o arco é quase que totalmente constituído pela coluna de plasma. Pode-se fazer uma analogia em relação à queda de tensão nas regiões, com um circuito de resistências em série, embora o arco não obedeça a Lei de Ohm. No arco com eletrodo consumível GMAW, por exemplo, a queda de

tensão catódica é maior que a queda anódica: 5 a 20 V e 2 a 8 V, respectivamente (Scotti e Ponomarev, 2008).

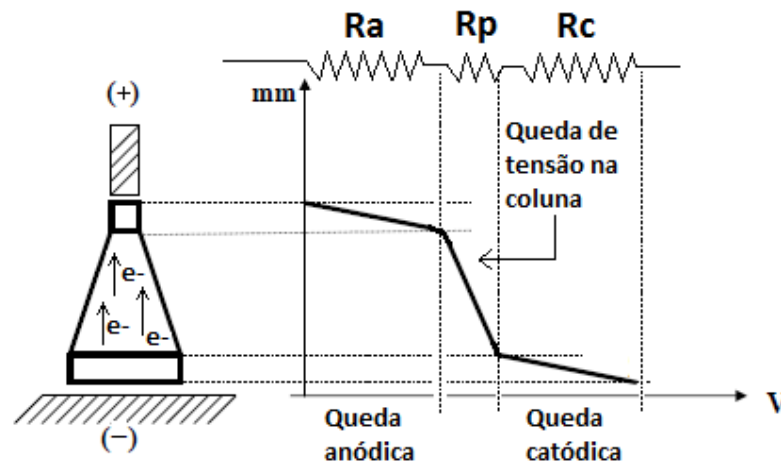


Figura 1. Representação esquemática de um arco mostrando suas três regiões e respectivas quedas de tensão com analogia a resistores em série ( $R_a$  – resistência a passagem de corrente elétrica na queda anódica;  $R_p$  – resistência a passagem de corrente elétrica na região plasmática;  $R_c$  – resistência a passagem de corrente elétrica na queda catódica) (Adaptado de Scotti e Ponomarev, 2008)

Como se pode observar na Figura 1, os elétrons passam ao eletrodo positivo (ânodo) liberando seu calor o que somado ao calor por condução e convecção da coluna plasmática faz com que o calor de aporte por Ampère do arco seja maior próximo ao eletrodo (Lancaster, 1974). Entretanto, a região mais quente do arco é no centro da coluna plasmática, onde a temperatura atinge valores entre 6000k e 20000k (Lancaster, 1984).

O funcionamento do arco elétrico é de suma importância para o processo de soldagem a arco visto que as forças que são geradas no arco são as principais responsáveis pelo modo como se dá a transferência do metal até a poça de fusão.

## 2.2 Transferência Metálica

A importância do controle da transferência metálica tem um efeito grande sobre o aporte térmico ao material de base, o grau de penetração, a estabilidade da poça de fusão e a eficiência de deposição (redução de perda de material por respingos) (Lancaster, 1974).

Um dos principais fatores que influencia a obtenção de uma solda de boa qualidade é a forma como o material é transferido desde o eletrodo (material de adição) até a poça de solda, ou seja, o modo da transferência metálica. Características como a estabilidade do processo nas várias posições, nível de respingo, molhabilidade do metal de base, aspectos geométricos e superficiais do cordão estão diretamente relacionadas com o tipo de transferência metálica. Diversos modos de transferência metálica podem ser observados nos diferentes processos de soldagem, sendo associados a diversos fatores, tais como

parâmetros elétricos (tensão, tipo e polaridade da corrente), materiais, gases, Distância Bico de Contato Peça (DBCP), características específicas da fonte de potência, etc (Vilarinho, 2007).

Desde o momento em que começa a crescer, a gota sofre a atuação de diversas forças que podem contribuir ou não ao seu destacamento. A gota será transferida caso o somatório das forças favoráveis supere o somatório das forças contrárias ao destacamento da gota, na ponta do eletrodo. Este modelo proposto a explicar o modo de transferência metálica se denomina Equilíbrio de Forças Estáticas (Item 2.2.1). Contudo, outros modelos tentam explicar o comportamento do metal ao ser transferido à poça de fusão. Para correntes elevadas, o modelo conhecido como Instabilidade de Pinch (Item 2.2.2), representa melhor o fenômeno da transferência metálica como ele realmente ocorre. Modelos atuais mais complexos como o Volume-of-Fluid e Lattice-Boltzmann têm conseguido obter resultados satisfatórios em toda a faixa de trabalho (Vilarinho, 2002).

### **2.2.1 Modelo do Equilíbrio de Forças Estáticas**

A teoria do balanço das forças estáticas foi introduzida primeiramente em 1960 e dizia-se que o destacamento da gota ocorre quando as forças de destacamento são maiores que as de retenção (Greene, 1960). As forças consideradas nesse modelo foram a devido a tensão superficial, gravitacional, eletromagnética e de arrasto do gás de plasma. Nesta abordagem, enquanto a tensão superficial funciona como uma retenção, as outras interações são responsáveis pelo destacamento. Amson (1962) acrescentou que a energia cinética associada com o metal líquido é promovida por forças magnéticas, que ele chamou de “magneto-kinetic”. Esse autor quantificou as diferentes forças atuando sobre o descolamento de gotículas e concluiu que o gás de plasma associado ao arrasto e juntamente com a “magneto-cinética” desempenham um papel importante no mecanismo de destacamento considerando toda a faixa de corrente analisada (a partir de 147 A até 243 A). De acordo com este autor, a força gravitacional parece ter menor impacto (Amson, 1962).

Waszink e Graat (1983) mediram o tamanho da gota de metal líquido, considerando o efeito eletromagnético, gravitacional e forças de arrasto de gás plasma. Os resultados obtidos demonstraram que em correntes muito baixas, a força de arrasto do plasma é a que tem o efeito mais importante sobre o destacamento, enquanto em correntes onde a transferência globular foi identificada a força eletromagnética foi dominante. Estes mesmos autores também apontam que este modelo não se aplica ao mecanismo de transferência spray. Além disso, esta teoria falhou ao considerar um equilíbrio na direção axial apenas,

que não incluem o Efeito Pinch (Item 2.2.2) radial no destacamento da gota (Waszink e Graat, 1983).

No modelo conhecido como Equilíbrio de Forças Estáticas, pode-se enumerar as forças devido a: gravidade, tensão superficial, campo magnético, arraste e reação por vaporização.

### 2.2.1.1 Força Gravitacional

A força gravitacional é dependente da massa e por isso varia de acordo com a densidade e dimensão da gota. A sua intensidade é maior à medida que a massa e consequentemente o volume da gota aumentam. Assumindo a gota como tendo um formato esférico, a força gravitacional pode ser quantificada como mostrado na Equação 1.

$$F_g = \frac{\pi}{6} \cdot d_g^3 \cdot \rho \cdot g \quad (1)$$

Onde:

$d$  = diâmetro da gota.

$g$  = aceleração da gravidade.

$\rho$  = densidade do metal de adição.

Importante é ressaltar que a força gravitacional pode auxiliar ou não o destacamento da gota, o que irá depender da posição de soldagem. Quando a solda é realizada na posição plana (eletrodo a 0°) a força da gravidade auxiliará no destacamento da gota. Até o momento que o eletrodo forma 90° com a superfície soldada, esta força tende a favorecer o destacamento da gota. A partir deste ângulo até a posição sobrecabeça (180°), esta força age contra o destacamento da gota.

### 2.2.1.2 Força devido à Tensão Superficial

A força devido à tensão superficial é uma força que normalmente atua no sentido contrário ao destacamento da gota. Isto se deve a um efeito físico que ocorre na camada superficial de um líquido que leva a sua superfície a se comportar como uma membrana elástica. As moléculas situadas no interior de um líquido são atraídas em todas as direções pelas moléculas vizinhas, por isso, a resultante das forças que atuam sobre cada molécula é praticamente nula. As moléculas da superfície do líquido, entretanto, sofrem apenas atração lateral e inferior. Esta força para o lado e para baixo cria a tensão na superfície, que faz a

mesma comportar-se como uma película elástica. Neste sentido, a gota na ponta do eletrodo tenderia a se tornar cada vez mais volumosa em virtude da força devido à tensão superficial reter a gota na ponta do eletrodo, dificultando sua transferência. Entretanto isto não ocorre devido a existência de outras forças favoráveis ao destacamento da gota, como a força devido a gravidade que cresce na proporção do diâmetro ao cubo, como visto na Equação 2 (Kim e Eagar, 1993). Embora normalmente atue no sentido contrário ao do destacamento da gota, a força devido à tensão superficial pode atuar favoravelmente no processo de destacamento. Este fato pode ser verificado no caso em que a gota toca a poça de fusão e a força devido à tensão superficial arranca a gota para dentro da poça, ou seja, enquanto não houver contato gota/poça, a força devido à tensão superficial é contrária à transferência, mas passa a favorecê-la quando há o contato (Scotti e Ponomarev, 2008).

$$F_{\gamma} = 2.\pi.r.\gamma \quad (2)$$

Onde:

r = raio do eletrodo.

$\gamma$  = Tensão Superficial.

### 2.2.1.3 Força de Arraste

O jato de plasma quando colide com a gota impulsiona-a para a poça. Dessa maneira, uma força de arraste é originada e “arrasta” a gota para a poça contribuindo para seu destacamento. A força de arraste é dependente do tamanho, geometria (formato esferoidal), além da densidade e velocidade do jato de plasma e pode ser estimada (Motta, 2002) ao se considerar uma esfera imersa em um líquido:

$$F_a = \frac{\pi.V^2.d.r_g^2.C}{2} \quad (3)$$

Onde:

V = velocidade do jato de plasma.

d = densidade do gás.

$r_g$  = raio da gota.

C = coeficiente de arraste.



#### 2.2.1.4 Força devido à Reação por Vaporização

Quando se trabalha com correntes muito elevadas, gases com baixa capacidade de troca de calor ou mesmo com eletrodo em polaridade negativa, a força de reação devido a vaporização dos componentes do metal de adição (arame) é intensificada. É importante salientar que essa força que não só dificulta o destacamento da gota, como também pode desviá-la de sua trajetória normal, somente age antes do destacamento da gota.

#### 2.2.1.5 Força Eletromagnética

Ao redor de um fio condutor de corrente passa um campo eletromagnético, ou seja, cargas elétricas em movimento criam um campo eletromagnético. Pela terceira lei de Newton, pode-se esperar que a ação contrária seja também verdadeira: um campo magnético de um ímã exerça uma força em um condutor conduzindo corrente. Assim, estando as cargas elétricas em movimento e inseridas em um campo magnético, há uma interação entre esse campo e o campo originado pelas cargas em movimento. Esta interação manifesta-se por forças que agem no fluxo das cargas elétricas e são denominadas de Forças Eletromagnéticas.

Esta força age na direção perpendicular as linhas de força do campo magnético. Sendo este campo perpendicular ao eixo de direção da corrente, se o sentido da corrente for invertido, a direção da força continua a mesma, entretanto há uma inversão no sentido da força exercida sobre o condutor (Mussoi, 2007).

A força eletromagnética pode ser desconsiderada para o caso do metal sólido. Contudo, para a gota que está se formando essa força é bastante considerável e age no sentido de comprimi-la, visto que a força tem ação radial e voltada da superfície para o interior do arame no caso do arame conectado ao polo positivo. Segundo Scotti e Ponomarev (2008), a pressão devido a Força de Lorentz, como é conhecida a força eletromagnética, pode ser quantificada como:

$$P_{fem} = \frac{\mu \cdot I^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot R^2} \cdot \left( 1 - \frac{r^2}{R^2} \right) \quad (4)$$

Onde:

$P_{fem}$  = Pressão devido à força eletromagnética.

$\mu$  = Permeabilidade Magnética do meio.

$I$  = Corrente.

$R$  = Raio do condutor.

$r$  = Distância do ponto medido até o centro do condutor.

A pressão devido à força eletromagnética é dependente do raio do condutor (eletrodo) e da distância do ponto em que se está medindo até o centro do condutor. Com isto, à medida que se aumenta o diâmetro do eletrodo, diminui-se a pressão, ao passo que na posição do centro do eletrodo ( $r = 0$ ) a pressão é máxima.

A pressão devido à força eletromagnética pode tanto favorecer como desfavorecer o destacamento e formação da gota dependendo da intensidade de corrente. Para altas correntes, o raio de acoplamento do arco com a gota cresce até superar, em um determinado ponto, o valor do raio do arame-eletrodo. Nesta situação a força age favoravelmente ao destacamento da gota. Entretanto, se a corrente for baixa a maior pressão se dá na parte de baixo da poça dada ao fato da gota formada ser menor e possuir uma área de seção transversal menor que a do eletrodo. Com isso, a pressão sob a gota é maior que na interface arame sólido/gota. Esta maior pressão sob a gota proporciona uma maior sustentação a ela, dificultando seu destacamento.

### **2.2.2 Teoria da Instabilidade de Pinch**

É evidente que analisar a influência das forças separadamente acaba por impedir o que ocorre na realidade. As forças interagem entre si e para o destacamento da gota é necessário que o somatório de forças favoráveis supere o somatório das forças desfavoráveis. No momento em que a gota atinge seu diâmetro crítico, as forças favoráveis ao destacamento impulsionam a gota em direção à poça. Com isso, ocorre uma diminuição da área de acoplamento gota/arame sólido, fato denominado como “empescoçamento”. Como há uma redução da seção transversal e conseqüentemente do raio da seção, a pressão devido a força eletromagnética nessa região cresce abruptamente fazendo com que a gota seja impulsionada em direção a poça. Este efeito é conhecido como “Efeito Pinch” devido a semelhança com um arremesso (Scotti e Ponomarev, 2008). Este efeito sempre favorece o destacamento da gota.

Como foi dito, com o aumento da corrente, a pressão devido a força eletromagnética eleva-se na interface arame sólido/gota. Assim a força eletromagnética passa a favorecer o destacamento. No entanto, ocorre uma diminuição do tempo de formação da gota até o destacamento o que acarreta em um aumento da frequência de transferência e uma redução do volume da gota. Acompanhado de gradativos aumentos da corrente, o destacamento da gota ocorre quando esta ainda não teve tempo para crescer (aumentar de

volume). Esta corrente na qual ocorre esta transição do modo de transferência em baixa frequência com gotas maiores para alta frequência com gotas menores é denominada corrente de transição. A Teoria da Instabilidade de Pinch é atualmente a mais aceita para explicar o modo com se dá a transferência metálica para correntes elevadas. Entenda-se correntes elevadas, aquelas acima da corrente de transição. Acima dessa corrente, o metal líquido que antes assumia um formato de gota esférica agora assume um formato de um cilindro alongado. Sobre esse metal líquido as forças devido à gravidade, ao arraste e a vaporização passam a ser desprezíveis, tamanha a desordem e instabilidade da transferência.

A força devido à tensão superficial age de forma a tentar segurar o metal líquido auxiliando na manutenção do formato cilíndrico. Contudo, após aparecer uma pequena constrição (redução de uma seção transversal do cilindro), o Efeito Pinch favorece uma constrição ainda maior. No momento em que o Efeito Pinch supera a força devido a tensão superficial, a parcela do metal líquido abaixo da constrição se rompe. Logo acima do metal destacado, outra gota já está em vias de ser destacada.

### **2.2.3 Modos de Transferência Metálica**

Existem dois tipos fundamentais de transferência metálica no processo GMAW: natural e controlado. Os modos naturais ainda se subdividem em transferência por curto-circuito e por voo livre. No primeiro, há o contato da gota com a poça antes de seu destacamento enquanto que no segundo a gota se destaca antes de tocar a poça.

Os modos naturais de transferência metálica de uma forma geral apresentam limitações quando se requer a otimização de características operacionais (por exemplo, soldar chapas finas ou fora da posição plana sem grande incidência de respingos). Estas demandas datam do início do processo GMAW, mas a solução só foi possível com o advento de equipamentos mais modernos, que passaram a permitir controlar a transferência metálica. Assim surgiram os chamados modos controlados de transferência metálica, que são nada mais do que os modos naturais obtidos de uma forma proposital e dominada, seja através da programação de alterações de parâmetros ou de auto-regulagem via monitoramento de uma das variáveis (Scotti e Ponomarev, 2008).

A Figura 2 representa os modos naturais de transferência de acordo com a classificação do IIW (*International Institute of Welding*) (Vilarinho, 2007).

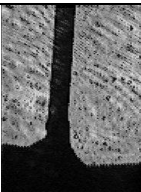
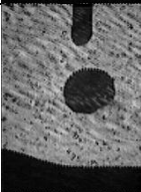
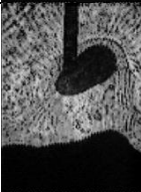
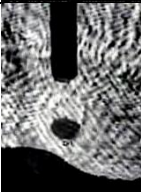

Proposta de classificação pelo IIW			Tipo fundamental	Figura
Fundamental	Variante			
A	Curto-circuito	Curto-circuito	Natural	
		Curto-circuito controlado	Controlado	
B	Globular	Globular em gotas	Natural	
		Globular repelida	Natural	
C	Pulsada projetada	Pulsada	Controlado	
D	Goticular (spray)	Goticular	Natural	
		Elongamento (streaming)	Natural	
		Explosiva	Natural	
E	Rotacional	Rotacional	Natural	

Figura 2. Modos naturais de transferência metálica (Vilarinho, 2007).

### **2.2.3.1 Modos de Transferência Natural**

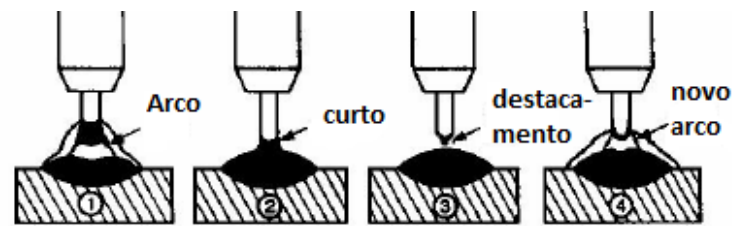
Dentro da temática deste trabalho, o modo de transferência a ser utilizado é o controlado. Contudo, para melhor compreensão deste modo de transferência, é imprescindível saber primeiramente como funcionam os modos naturais de transferência da gota metálica. Neste sentido, a seguir serão brevemente apresentadas as diversas subdivisões do modo natural.

#### **2.2.3.1.1 Transferência por Curto- Circuito**

A transferência por curto circuito ocorre com baixos níveis de tensão e corrente o que implica em uma baixa força eletromagnética permitindo que a gota toque a poça antes mesmo que seja destacada. Inicialmente como a corrente é baixa, o Efeito Pinch é pouco expressivo. No entanto, durante o curto circuito a corrente cresce e passa a ser considerável e assim o Efeito Pinch também se torna mais considerável e acaba por ajudar a tensão superficial no papel de destacamento da gota dentro da poça de fusão.

Pela Figura 3 percebe-se que no momento do curto circuito a tensão diminui e a corrente eleva-se. A taxa de elevação da corrente elétrica é dependente da indutância: para alta indutância a corrente elétrica sobe lentamente e a ponta do arame pode acabar se afundando na poça e proporcionando um apagamento momentâneo do arco; em contrapartida, uma baixa indutância determina uma alta taxa de elevação da corrente o que implica em uma forte influência do Efeito Pinch com consequências de destacamento abrupto da gota resultando em muitos respingos. Assim, a taxa de subida da corrente de curto-circuito deve ser alta o bastante para proporcionar a transferência da gota, mas baixa o suficiente para minimizar a geração de respingos (Scotti e Ponomarev, 2008).

Esta transferência metálica apresenta baixo aporte térmico, visto que a corrente e a tensão na fase de arco aberto são relativamente baixos em comparação a outros modos de transferência. Além do mais, no momento do curto-circuito, no qual o arco tende a se apagar, o calor transferido para a peça é pequeno. Isto favorece a soldagem de chapas finas além da capacidade de soldar fora da posição plana.



O mecanismo de transferência por Curto-Circuito ilustrado acima é repetido ciclicamente em uma frequência de 20 à até 200 vezes por segundo.

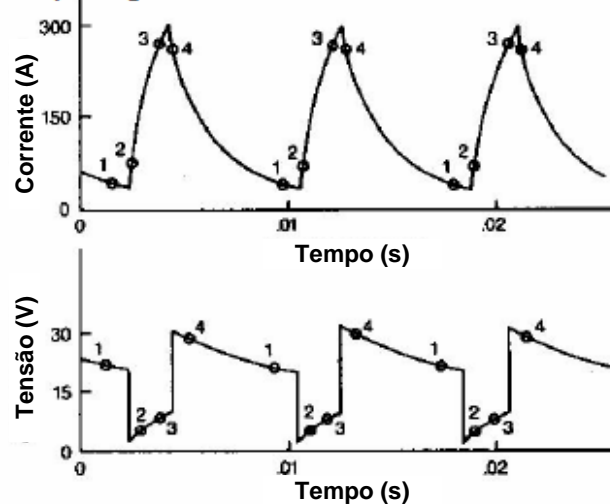


Figura 3. Oscilograma representativo do curto-circuito (Adaptado de (Hudson, 2004))

### 2.2.3.1.2 Transferência Globular

A transferência globular ocorre normalmente a baixas correntes e altas tensões do arco (ou seja, arcos longos), além de ser caracterizada por grandes gotas irregulares e aleatórias acompanhada de baixa taxa de transferência. Devido a baixa corrente, este modo de transferência não possui boa capacidade de produção, como também baixa penetração. Como as gotas formadas são grandes, a força predominante no seu destacamento é a gravitacional que ao superar a força devido à tensão superficial impulsiona a gota contra a poça. Neste tipo de transferência, a soldagem é limitada a posição plana dada ao fato do arco ser longo e a gota maior e mais pesada. Fora da posição plana as gotas podem se destacar sem acompanhar o arco. Isto colabora para a grande quantidade de respingos gerada. O aspecto irregular, a grande quantidade de respingos e a baixa penetração limitam este tipo de transferência em aplicações práticas.

### 2.2.3.1.3 Transferência Goticular (Spray)

Com um pequeno acréscimo de corrente em relação a transferência globular, atinge-se a transferência goticular (spray). Procura-se manter o mesmo comprimento do arco, ou

seja, a manutenção dos mesmos níveis de tensão. Com esse novo patamar de corrente, as gotas passam de grande em baixa frequência para pequenas em alta frequência (acima de 200 gotas por segundo) com diâmetro próximo ao diâmetro do eletrodo.

A faixa de corrente acima da qual o tipo de transferência passa a ser goticular é denominada corrente de transição. Diversos fatores governam essa faixa de corrente, como o tipo do arame, o diâmetro e o gás de proteção usado. Para um arame eletrodo C-Mn de 1,0 mm com 80% de Ar e 20 % de CO<sub>2</sub>, por exemplo, uma corrente de transição em torno de 200 A é encontrada (Norrish, 1992).

Na transferência goticular, a força predominante é a eletromagnética uma vez que a corrente encontra patamares mais elevados que no modo curto circuito e globular, por exemplo. A redução no tempo de formação da gota e o aumento da frequência de destacamento são explicados pela mudança do fenômeno que governa a transferência, partindo do Equilíbrio das Forças Estáticas para Instabilidade de Pinch.

A Figura 4 procura mostrar a mudança do modo de transferência em função do valor da corrente.

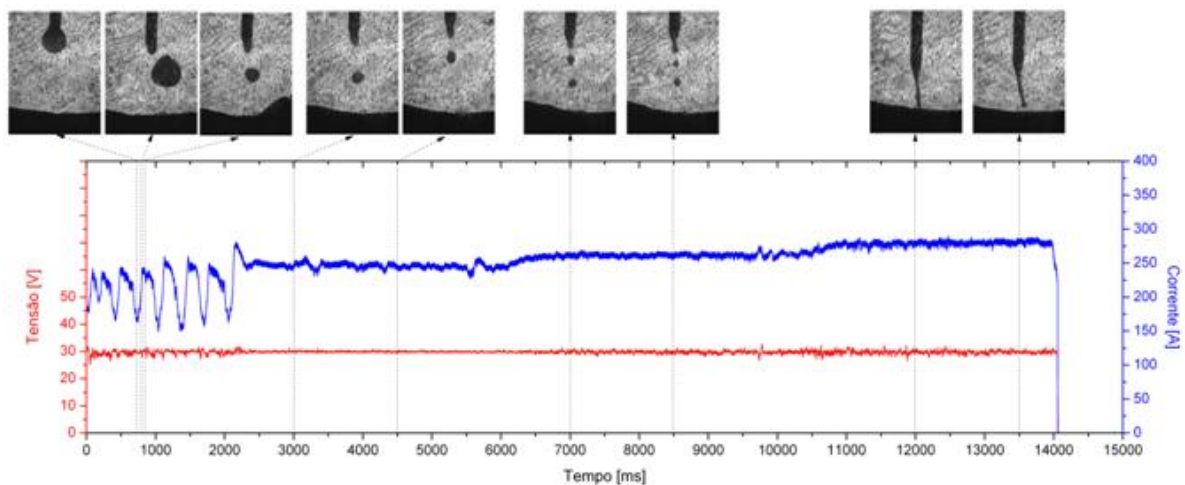


Figura 4. Modos de transferência em função da corrente para eletrodo ER70S-6, 1,2 mm, DBCP de 18 mm e Ar+2%CO<sub>2</sub> (Vilarinho, 2007)

Dentre as principais características da transferência goticular pode-se destacar: a elevada estabilidade do arco, praticamente não gera respingos, ter boa molhabilidade e boa penetração, proporcionar cordões com bom aspecto visual, favorecer a soldagem em alta velocidade além de apresentar alta taxa de deposição. Embora não permita soldar chapas finas e fora da posição plana, devido ao grande volume da poça de fusão e a alta penetração, a transferência goticular é a mais desejada.

Um aumento da corrente e a manutenção do comprimento do arco na transferência goticular implicam na formação de um cone na ponta do eletrodo e gotas com diâmetros

menores que o diâmetro do eletrodo, o que caracteriza a transferência com alongamento (streaming). Este tipo de transferência é regular e estável e devido ao alto calor imposto é indicada para alta produção, sendo limitada também a soldagem posicional. Com um aumento ainda maior na corrente, atinge-se a transferência rotacional, onde a ponta do eletrodo serve como um pivô para que o filamento líquido em transferência execute um movimento rotacional-espiral e/ou em forma de cone. As gotas possuem um diâmetro muito menor que o eletrodo, com elevada frequência (acima de 600 Hz) e a transferência se torna um pouco instável (Vilarinho, 2007).

#### **2.2.3.1.4 Transferência por Explosão**

A transferência explosiva ocorre devido a reações químicas de elementos presentes no arame e que se aglomeram no interior das gotas ainda em formação. Com isso, antes do destacamento da gota ela explode causando muitos fumos e respingos finos. Geralmente ocorre na soldagem com arames compostos por ligas de alumínio com magnésio.

#### **2.2.3.2 Modos de Transferência Controlados**

Nos últimos anos, novos processos de soldagem vêm sendo introduzidos utilizando novos sistemas de controle de formato de onda, além do que as fontes de alimentação podem gerar mais exatidão e precisão com melhoria substancial no controle do arco. Na verdade, a nova geração de fontes de alimentação fornece um controle mais preciso da transferência de metal com grandes benefícios para a estabilidade do arco. Para atender a necessidade de soldagem fora da posição plana, soldagem de chapas finas, e melhor estabilidade de arco sem muitos respingos, surgiram os modos controlados de transferência. Entende-se aqui este “controle” como o domínio do sinal de corrente, de uma forma cíclica, visando à otimização das características favoráveis de cada transferência para atingir soldagens mais adequadas para situações especiais (Scotti e Ponomarev, 2008).

Para o setor de dutos offshore, por exemplo, a soldagem do passe de raiz em tubulações com chanfro estreito é muito significativa, tanto em termos de requisitos de qualidade como produtividade. Embora o passe de raiz seja o mais lento, ele controla a taxa na qual o tubo pode ser deslocado até a próxima seção de solda para enchimento. Daí a velocidade de soldagem do passe de raiz é um fator crítico na determinação da taxa de produtividade global da instalação de tubos com solda mecanizada. Este se caracteriza também por ser o passe mais difícil de fazer devido à exigência de garantir a penetração



completa da raiz e boa aparência do perfil da raiz (Mohamed, 2005), além de ser o mais crítico em termo de corrosão e resistência a fadiga (Pépe, 2010).

Os processos de soldagem que fazem uso da transferência por curto circuito controlado são na verdade processos derivativos do processo GMAW convencional, nos quais os métodos de controle externo permitem uma melhoria na transferência metálica. O desenvolvimento destes processos tem como objetivo aproveitar as vantagens da transferência metálica por curto circuito (baixo aporte térmico, soldagem em todas as posições, etc.) reduzindo substancialmente os problemas encontrados nos processos convencionais, tal como a alta geração de respingos e fumos, além de irregularidade na transferência metálica (Kvasov, 2000).

Pesquisadores do *The Welding Institute* (Inglaterra) obtiveram uma transferência do tipo spray através da utilização de uma corrente cujo valor médio era inferior a corrente de curto circuito, mas que passava por picos acima de desta (Needham, 1965). A ideia do processo chamado GMAW-P (conhecido no Brasil como MIG pulsado) é manter o arco através de uma corrente de base relativamente baixa, e para promover e controlar o destacamento da gota é imposto picos de corrente (daí o nome pulsado) acima da corrente de curto circuito (Liratzis, 2007). Este mesmo autor, com uso da automação e controle da soldagem, investigou a aplicação da técnica dual tandem para o GMAW-P para alcançar altas produtividades na soldagem do aço X-100 para aplicação em tubos on-shore.

Em 2004 a Miller Electric introduziu uma nova tecnologia de soldagem chamada de RMD (*Regulated Metal Deposition*) que é aplicada para a modificação do modo como se dá a transferência por curto circuito no processo GMAW. Mais precisamente, essa tecnologia controla a corrente durante todas as fases do processo de curto-circuito e promete reduzir a entrada de calor na chapa em até 20% em comparação com os processos convencionais GMAW (Miller, 2004).

Já em 2005, a Fronius introduziu uma nova tecnologia de soldagem patenteada como "*Cold Metal Transfer*" (CMT). CMT é um modo controlado do processo de soldagem GMAW, em que a transferência de gota é baseada em uma oscilação mecânica do arame-eletrodo (Himmelbauer, 2005). Quando o arco plasmático é estabelecido o arame se move para a poça de fusão até que toque a poça de fusão, momento em que ocorre o curto-circuito, então a corrente torna-se menor e o eletrodo é retraído com o propósito de melhorar o destacamento da gota (Fronius, 2005).

No ano seguinte (2006) uma nova tecnologia de soldagem intitulada pela Lincoln Electric como STT (*Surface Tension Transfer*) foi desenvolvida prometendo um avançado controle do processo de curto circuito usando uma fonte inversora de alta potência. Este

processo foi primeiramente patenteado em 1988 e comercializado em 1994 pela Lincoln Electric Company (Deruntz, 2003).

Como destacado no Capítulo 1, neste trabalho para maior facilidade de comunicação escrita, a nomenclatura “*Processo GMAW com transferência metálica por curto-circuito controlado utilizando-se fonte comercial RMD/STT/CMT do fabricante Miller/Lincoln/Fronius*” será resumida na forma “*Processo RMD/STT/CMT*”. Deve-se lembrar de que a primeira nomenclatura é aquela tecnicamente correta, mas para simplificação escrita, a segunda será adotada.

## **2.3 Processos Derivativos**

### **2.3.1 Processo STT**

Este foi o primeiro processo comercial para o controle de curto circuito que despontou no mercado. Este processo foi patenteado pela empresa Lincoln Electric Company em 1994.

Neste processo, o metal se transfere devido à força da tensão superficial. Segundo DeRuntz (2003), a transferência por curto-circuito com controle da corrente de soldagem, proporciona ao processo STT as seguintes vantagens quando comparado com o GMAW convencional: permite controlar o aporte térmico durante a soldagem, reduzindo as discontinuidades do material; diminui a perda de material por respingos, favorecendo a transferência completa de calor para a poça de fusão, devido ao controle adequado da corrente; cordão estreito, uniforme e de boa penetração; maior velocidade de soldagem; e permite soldar em todas as posições.

Ao se falar em processos com controle de curto circuito é comum usar o termo aporte térmico, ou como definido por Scotti e Ponomarev (2008) energia de aporte. Torna-se assim, relevante uma breve avaliação do que é aporte térmico.

Aporte térmico ou insumo de calor quantifica a energia gerada pelo processo de soldagem (Fonseca, Lacerda *et al.*). Estes autores ainda reforçam dizendo que na soldagem de aços há requisitos claramente incompatíveis, como: alta produtividade que exige o mais alto aporte térmico possível, porém nesta condição, promove-se maior tendência de crescimento de grão e formação de outras estruturas grosseiras, de baixas propriedades mecânicas.

Um dos parâmetros mais influentes no processo de soldagem a nível industrial e de pesquisa é o calor entregue à chapa (aporte térmico) devido a sua direta ligação com a

mudança das características metalúrgicas e propriedades mecânicas da junta soldada (Arevalo, Vilarinho *et al.*, 2011).

Neste sentido, o método usado pela STT baseia-se em manter a corrente entre o curto-circuito (período de arco aberto) em valores relativamente baixos. Este valor, entretanto, não deve ser demasiadamente baixo, pois desempenha um papel vital na manutenção da gota ainda não destacada no estado líquido.

Uma corrente de base entre 50 A e 100 A mantém o arco e contribui para o aquecimento do metal de base. Após o eletrodo inicialmente tocar a poça de fusão (ou seja, após detectada uma redução da tensão), a corrente de base é reduzida. Este nível de corrente é mantido de forma que a gota ainda não se destaque até que seja aplicado uma corrente de pinch. Devido ao efeito pinch, ocorre uma redução sensível da seção transversal da ponte líquida que é medida através da variação da tensão pelo tempo. Com isso, a fonte consegue interpretar o momento preciso em que a gota irá se destacar. Neste momento, a fonte age de maneira a diminuir a corrente para níveis entre 45 A e 50 A, proporcionando uma transferência suave e com mínimos respingos. Neste instante em que o arco está ainda apagado, uma corrente de pico é aplicada para o restabelecimento do arco. Esta corrente também é responsável por aumentar a força devido ao jato de plasma fazendo com que ele comprima a poça contra o metal de base, evitando que um curto acidental aconteça. Também é responsável por manter aquecida a ponta do eletrodo (para formação de nova gota), a poça e a junta soldada. Durante a formação da gota, a corrente é reduzida de forma gradual (Tail-out) até que seja alcançada novamente a corrente de base, repetindo-se o ciclo de transferência. O controle de Tail-out ajusta a taxa na qual a corrente muda de pico para corrente de base (Figura 5). De certa forma, o tail-out é um ajuste grosseiro do aporte térmico.

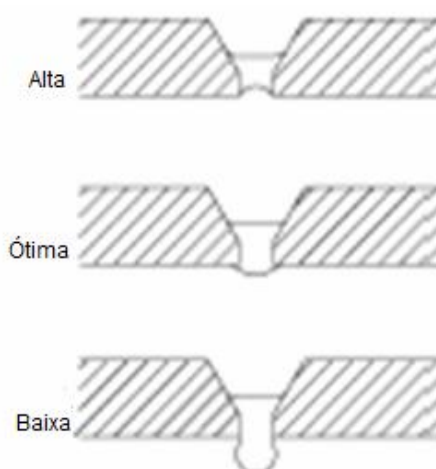


Figura 5. Influência da corrente de base no passe de raiz (Barbosa, 2011).

A taxa de redução da corrente é muito importante para amortecer mecanicamente a agitação da poça de fusão, o que poderia acontecer caso a corrente fosse reduzida de repente (Scotti e Ponomarev, 2008). A Figura 6, explica de forma esquemática o processo STT.

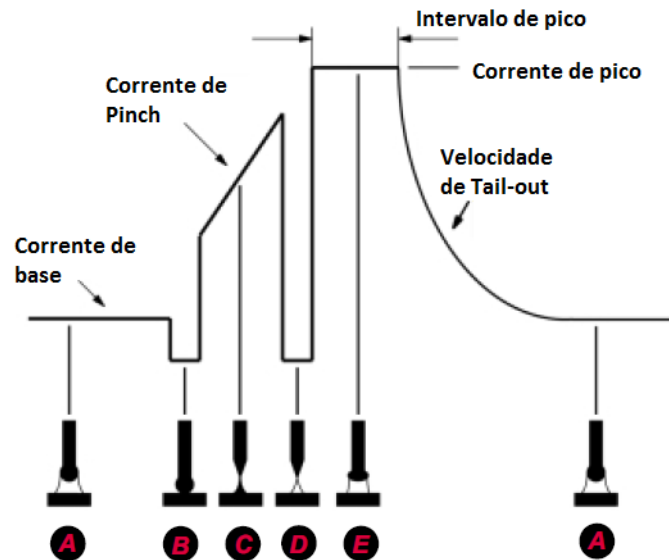


Figura 6. Oscilograma de tensão e corrente do processo STT (Lincoln, 2009)

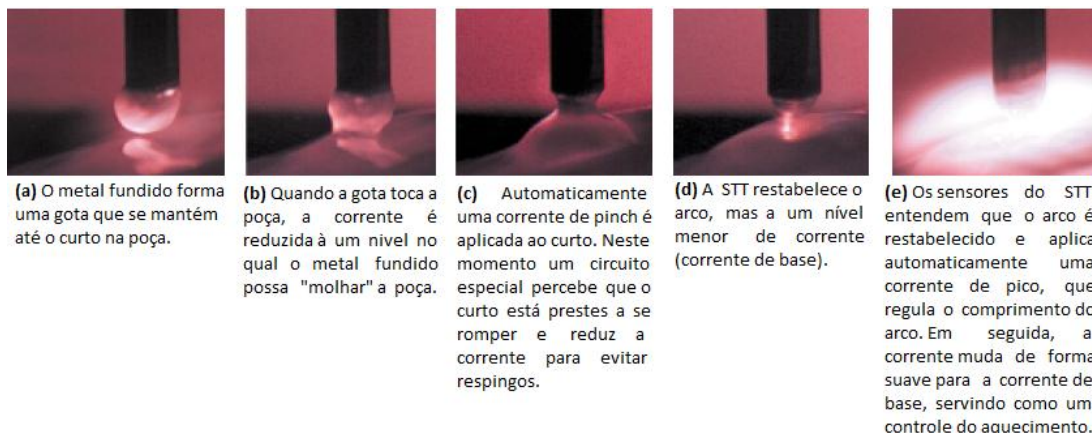


Figura 7. Representação esquemática do processo STT (Lincoln, 2009)

### 2.3.2 Processo RMD

O RMD (*Regulated Metal Deposition*) é outra tecnologia baseada em curto circuito controlado, mas que foi desenvolvido e patentado pela empresa Miller. De acordo com um relatório técnico da própria Miller, o processo promove uma menor transferência de calor e de respingos de solda além de melhorar a qualidade da aparência estética, que por sua vez, reduz os custos associados com o retrabalho e limpeza (Broadwater, 2004). As aplicações para a RMD incluem preenchimento de lacunas, passe de raiz em tubulações, solda de metal de pequena espessura, soldagem de aço inoxidável e outras ligas sensíveis ao calor.

O formato de onda da corrente neste processo é dividido nas seguintes sete fases sendo que um software controla a corrente em cada uma dessas fases (Cuhel, 2008), como pode ser visto na Figura 8.

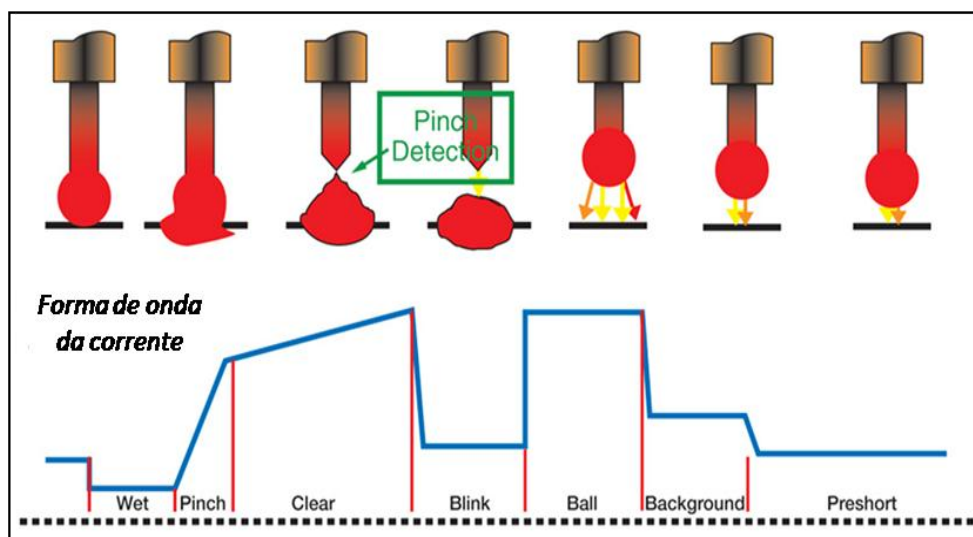


Figura 8. Representação esquemática do formato de onda da corrente para o processo RMD (Modificado de Miller, 2004)

Na fase inicial do ciclo de transferência (*Preshort*), a gota metálica é formada na ponta do arame-eletrodo e na fase (*Wet*) reduz-se a corrente em um nível mais baixo até o momento que ocorre o curto-circuito. Durante o curto-circuito, o formato de onda da corrente se divide em duas fases.

Na primeira fase, denominada de fase *Pinch*, após a gota tocar a poça de fusão, a corrente é elevada rapidamente, aumentando a intensidade da força eletromagnética para facilitar o destacamento da gota. Na segunda fase, denominada de *Clear*, a corrente continua crescendo, porém, à taxa mais moderada, até o momento que o fim do curto-circuito é detectado pelo controle da fonte, ou seja, momento em que ocorre a formação do estrangulamento (ou empescoçamento) na interface da gota com o eletrodo.

Assim a gota é impulsionada em direção à poça de fusão devido à ação do efeito *Pinch*, porém, a subida de forma moderada da corrente de curto-circuito nesta fase, favorece que o rompimento da ponte metálica seja mais suave, reduzindo a geração de respingos. Após o destacamento da gota, a corrente é novamente reduzida por um curto período (fase *Blink*), a fim de que a reignição do arco elétrico também ocorra de forma suave para evitar a formação de respingos. Em seguida, a corrente é novamente elevada (fase *Ball*), proporcionando a formação de uma nova gota metálica na ponta do arame-eletrodo. Nas fases *Background* e *Preshort*, a corrente é reduzida gradualmente, em forma de degraus, para permitir o contato da nova gota com a poça de fusão, o que também garante maior estabilidade a poça de fusão (Costa, 2011)

A estabilidade da poça de fusão é uma das vantagens do processo RMD, característica responsável por promover uma fusão mais uniforme do metal de base, resultando em menores incidências de falta de fusão. Outra vantagem deste processo é sua capacidade de manter o comprimento do arco constante independente de bruscas variações da DBCP, fato que contribui para a melhor qualidade da soldagem semiautomática. Por esse motivo, este processo tem sido cada vez mais usado na construção de dutos e tubulações, certamente pela maior produtividade em relação aos processos eletrodo revestido e TIG (Possebon, 2009).

Além do ajuste da velocidade de alimentação, o processo RMD conta ainda com o Arc Control e o Trim, que influenciam tanto nas características geométricas como no próprio desempenho do processo. O ajuste do Arc Control é responsável pelo aquecimento do metal de base, garantindo ao processo um maior controle da poça de fusão. Na medida em que se aumenta este parâmetro, aumenta-se a quantidade de calor transferida para o metal de base, o que reflete em maior molhabilidade resultando em cordões mais largos e com baixa penetração. Já o Trim é responsável pelo ajuste do comprimento do arco assim como faz a tensão. Quanto menor o valor do Trim, mais estreitos se tornam os cordões, além do que favorece uma transferência mais instável e com mais respingos (Costa, 2011).

### 2.3.3 Processo CMT

Os processos descritos nos dois últimos itens, a saber, STT e RMD, promovem o controle do curto circuito de forma eletrônica. O processo CMT (*Cold Metal Transfer*), desenvolvido pela Fronius e patenteado em 2005, apresenta uma forma mecânica de controle do arco. O CMT utiliza um arco curto para conseguir uma transferência por curto-circuito. A grande inovação do processo consiste no fato de que o controle do comprimento do arco é feito através da movimentação do arame-eletrodo (Figura 9). A cada curto circuito, o controle do processo impõe uma pausa de corrente e inicia, após um breve intervalo, uma retração do arame, seguida de um novo avanço. Este avanço-retrocesso do arame pode atingir frequências de até 70 Hz (Pépe, 2010), e tem a função de separar o arame da poça de fusão, garantindo a transferência de uma forma extremamente suave. O resultado é um tipo de sucessão revezada “quente-fria” (quente durante o arco aberto e frio durante o curto-circuito, em que a corrente é bem baixa) reduz consideravelmente o aporte de calor (Scotti e Ponomarev, 2008) e por esse motivo, a soldagem de alumínio é tão explorada (Feng, Zhang *et al.*, 2008).

No processo CMT, o mecanismo de transferência metálica ocorre de acordo com a Figura 9 começando em A e indo até D, como descrito a seguir.

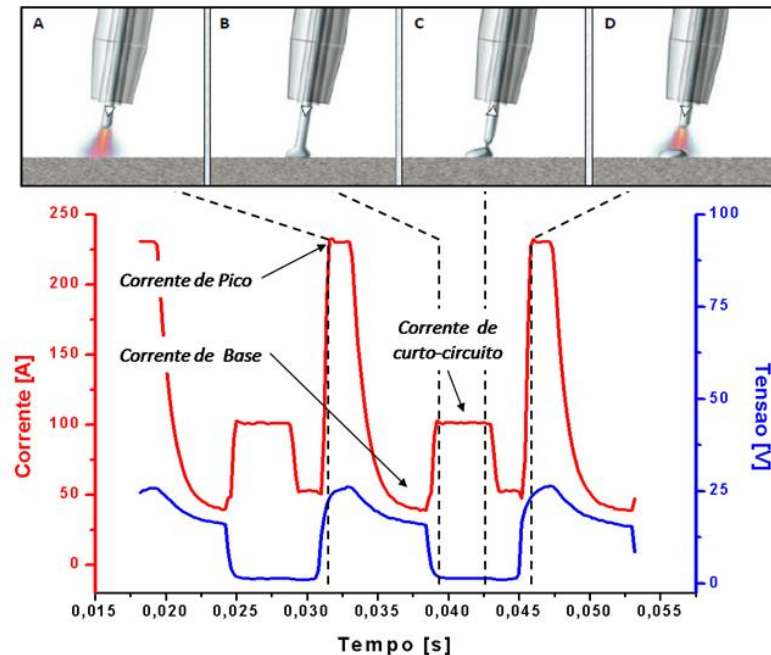


Figura 9. Principais fases do processo de transferência CMT (Modificado de Costa (2011))

- Fase A: durante a fase de arco aberto, o metal de adição é movido até a poça de fusão. Nesta fase uma corrente mais baixa é mantida para manutenção do arco e formação da gota metálica. A gota neste instante tem um diâmetro próximo ao do metal de adição.

- Fase B: No instante em que o metal de adição toca a poça (sentido pela queda da tensão) o arco é extinto e ocorre o curto-circuito. A tendência da corrente é subir indefinidamente, entretanto o controle eletrônico da fonte limita essa corrente de curto-circuito e a mantém até que o movimento de retração do arame seja iniciado.

- Fase C: O movimento para trás do arame-eletrodo vai ajudar o mecanismo de destacamento da gota durante o curto-circuito, permitindo que esta transferência se dê de maneira suave e com mínimos respingos. Após destacada a gota, o arco ainda está apagado e por isso uma corrente de pico é impressa fazendo com que o arco se restabeleça.

- Fase D: O movimento do arame é revertido (no sentido de avançar contra a poça) para se iniciar o processo novamente. Neste instante, e até que um novo curto aconteça, a corrente é a de pico. Este alto valor de corrente é responsável pela re-ignição do arco bem como pelo início da formação da gota.

Feng e Zhang *et al.* (2008) estudaram o mecanismo de transferência de metal no processo CMT. Estes autores descobriram que a condição de estabilidade crítica de ruptura da ponte líquida está associada com a gota metálica, que tem um tamanho semelhante ao diâmetro do metal de adição. A estabilidade do curto-circuito é devido ao sistema de movimento mecânico, que retrai o metal de adição em uma condição de baixo nível de



corrente, ajudando a ruptura da ponte líquida. Eles ressaltaram que no processo de curto circuito convencional o curto-circuito é devido ao alto nível de corrente presente durante este período.

Para melhor entendimento de como o arame-eletrodo promove um movimento de “vai e vem”, a Figura 10 apresenta uma montagem esquemática do processo CMT.

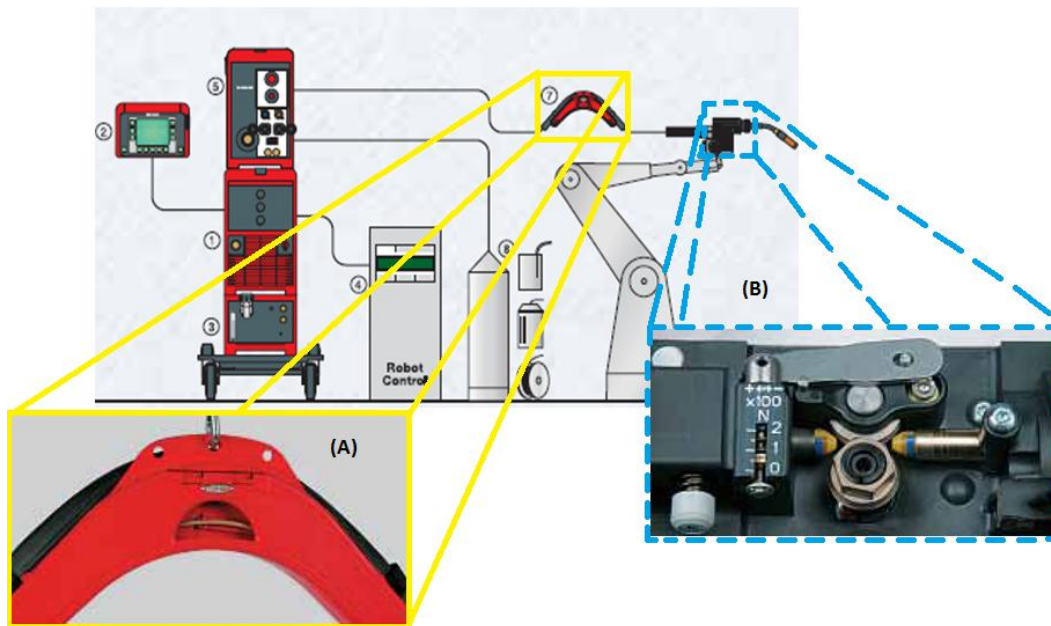


Figura 10. Montagem Esquemática do Processo CMT robotizado. Em detalhe: (A) – “Pulmão ou Compensador de Arame”; (B) – Alimentador dianteiro (Adaptado de Fronius, 2005)

A Figura 10 mostra que para o processo CMT existem 2 alimentadores de arame. O primeiro, indicado pelo número 5, é um alimentador convencional do processo GMAW. Todavia, o alimentador em destaque (B) é o grande trunfo do processo de “*Transferência Metálica Fria*”, responsável por executar o avanço e o retrocesso do arame nas condições descritas anteriormente. Este alimentador é montado na própria tocha, onde há os roletes que impulsionam o arame. Quando ocorre o retrocesso do arame-eletrodo por parte do alimentador da tocha, o alimentador traseiro continua empurrando arame para a tocha. Para não haver um deslizamento sobre os roletes, ou mesmo uma compressão excessiva sobre o arame, o cabo da tocha aloja um “pulmão”, ou seja, um sistema que permite o armazenamento do arame que por um lado está sendo empurrado para frente e por outro (alimentador dianteiro) está sendo empurrado de volta. O sincronismo dos dois motores não é tarefa fácil e deve ser bem feito para que um motor não sobrecarregue o outro. Outra dificuldade deste processo é que devido a complexidade da tocha, o custo se eleva consideravelmente, além do que frente dificuldade de manutenção de um comprimento de arco por parte de um soldador, este processo necessita de automação.



# CAPÍTULO III

## METODOLOGIA EXPERIMENTAL

Este trabalho tem por objetivo estudar a soldagem de dutos pelo processo GMAW utilizando fontes em modo convencional e com controle de curto-circuito (processo derivativo). Desta forma, este se presta a estabelecer as características operacionais dos processos GMAW curto-circuito convencional e controlado: STT (*Surface Tension Transfer*), RMD (*Regulated Metal Deposition*) e CMT (*Cold Metal Transfer*) visando o passe de raiz de um duto de diâmetro nominal 8" (203,2 mm).

Para tal, foi utilizado o Simulador de Soldagem de Dutos por Retificação (SSDR) idealizado e construído pelo Laprosolda juntamente com o TARTÍLOPE V4, desenvolvido em conjunto com a Universidade Federal de Santa Catarina (Vargas e Magalhães, 2012). Este simulador permite que se realizem soldas em chapas nas três posições (plana, vertical e sobrecabeça) com o intuito de se obter parâmetros de soldagem apropriados para então realizar a soldagem de meia cana em tubos, tanto ascendente, quanto descendente.

Em testes iniciais verificou-se que o conjunto SSDR + TARTÍLOPE não estava funcionando adequadamente. Assim, o primeiro passo deste trabalho foi assegurar o perfeito funcionamento do conjunto. Para tanto, foram necessárias algumas intervenções a fim de garantir uma velocidade constante de rotação do SSDR bem como uma DBCP (distância bico de contato à peça) constante por parte do TARTÍLOPE.

Em seguida, passou-se à definição do tipo e forma de preparação do chanfro, onde foi testada uma chanfradeira comercial e uma plaina. Esta etapa é importante dada a grande quantidade de chanfros necessários para a realização dos testes.

Com a definição da geometria do chanfro, foi avaliada a quantidade necessária de material a ser depositado para a realização do passe de raiz. Em função disso foram testadas diferentes relações  $V_a/V_s$  (velocidade de alimentação/velocidade de soldagem).

Na sequência, foi avaliada a influência do tecimento sobre o cordão de solda. Neste passo, também foram testados os níveis operacionais de cada processo, bem como a influência de cada parâmetro na geometria do cordão. Posteriormente aos testes preliminares, foram planejados experimentos para o processo GMAW convencional que

permitissem levantar a melhor condição de soldagem com os dois tipos de gás utilizados (Ar+25%CO<sub>2</sub> e CO<sub>2</sub> puro). Os fatores (variáveis) destes planejamentos foram a abertura de raiz (dois níveis), tensão de referência (três níveis), velocidade de alimentação (três níveis) e parâmetro Hi/Low da raiz (três níveis). Em seguida, foram realizadas as soldagens para os processos RMD, STT e CMT, com as respectivas análises visuais e metalográficas.

Neste contexto, a condução experimental do presente trabalho foi fundamentada nas seguintes etapas:

- Melhorias no Simulador de Soldagem de Dutos por Retificação;
- Melhorias no TARTÍLOPE V4;
- Definição e fabricação dos chanfros com montagem da junta;
- Realização de testes preliminares para determinar a influência de cada parâmetro (para cada um dos processos) no cordão de solda;
- Análise visual para avaliar a qualidade superficial dos cordões;
- Ensaio metalográfico (macrografia) para verificar e avaliar possíveis discontinuidades internas dos cordões selecionados na etapa anterior.

### 3.1 Bancada Experimental

A bancada experimental utilizada para a realização deste trabalho consiste nos itens exemplificados na Figura 11.

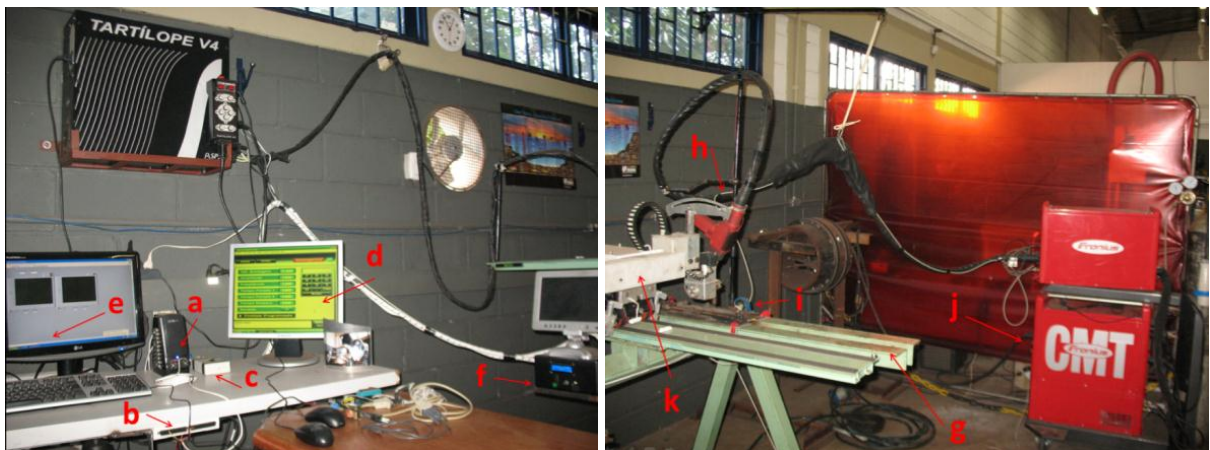


Figura 11. Bancada experimental utilizada: a) Condicionador de sinais; b) Placa de aquisição; c) Sistema para acionamento conjunto; d) Monitor de controle do TARTÍLOPE; e) Monitor do sistema de aquisição; f) Sistema de controle do SSSDR; g) SSSDR; h) Tocha; i) Suporte de fixação das chapas; j) Fonte de soldagem; k) TARTÍLOPE

### 3.1.1 Sistema de aquisição dos parâmetros de soldagem

O monitoramento dos parâmetros tensão e corrente durante a realização dos ensaios foi realizado a partir do uso de uma placa de aquisição da *National Instruments* modelo NI USB-6215. Um programa desenvolvido em linguagem Labview<sup>®</sup> permitiu a interface gráfica, apresentando os sinais adquiridos a uma frequência selecionada de 5 kHz com a opção de salvá-los em formato texto para posterior análise e tratamento (Figura 12). É necessária a inserção do tempo em segundos desejado para a aquisição.

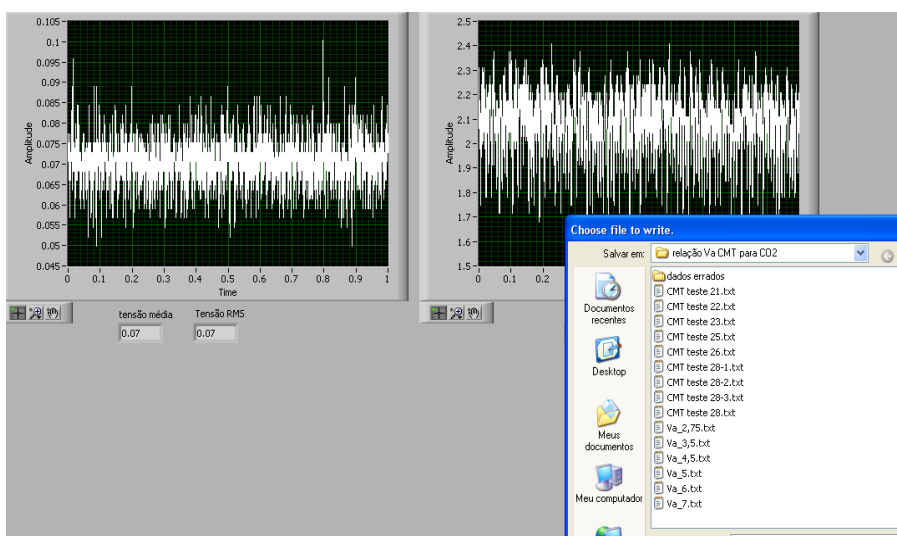


Figura 12. Interface em linguagem *Labview* para aquisição de tensão e corrente

O sensor para leitura da corrente foi o de efeito *Hall* modelo HTA 600-S da marca LEM. Para leitura do sinal do sensor de efeito *Hall* e da tensão de soldagem foi utilizado um sistema condicionador de sinais (Machado, 2011; Machado, Mota *et al.*, 2011), como visto na Figura 13.



Figura 13. Caixa do sistema condicionador de sinais

Para a aquisição da velocidade de arame, utilizou-se de um encoder magnético em conjunto com uma placa com um PIC ligado ao computador por uma porta RS-232. Este sistema será mais bem comentado nos testes preliminares. A velocidade de alimentação é apresentada somente para o processo CMT, sendo que este é o que apresenta variação significativa entre os valores ajustados e os lidos.

Por fim, destaca-se que todos os sistemas de medição foram calibrados antes do seu uso.

### 3.1.2 Sistema para acionamento conjunto de equipamentos da bancada

Para a realização de um teste, é necessário disparar o sistema de aquisição de sinais, a fonte de soldagem, o TARTÍLOPE e o SSDR (*Simulador da Soldagem de Dutos por Retificação*). Como todo o conjunto precisa de um sincronismo, eles devem ser disparados ao mesmo tempo. Para tal, foi desenvolvido um circuito com três relés em série que ao ser acionado, dispara simultaneamente a fonte de soldagem, o TARTÍLOPE e o SSDR (Figura 14).

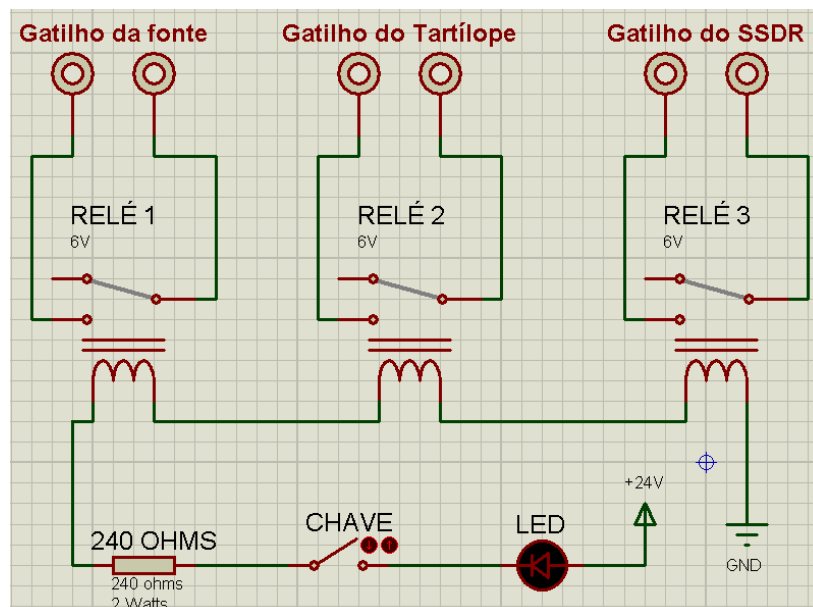


Figura 14. Diagrama esquemático do disparador automático

O gabinete onde do TARTÍLOPE disponibiliza uma tomada auxiliar de 24 Vdc. Assim, fez-se o uso dessa tomada para alimentação dos relés. Como os três relés de 6,0 V foram colocados em série totalizando 18 V, para seu perfeito acionamento, foi necessário colocar uma resistência em série para dar uma queda de tensão de 24 V para os 18 V. O circuito apesar de bem simples, é extremamente útil e facilita bastante a realização dos testes. Ao ser acionado o circuito, um LED (*Light Emission Diode*) ascende para mostrar que o sistema foi ligado (Figura 15).



Figura 15. Sistema para disparo em conjunto dos equipamentos

### 3.1.3 Monitor de controle do TARTÍLOPE V4

O TARTÍLOPE V4 foi projetado para ser aplicado na automação do processo de soldagem GMAW em posições e situações de extrema dificuldade que necessitam de um maior número de graus de liberdade, em especial para a união de dutos, que abrange quatro posições diferentes de soldagem e no revestimento de tubos de caldeira (UFSC, 2011). O gabinete de controle do TARTÍLOPE pode ser visto e comentado na Figura 16.



**Liga/Desliga (GERAL):** Chave do tipo alavanca responsável por ligar o equipamento

**Liga (MOTORES):** Alimenta os motores e seus *drivers* para acionar o manipulador.

**Desliga (MOTORES):** Desabilita a potência dos motores.

**Libera Curso:** Sinaliza por intermédio de um LED branco quando alguma chave fim de curso do manipulador for acionada.

**DC 24V:** É onde deve ser conectado o cabo de alimentação da IHM.

**Controle:** É conectado o cabo do controle manual.

**Conector 1:** Corresponde à alimentação dos motores, as chaves fim de curso e aos sensores de home.

**Conector 2 e 3:** Correspondem aos sinais dos *encoders* dos quatro eixos.

Figura 16. Descrição dos botões e conectores do gabinete controle (adaptado de UFSC 2011)

A interface de programação do TARTÍLOPE V4 é bem intuitiva e de fácil execução, como pode ser visto no exemplo da Figura 17 abaixo para o tecimento triangular.



Figura 17. Trajetória tecimento triangular (UFSC, 2011)

### 3.1.4 Sistema de controle do SDDR

O sistema de controle do SDDR pode ser visto na Figura 18, abaixo.



Figura 18. Gabinete de controle do SDDR



Para o ajuste da velocidade de rotação utiliza-se o potenciômetro indicado e seleciona-se a opção horária ou anti-horária. Em seguida, posiciona-se a chave de seleção automático/manual na posição automática e não se mexe no gatilho, pois este está ligado em paralelo ao sistema para o acionamento conjunto dos equipamentos. O funcionamento deste gabinete bem como sua construção será mais bem comentado no capítulo melhorias da bancada experimental.

### 3.1.5 Tocha

Com exceção do processo CMT que possui tocha própria, os demais processos foram soldados fazendo-se uso de uma tocha "*Narrow Gap Welding Torch for Automated Orbital Welding Systems*", da empresa SPA. Esta tocha não possui refrigeração e isso faz com que ela se torne leve e versátil (exerce uma força peso no manipulador do TARTÍLOPE de apenas 1,560 kgf, mesmo com o suporte feito em alumínio para esta). O fato de não possuir refrigeração não é um empecilho, haja vista a baixa corrente utilizada nos modos de transferência por curto-circuito.

Foi necessário usinar um suporte em forma de duas meias cana de forma a prolongar a base da tocha, permitindo uma melhor fixação desta no TARTÍLOPE. Antes, sem o suporte, a tocha era fixada ao manipulador do TARTÍLOPE por apenas um ponto o que não permitia um bom travamento desta. Além do mais, a tocha presa pelo seu ponto original ficava muito baixa, com seu bocal tocando no suporte das chapas, mesmo com o eixo z do TARTÍLOPE todo recolhido (Figura 19).



Figura 19. Tocha presa pelo suporte original

Assim, juntamente com a usinagem desse prolongador para a base da tocha, também foi confeccionado outro ponto de apoio para a tocha. Este novo ponto de apoio foi fixado na guia do eixo z. Este suporte, bem como a tocha adaptada, podem ser visualizados na Figura 20.

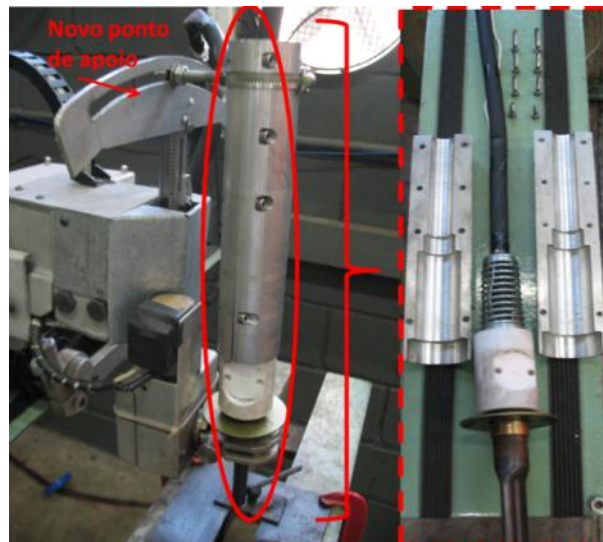


Figura 20. Prolongador da tocha e novo apoio

Para a realização das soldas com o processo CMT, utilizou-se uma tocha semiautomática *PullMig* CMT (empresa *Fronius*) refrigerada a água (Figura 21). Esta tocha possui um servo-motor CA, com comando digital altamente dinâmico, responsável por movimentar o arame para frente e para trás com uma frequência de até 90hz. No cabo da tocha, entre os dois motores, existe um “pulmão” (*buffer*) que permite criar uma folga para o arame, para o caso em que o motor da tocha retroceda, o arame não fique comprimido, permitindo um movimento livre de tensões (Fronius, 2005).

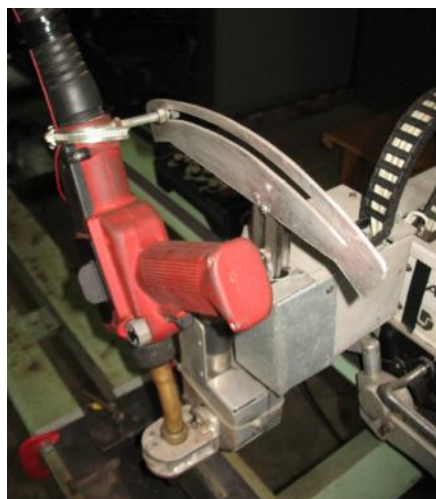


Figura 21. Tocha do processo CMT



### 3.1.6 Suporte de fixação das chapas

A Figura 22, mostra o suporte de fixação das juntas a serem soldadas, que foi elaborado de forma a garantir um bom travamento, impedindo que a chapa se deforme ao longo do processo de soldagem, o que não é difícil de ocorrer dado seu tamanho considerável (35 cm).



Figura 22. Suporte de fixação das chapas

### 3.1.7 Fontes de Soldagem

Para a realização das soldas com o processo GMAW curto circuito-convencional e o processo RMD, utilizou-se de uma fonte modelo *PipePro* 450 RFC com cabeçote alimentador *PipePro* Dual DX dispondo de uma faixa de corrente de 5 à 600 A. Para o processo STT, a fonte utilizada foi uma multiprocessos *Power Wave* 450/STT em conjunto com um cabeçote alimentador *Power Feed* 10M entregando uma corrente que pode variar de 5 à 570 A. Já para o processo CMT, foi utilizada uma fonte *TPS3200/4000/5000* CMT juntamente ao cabeçote *VR 7000* CMT podendo fornecer uma corrente entre 3 e 500 A. As fontes utilizadas podem ser observadas na Figura 23.

## 3.2 Melhorias no Simulador de Soldagem de Dutos por Retificação (SSDR)

O Simulador de Soldagem de Dutos por Retificação se apresenta neste trabalho como peça fundamental, uma vez que todos os outros equipamentos utilizados são de uma maneira ou de outra, interligados a ele. A Figura 24 mostra o SSDR e suas partes.

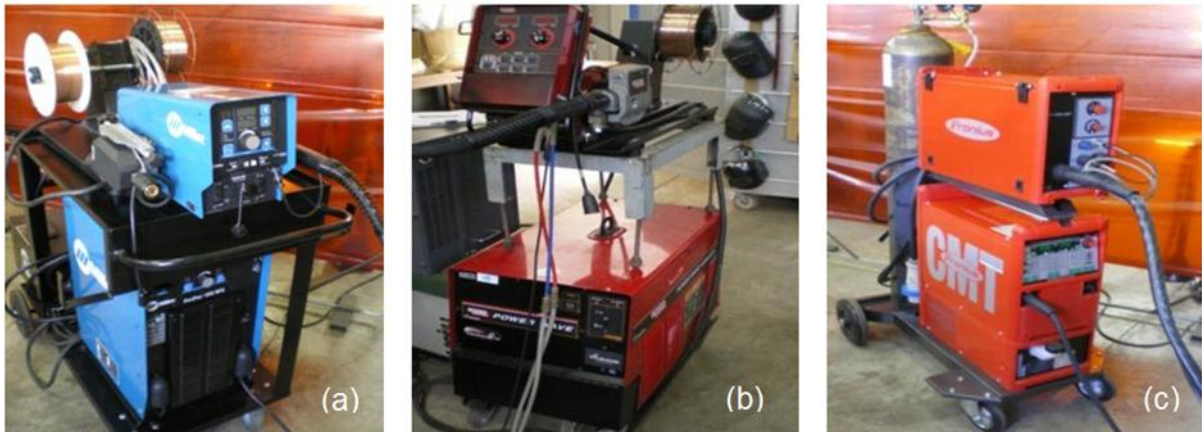


Figura 23. Fontes de soldagem utilizadas, a: Miller; b: Lincoln Eletric; c: Fronius. (Adaptado de Costa (2011))

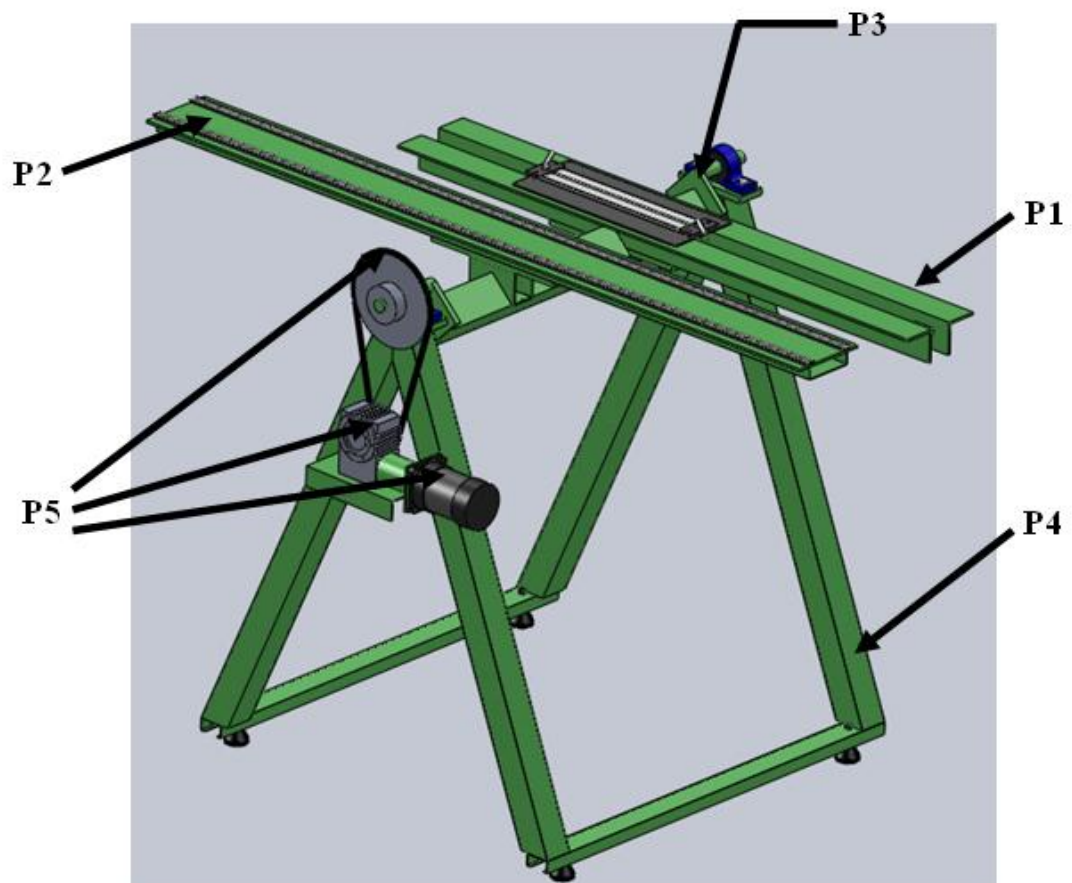


Figura 24. Desenho em CAD do SDR, P1: suporte da chapa; P2: suporte do trilho; P3: eixo excêntrico ; P4: base e P5: acionamento

Nesta máquina, a deposição do cordão é realizada por um dispositivo que realiza uma soldagem em chapa plana enquanto um motor de corrente contínua faz girar o dispositivo de soldagem em conjunto com as chapas planas a uma determinada velocidade angular fazendo com isto que a tocha tome diferentes posições (posições angulares da tocha em relação ao ponto superior do tubo, 12 horas ou 0°) iguais às posições que a tocha tomaria quando uma soldagem orbital estivesse sendo efetivada, realizando com isto o processo de simulação da soldagem orbital (Vargas e Magalhães, 2012). Por esse motivo é necessário que tanto o SSSDR, como o TARTÍLOPE possuam velocidades constantes. Além disso, para que a simulação seja realizada com sucesso é necessário que, iniciado o processo de soldagem, tanto o SSSDR como o TARTÍLOPE consigam concluir seus respectivos ciclos no mesmo intervalo de tempo (o SSSDR deve girar de 180° e o TARTÍLOPE deve fazer a tocha percorrer todo o chanfro). É importante ressaltar que o chanfro deve ter a mesma dimensão de meio comprimento de circunferência do tubo, considerando-se uma soldagem de meia cana.

Assim sendo, o SSSDR é composto pelas seguintes partes:

- P1 - Uma base para apoiar e fixar as chapas planas;
- P2 - Uma base para apoiar e fixar o trilho onde o V4 se deslocará realizando uma soldagem reta ou plana;
- P3 - Um eixo excêntrico onde estarão apoiadas as duas bases anteriores formando com isso um conjunto;
- P4 - Uma estrutura principal para suportar o conjunto e os acessórios do sistema;
- P5 - Um motor de corrente contínua (CC) com um redutor mecânico angular acoplado na sua saída e um sistema de redução acoplado por corrente.

O motor utilizado no SSSDR é um motor de corrente contínua que gira a 120 rpm quando alimentado por uma tensão de 20 Vdc. Sabe-se que todo motor de corrente contínua varia sua velocidade conforme varia sua tensão de alimentação. Por esse motivo, inicialmente o motor do simulador era alimentado por uma fonte estabilizada com a qual ao se variar a sua tensão de saída, a velocidade do motor variava. Com isto, foi possível traçar uma curva de calibração relacionando a tensão imposta ao motor com sua rotação. Entretanto, essa linearidade obtida somente se mantém se a carga aplicada no eixo do motor não variar o que não é o caso em questão, como se pode observar na Figura 25.

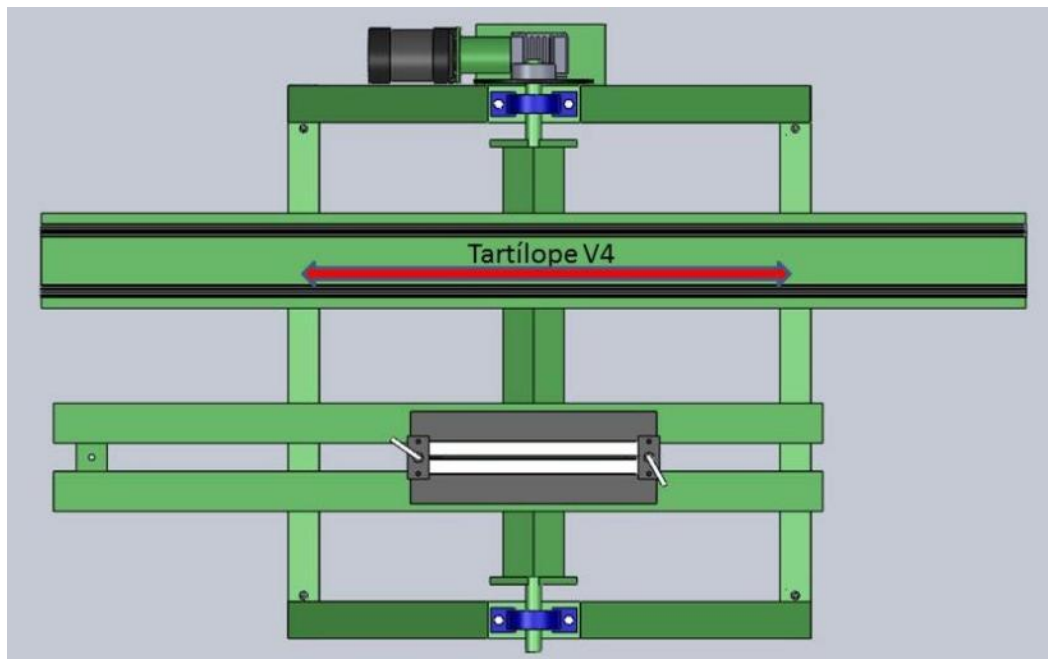


Figura 25. Exemplificação da variação de carga no eixo do motor

Nota-se que além da base para apoiar e fixar as chapas planas ser deslocado do eixo que é excêntrico, o próprio deslocamento do TARTÍLOPE ao longo do trilho faz com que, ora o motor tenha que “segurar” o peso do conjunto que faz com que o motor tenda a acelerar e ora o motor tenha que fornecer maior potência para que consiga “elevar” a carga exercida por todo o conjunto que tende a desacelerar o motor. Com isso, para que se mantenha uma velocidade de rotação do SDDR constante, a tensão precisa variar conforme a necessidade. Se a carga tende a empurrar o motor a tensão tem que diminuir, mas se a carga tende a segurar o motor, a tensão tem que aumentar. Percebe-se claramente que seria impossível realizar esse controle de forma manual girando-se o potenciômetro da fonte de tensão.

É por isto que foi necessário realizar um controle de velocidade para o motor do SDDR. Embora o controle pudesse ter sido feito utilizando como referência a curva de corrente do motor, optou-se por fazer o controle de velocidade utilizando um encoder rotativo acoplado ao eixo do motor antes da redução, como pode ser visto na Figura 26. Tal controle será mais bem comentado no capítulo de melhorias da bancada experimental.



Figura 26. Encoder acoplado ao eixo do motor

### 3.3 Melhorias no TARTÍLOPE V4

O TARTÍLOPE V4 é um manipulador com quatro graus de liberdade dedicado à soldagem e desenvolvido em conjunto com a Universidade Federal de Santa Catarina. No trabalho em questão, o TARTÍLOPE foi utilizado para a movimentação da tocha de solda GMAW.

No TARTÍLOPE, o eixo designado como X corresponde ao deslocamento do manipulador sobre um trilho, no sentido de soldagem. O eixo designado como Y tem o papel de fazer movimentos de tecimento de formas pré-definidas, podendo ser do tipo trapezoidal, triangular e triangular com parada nos extremos. O eixo designado como Z é fundamentalmente utilizado para ajustar a distância entre a tocha e a peça. O eixo angular, designado como A, é o eixo rotacional que impõe o ângulo de ataque da tocha (UFSC, 2011). A Figura 27 exemplifica a orientação dos eixos do TARTÍLOPE.

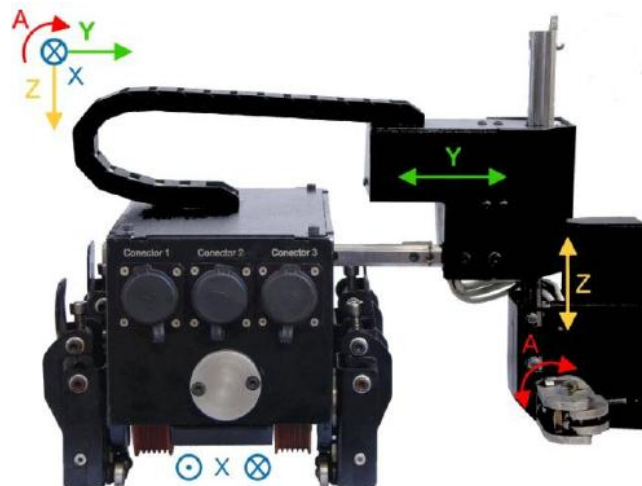


Figura 27. Orientação dos eixos do TARTÍLOPE V4 (UFSC, 2011)

Para que se tornasse operacional para a necessidade deste trabalho, foram necessárias algumas intervenções no TARTÍLOPE V4.

A primeira delas, dizia respeito à falta de constância da DBCP quando na posição plana e sobrecabeça. Durante os testes preliminares para o processo GMAW Curto-Circuito Convencional, percebeu-se uma diminuição da corrente ao longo da solda, observada através da análise dos oscilogramas. Ao se averiguar o motivo, percebeu-se que a DBCP diminuía à medida que o TARTÍLOPE movimentava e o SDDR girava. O que é plausível, posto que ao se aumentar a DBCP a corrente se reduz para a mesma tensão e velocidade de alimentação (Lima e Ferraresi, 2005), visto que o comprimento do arco se mantém (pois a fonte é de tensão constante) e o comprimento livre do eletrodo aumenta, aumentando a resistência à passagem de corrente resultando numa leve queda da corrente.

Após cuidadosa análise, chegou-se a conclusão que a diferença na DBCP para as posições plana e sobrecabeça era devido à baixa rigidez da guia que constitui o eixo de sustentação da tocha (eixo Y), além da guia que serve de trilho para o próprio TARTÍLOPE (Figura 24). Neste ponto, três soluções foram analisadas:

A primeira era a construção de um sistema para a partir da leitura de um sensor laser (sensor que mede distância) efetuar o controle da DBCP pelo motor que ajusta a altura da tocha à peça. A vantagem deste sistema consiste no fato que mesmo que a rigidez seja baixa, no fim o controle sempre mantém a DBCP. Outro ponto é que este sistema pode ser aprimorado e utilizado também como seguidor de juntas.

A segunda solução consistiu em intervenções no tocante ao aumento da rigidez do conjunto. A guia que constitui o eixo de sustentação da tocha foi trocada por outra com maior momento de inércia e foi realizado um reforço na guia que serve de trilho. Todas as adaptações necessárias foram realizadas e verificou-se que a DBCP ajustada na posição plana se mantém na posição sobrecabeça.

A terceira solução nem chegou a ser implementada, mas consistia em apoiar a tocha sobre guias garantindo a manutenção da DBCP.

### **3.4 Definição e fabricação dos Chanfros com montagem da junta**

A geometria do chanfro utilizado foi definida a partir de variáveis geométricas das juntas que, normalmente são críticas em campo (Ieteg, 2011). Com base nas normas API Spec 5L, API 1104, N 464 e N 133, e realidade de obras de construção e montagem de dutos, se propôs definir os critérios de desalinhamento a serem verificados.

Existe uma falta de circularidade admissível (*out of roundness*) para cada seção do duto, como também existem tolerâncias referentes aos valores nominais de espessura

(*thickness*) e diâmetro do duto. Existem também limites de desalinhamento (*misalignment* ou *Hi/Low*). Tais tolerâncias estão postas por normas, como o API 5L e outras normas. Na prática, em cada junta, podem-se definir duas distâncias entre as superfícies de cada duto. O desalinhamento externo, medido entre as superfícies externas e o desalinhamento interno, entre as superfícies internas dos dutos. Esta última, a mais crítica, é referente à raiz que é o passe de maior compromisso.

Existem restrições dimensionais definidas em várias normas, sendo que, de maneira geral, a combinação das tolerâncias para cada requisito vai definir um volume de trabalho na junta soldada. Entretanto, mesmo que os dutos estejam atendendo as especificações, as combinações das tolerâncias podem torná-lo inadequado para uma soldagem de sucesso. A norma API 5L, por exemplo, define que a “falta de esquadro” máxima permitida na extremidade do tubo, não deve ultrapassar 1,0 mm (0.040 in) para diâmetros inferiores à 219,1 mm (8.625 in) ou 1,6 mm (0.063 in) para diâmetros acima de 219,1 mm (8.625 in). A seção do tubo exemplificado na Figura 28, apresenta-se com um chanfro irregular (sem nariz na parte inferior) em virtude da falta de esquadro do tubo antes da usinagem do chanfro.

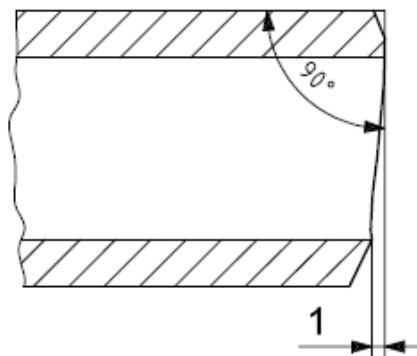


Figura 28: Falta de esquadro máximo permitido

Os alinhamentos das extremidades adjacentes de um tubo devem minimizar o deslocamento entre as superfícies. Para a extremidade de tubos com a mesma espessura nominal, o deslocamento não deve exceder 1/8 pol (3 mm) (Api1104, 2005).

Pela Norma N-464 (Petrobrás, 2001) e, em concordância com a API 5L, no acoplamento de tubos de mesma espessura nominal, o desalinhamento máximo permitido é de 20% da espessura nominal, limitando-se a 1,6 mm (Figura 29).

Das normas verificadas pode-se definir que o caso mais restritivo para a montagem (melhor para a soldagem) é o de menor valor de desalinhamento (limitado a 1,6mm). Já a condição menos restritiva para a montagem (pior para soldagem) prevê o desalinhamento máximo limitado a 3,0 mm (1/8 in).



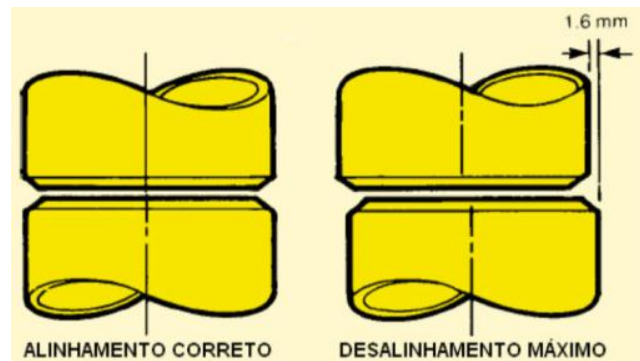


Figura 29: Desalinhamento máximo entre tubos (Domingues, 2004).

É muito importante considerar que o desalinhamento é composto por diversos fatores (diferença de espessura, falha de circularidade, falha da perpendicularidade da seção, condição de acoplamento) que quando combinados resultam em uma medida final, que não deve exceder os limites definidos por norma.

Diante desses requisitos e levando-se em conta o que tipicamente ocorre na entrega de dutos em obras, algumas condições de desalinhamentos são propostas para padronizar avaliações e estudos. Desta maneira, o perfil adotado para o bisel resulta no chanfro em V mostrado na Figura 30, no qual utiliza a técnica de chanfro estreito (*narrow groove*).

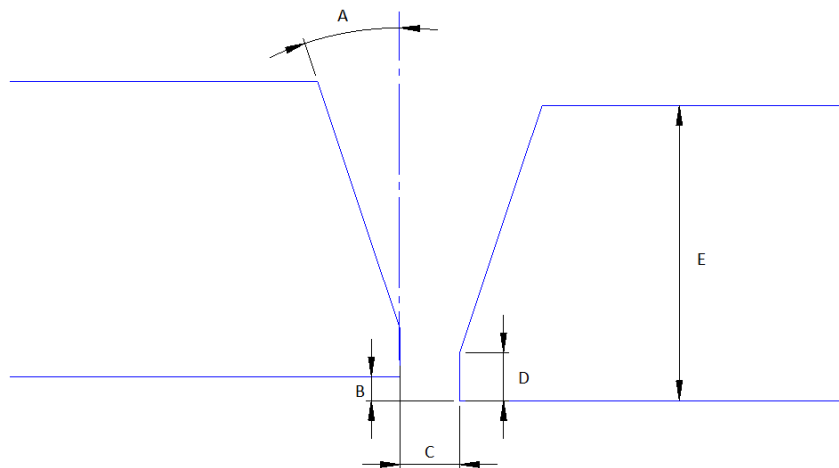


Figura 30. Junta com chanfro em V proposta: **A** é o ângulo do bisel; **B** é o desalinhamento possível na raiz (Hi/Low); **C** é a abertura da raiz (gap); **D** é o nariz; **E** é a espessura.

Inicialmente foram propostos os seguintes valores para cada variável:

- **A:** 3°, 6° e 15°;
- **B:** 1,6 mm; 2,6 mm e 3,0 mm;
- **C:** 0,0 mm; 1,0 mm e 2,0 mm;
- **D:** 0,0 mm e 1,0 mm;
- **E:** 8,0 mm.



No entanto, é possível observar que esta era uma proposta inicial e que dependia de viabilidade de realização, não somente da construção dos chanfros, mas também da robustez dos processos de soldagem. Apenas para se tenha ideia do quão rígidas são as condições dos chanfros propostos, a Figura 31 abaixo exemplifica algumas das condições com proporcionalidade entre as medidas.

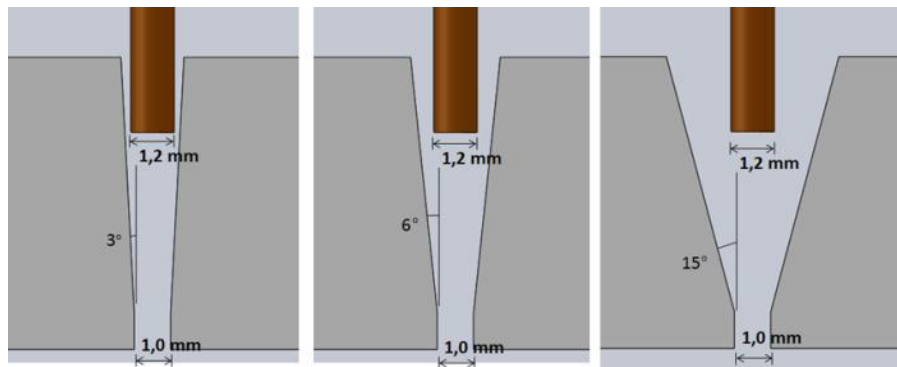


Figura 31. Chanfros inicialmente propostos.

Naturalmente percebe-se que as condições propostas são difíceis de serem executadas. Até mesmo porque, a simulação de uma soldagem de meia cana em um tubo de 8", resulta em uma solda com aproximadamente 320 mm e com um chanfro tão estreito, o arco tende a defletir para um dos lados (*humping*), além da ocorrência de defeitos como falta de penetração. Assim, os testes preliminares foram iniciados com um ângulo de 15°.

Para a montagem da junta, foram utilizados gabaritos para garantir a correta abertura de raiz (*gap*) e cachorros (*fixture*) para garantir que a junta não se altere ao longo do processo de soldagem (Figura 32). Os cachorros foram feitos a partir de uma cantoneira de 1/2x1/8". A quantidade necessária de cachorros para garantir que a junta não feche enquanto se solda foi testada experimentalmente. A utilização dos cachorros foi para garantir que a junta esteja livre de obstruções de forma a não afetar o arco, como poderia ocorrer se fossem utilizados pontos de solda.

Uma vez definida a junta a ser soldada, o próximo passo foi definir como seria realizado o bisel em cada chapa. Apesar de ser um chanfro em V relativamente fácil de ser confeccionado, dada a grande quantidade de testes que seriam realizados foi necessário avaliar a melhor forma de fazer esse chanfro, pois poderiam ser feitos em plaina ou através de uma chanfradeira.

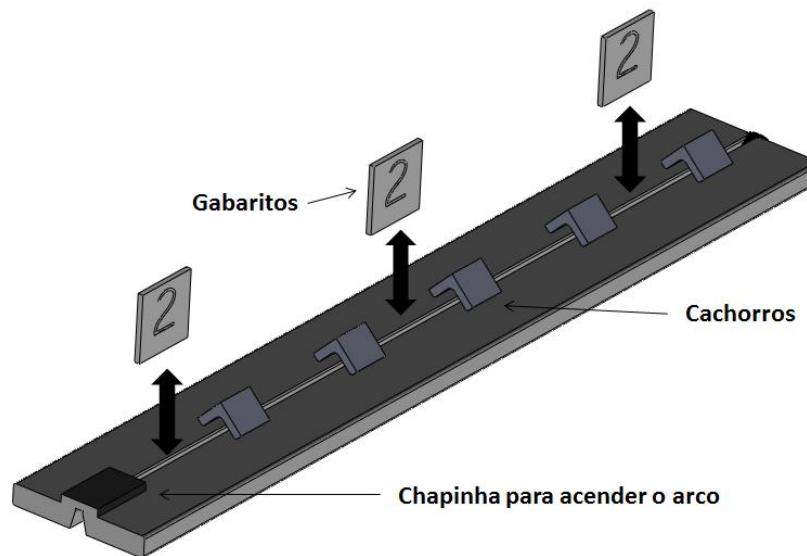


Figura 32. Montagem da junta

A chanfradeira disponibilizada pelo Laprosolda permite realizar chanfros em V em tubos e em chapas planas grandes com ângulos de bisel que variam entre  $22,5^\circ$  e  $55^\circ$ . Contudo, esse ângulo é limitado devido ao tamanho dos pinos que são responsáveis pela angulação do cabeçote da máquina (Figura 33), de maneira que quanto menor o pino, menos inclinado fica o cabeçote e menor se torna o ângulo de bisel.

Uma relação entre o comprimento do “pino de ângulo” e o ângulo do bisel foi feita para que se pudesse estimar a medida que o pino deveria ter para que resultasse em um ângulo de bisel desejado de  $15^\circ$ . Depois de confeccionado o novo pino para o ângulo de  $15^\circ$ , foram realizados testes para ver se a necessidade do bisel seria atendida. A intenção era um bisel de  $15^\circ$  com nariz de 1,0 mm.

Neste ponto, outra dificuldade surgiu. Como a chanfradeira foi projetada para chanfrar chapas grandes, seu ponto de apoio (para evitar que a chapa se eleve devido a força de corte proporcionada pela fresa) se localiza a 4” da fresa, inviabilizando a realização do chanfro na barra chata de 1” de largura utilizada neste trabalho. Uma alternativa seria a confecção de um suporte para sustentação da barra chata durante a realização do chanfro. Mas devido a esta grande gama de dificuldades em se utilizar a chanfradeira para a confecção de um chanfro estreito e em uma barra chata estreita, além da qualidade do chanfro não ser tão boa, esta ideia de uso da chanfradeira para a realização do bisel foi deixada de lado.

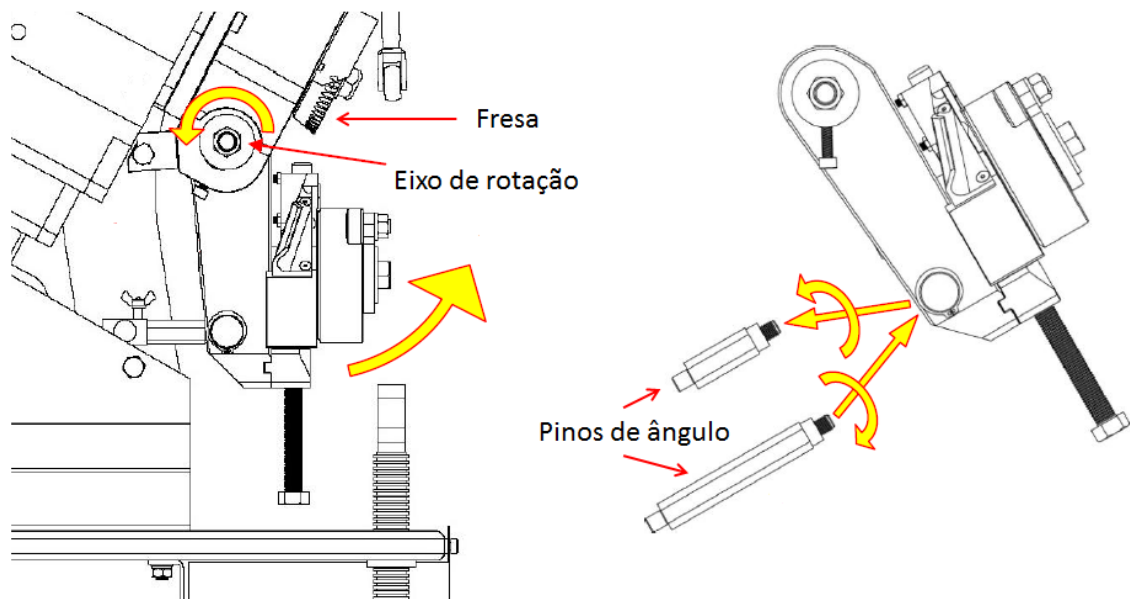


Figura 33. Angulação da chanfradeira

Restou assim, fazer uso da plaina para a confecção dos biséis. Apesar de ser um processo de usinagem mais lento que a chanfradeira, a qualidade do bisel é melhor. Além do mais, na plaina é mais fácil de realizar o bisel em peças pequenas, como as desse trabalho.

### 3.5 Realização de testes preliminares para determinar a influência de parâmetros para cada processo

Os testes preliminares se iniciaram com o processo GMAW por curto circuito convencional. Inicialmente, era necessário estabelecer uma faixa de estabilidade do processo para os chanfros propostos. Para o processo GMAW por curto-circuito convencional, foi variada a velocidade de alimentação ( $V_a$ ), a tensão de soldagem ( $U$ ), além da oscilação da tocha (com e sem). Para o processo RMD, foram variadas a velocidade de alimentação, o Trim e o Arc Control. No processo STT, além da velocidade de alimentação, foram variados a corrente de base ( $I_{Base}$ ), a corrente de pico ( $I_{Pico}$ ) e o Tail-out. No processo CMT foi variado o comprimento do arco e o controle dinâmico. Para os três últimos processos, todos os ensaios foram realizados com a tocha oscilando (tecimento).

A grande dificuldade no levantamento de parâmetros operacionais para a soldagem de meia cana consiste no fato de cada posição de soldagem ter sua particularidade. A realização da soldagem de tubulações na posição 5G apresenta um grau elevado de dificuldade, o que exige do soldador habilidade em realizar soldas em todas as posições, plana, vertical ascendente ou descendente e sobrecabeça. Entre estas, encontra-se a

dificuldade em manter o perfil correto do cordão de solda, o que acarreta em falta de fusão e de penetração (Pereira, 1995). A posição plana (condição de maior penetração da raiz) é a mais utilizada e deve-se sempre que possível utilizá-la devido a maior facilidade de soldagem. Entretanto, a posição vertical e sobre cabeça tem o inconveniente de ser difícil de conter o metal fundido (Oliveira, 2002). No caso em que a solda é realizada na posição plana, a força gravitacional estará sempre agindo no sentido de destacar a gota e manter o metal fundido dentro da junta. No caso da posição vertical, a força gravitacional atua perpendicularmente a transferência da gota e na poça de fusão, o que proporciona o escorrimento do metal fundido. Na posição sobrecabeça, a gravidade age no sentido de dificultar o destacamento da gota e de fazer a queda do metal fundido (Costa, 2011).

Sendo assim, os parâmetros selecionados devem ser robustos o suficiente para atender as necessidades das três posições de soldagem. Dada a dificuldade de se confeccionar os chanfros, inicialmente os parâmetros começaram a ser avaliados soldando-se sobre chapa. Entretanto, a realização deste tipo de teste serve apenas para avaliar a estabilidade do arco, sendo que não é possível tecer comentários sobre como comportaria o cordão dentro do chanfro. Além do mais, os valores medidos de tensão e corrente variam caso a solda seja realizada dentro de chanfro ou sobre chapa, para as mesmas condições de soldagem. Partiu-se assim para a realização de testes sobre chanfro.

Dentre os chanfros propostos, os com ângulo de  $3^\circ$  e  $6^\circ$  logo foram descartados por serem demasiadamente estreitos. Alguns cordões foram feitos e, como era esperado, apresentaram falta de penetração (estes testes serão apresentados no capítulo de testes preliminares). Partiu-se assim para a condição de ângulo de bisel de  $15^\circ$  com nariz de 1,0 mm. Para abertura de raiz (gap) de 0, 1 e 2 mm nenhuma condição de soldagem apresentou resultados satisfatórios, tendo como maior defeito a falta de penetração.

Extrapolou-se então a proposta inicial e aumentou-se o gap para 3 mm. Com essa condição de chanfro, os resultados começaram a aparecer, e foi essa a condição utilizada ao longo do trabalho.

### **3.6 Ensaios finais**

A partir dos ensaios preliminares a serem apresentados no Item 5.4, definiu-se os ensaios de validação (ensaios finais) para os processos (convencional e derivativos). A Tabela 1 apresenta quais ensaios foram propostos e realizados para o processo GMAW convencional. Para conhecer melhor o porquê destes ensaios, deve-se analisar a estratégia a ser apresentada no Item 5.4.

Tabela 1. Planejamento experimental proposto para GMAW convencional.

gás C25									
Experimento	gap [mm]	tensão [V]	Valim [m/min]	H/L [mm]	Vsold.	rot. Mesa	freq. Tec.	amplit. Tec.	tempo de sold.
1	3	18	3	0	18,28	1728	1,9	2	105
2	3	18	3	3	18,28	1728	1,9	2	105
3	3	18	5	0	30,46	2900	3,2	2	63
4	3	18	5	3	30,46	2900	3,2	2	63
5	3	20	3	0	18,28	1728	1,9	2	105
6	3	20	3	3	18,28	1728	1,9	2	105
7	3	20	5	0	30,46	2900	3,2	2	63
8	3	20	5	3	30,46	2900	3,2	2	63
9	3	19	4	1,5	24,37	2314	2,5	2	79
10	4	18	4	1,5	24,37	2314	2,5	3	79
11	4	20	4	1,5	24,37	2314	2,5	3	79
12	4	19	3	1,5	18,28	1728	1,9	3	105
13	4	19	5	1,5	30,46	2900	3,2	3	63
14	4	19	4	0	24,37	2314	2,5	3	79
15	4	19	4	3	24,37	2314	2,5	3	79
16	4	19	4	1,5	24,37	2314	2,5	3	79
gás CO2 puro									
Experimento	gap [mm]	tensão [V]	Valim [m/min]	H/L [mm]	Vsold.	rot. Mesa	freq. Tec.	amplit. Tec.	tempo de sold.
17	3	19	2	0	12,18	1141	1,3	2	157
18	3	19	2	3	12,18	1141	1,3	2	157
19	3	19	3,5	0	21,32	2021	2,2	2	90
20	3	19	3,5	3	21,32	2021	2,2	2	90
21	3	21	2	0	12,18	1141	1,3	2	157
22	3	21	2	3	12,18	1141	1,3	2	157
23	3	21	3,5	0	21,32	2021	2,2	2	90
24	3	21	3,5	3	21,32	2021	2,2	2	90
25	3	20	2,75	1,5	16,75	1581	1,7	2	115
26	4	19	2,75	1,5	16,75	1581	1,7	3	115
27	4	21	2,75	1,5	16,75	1581	1,7	3	115
28	4	20	2	1,5	12,18	1141	1,3	3	157
29	4	20	3,5	1,5	21,32	2021	2,2	3	90
30	4	20	2,75	0	16,75	1581	1,7	3	115
31	4	20	2,75	3	16,75	1581	1,7	3	115
32	4	20	2,75	1,5	16,75	1581	1,7	3	115

Para os processos derivativos, esta abordagem de proposição de planejamento experimental não se mostrou apropriada, pois cada uma das variações estudadas apresenta parâmetros intrínsecos que estão correlacionados com velocidade de alimentação, corrente e comprimento do arco, conforme apresentado no Item 2.3. Assim, por apresentar forte interação entre os parâmetros, não é adequado para um planejamento estatístico. Desta forma, a abordagem adotada para os processos derivativos foi a definição de um ponto de partida e com o conseguinte aumento sucessivo da velocidade de alimentação para ampliação máxima da faixa de trabalho. Neste aumento da velocidade de alimentação, variou-se os parâmetros intrínsecos para cada fonte utilizada nos processos derivativos, utilizando-se a lógica apresentada no Item 5.4. Esta lógica se baseia em ensaios preliminares (Item 5.4), onde se observou a influência qualitativa de cada parâmetro para

cada fonte/processo. Assim, a partir da experiência adquirida nos ensaios preliminares, foi possível direcionar o desenvolvimento para ampliação da faixa operacional, no sentido a tentar ampliar a faixa de trabalho obtida com o GMAW convencional.

Desta forma, definiram-se as seguintes faixas iniciais de trabalho para os processos derivativos:

a) RMD

Para o gás Ar+25%CO<sub>2</sub> (C25) partiu-se de uma velocidade de alimentação igual a 5 m/min (condição limite obtida no GMAW convencional e descrita no item 6.1). O Arc Control inicial foi 25 e o Trim foi igual a 60. Costa (2011) observou que para valores de Trim abaixo de 50 os cordões tendem a apresentar um perfil mais estreito e convexo, em consequência à redução do comprimento do arco. Para o gás CO<sub>2</sub> puro, a velocidade de alimentação foi iniciada em 3,5 m/min (condição limite para o GMAW convencional com o CO<sub>2</sub> puro), com o Arc Control = 25 e o Trim = 60.

b) STI

Para o gás C25 partiu-se de uma velocidade de alimentação igual a 5 m/min. A corrente de base (I<sub>b</sub>) e a corrente de pico (I<sub>p</sub>) iniciaram-se em 80 e 300, respectivamente. O Tail out (T<sub>out</sub>) iniciou-se em 5. Para o gás CO<sub>2</sub> puro, a velocidade de alimentação foi iniciada em 3,5 m/min e os parâmetros I<sub>b</sub>, I<sub>p</sub> e T<sub>out</sub> foram os mesmos iniciados para o gás C25.

c) CMT

Para o gás C25 partiu-se de uma velocidade de alimentação desejada igual a 5 m/min. O controle dinâmico foi ajustado igual à zero. Já o parâmetro comprimento do arco (PLa) foi ajustado em 25. Para o gás CO<sub>2</sub> puro, a velocidade de alimentação foi iniciada em 3,5 m/min. O parâmetro comprimento do arco e o controle dinâmico iniciaram-se em -10 e 0, respectivamente.

### **3.7 Análise visual para avaliar a qualidade superficial dos cordões**

De acordo com a Norma API 1104, para uma solda atender as exigências de uma inspeção visual, esta deve estar livre de trincas e penetração inadequada. A profundidade máxima da mordedura na face da solda não deve ultrapassar 0,8 mm ou mesmo 12,5% da espessura da parede do tubo. Ou seja, a primeira objeção é mais restritiva que a segunda,

pois no caso em questão do tubo de 8", não deve exceder 1,0 mm. Além disto, não deve haver mais do que 50 mm de mordedura em um trecho de solda de 300 mm.

Para a API 1104, a falta de penetração é considerada como defeito caso o comprimento de um defeito for maior que 25 mm ou o somatório do comprimento total for superior a 25 mm ou exceder 8% em uma solda contínua com 300 mm. Por outro lado, para o caso em que a junta soldada possui Hi/Low a definição da norma para falta de penetração é quando uma aresta da raiz é exposta e deve ser considerada um defeito na situação em que o comprimento da falta de penetração exceder 50 mm ou o somatório do comprimento total exceder 75 mm ao longo de uma solda contínua de 300 mm.

Ainda pela Norma API 1104, a falta de fusão e sobreposição são definidas como uma imperfeição superficial entre o metal de solda e o metal de base que se estende até a superfície da solda (raiz ou face). Esta condição deve ser considerada um defeito quando o comprimento de uma ocorrência de falta de penetração exceder a 25 mm ou quando o somatório de todas as ocorrências de falta de penetração superar os 25 mm (ou 8%) ao longo de uma solda com 300 mm. Em relação à concavidade da solda, esta é aceitável para qualquer comprimento.

A presença de trincas devem ser considerada um defeito para qualquer tamanho de trinca que não esteja localizado no início ou no final do cordão de solda; e quando estiverem localizadas no início ou fim da solda, a trinca será um defeito se superar o tamanho de 4 mm.

Com relação a mordeduras, sua presença é considerado um defeito de soldagem quando o comprimento da mordedura superar 50 mm ao longo de uma solda com 300 mm. Para a presença de porosidade, no caso de um poro individual, este não pode exceder 3 mm no caso mais restritivo da norma.

Por fim, a norma API 1104 ainda faz considerações no tocante ao acúmulo de imperfeições em uma solda. Neste ponto a norma ressalta que excluindo a falta de penetração na condição de Hi/Low, qualquer acúmulo de imperfeições será considerado defeito de soldagem quando o comprimento total das imperfeições superar 50 mm ao longo de uma solda com 300 mm; ou quando o comprimento total das imperfeições exceder 8% do comprimento da solda. No caso da soldagem meia cana do tubo com 8", não deve exceder 25mm.

A Figura 34, apresenta os defeitos de soldagem acima listados, para servir de efeito de comparação com os cordões dos ensaios finais a serem apresentados no Capítulo 6.

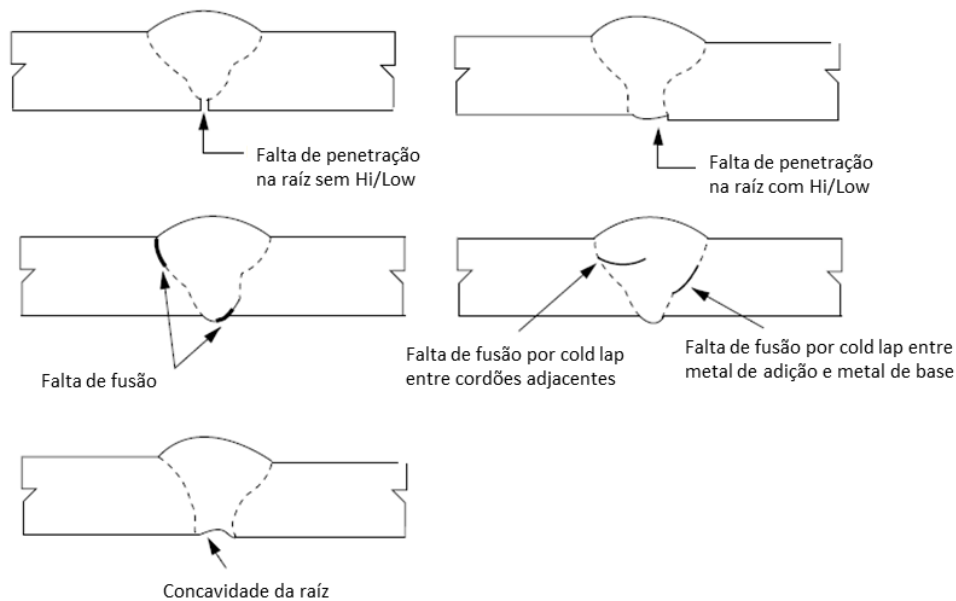


Figura 34. Defeitos de soldagem (adaptado de API 1104)

### 3.8 Análise metalográfica

Para avaliação do perfil da solda e verificação da possível presença de discontinuidades internas será apresentada a análise macrográfica (macro) de alguns dos cordões de solda que obtiverem penetração completa nas três posições simuladas. As primeiras análises realizadas foram as da avaliação do uso ou não do tecimento e da comparação do tecimento (Itens 5.2 e 5.3). Em seguida foram realizadas macros nos cordões realizados no planejamento experimental do GMAW com curto circuito convencional além dos melhores cordões dos processos RMD, STT e CMT.

Em cada cordão de solda, foram analisadas três seções transversais diferentes, a saber: posição plana, vertical e sobre cabeça. Sendo assim, foram efetuados cortes transversais sob a região que se desejava analisar. Em seguida, as amostras foram embutidas com resina auto-polimerizável e lixadas sua superfície começando por uma lixa de granulometria 80, passando pela 120, 180, 220, 320, 400 e finalizando na 600. Depois de realizado esse acabamento superficial, as amostras foram imersas por em torno de 15 segundos em uma solução de Nital 10% (90% de álcool e 10% de ácido nítrico).



# CAPÍTULO IV

## MELHORIAS NA BANCADA EXPERIMENTAL

Para o bom funcionamento e conseqüente realização dos testes preliminares foram necessárias algumas intervenções na bancada experimental. Notou-se que a velocidade de rotação do SDR variava conforme o simulador girava. Notou-se também uma variação da DBCP à medida que a tocha percorria a chapa a ser soldada. Na soldagem com a fonte CMT, observou-se que esta impõe corrente e não a velocidade de alimentação que se ajusta no display. Como neste trabalho propôs-se manter o mesmo volume depositado em cada junta soldada, é necessário saber a velocidade de alimentação real.

Neste sentido, este capítulo apresenta as soluções realizadas para o perfeito uso da bancada experimental.

### 4.1 Melhorias no SDR

Durante a realização dos primeiros testes preliminares verificou-se que a rotação do Simulador de Soldagem de Dutos por Retificação (SSDR) não se mantinha constante à medida que ele girava. Por isso foi necessário realizar um controle de velocidade para o motor do SDR.

O motor que o SDR utiliza é um motor de corrente contínua de 20 V. Um encoder magnético foi acoplado ao eixo do motor antes da redução. O hardware utilizado para o controle tem como cérebro um PIC16F877A capaz de avaliar a leitura do encoder e através de um PWM, chavear uma fonte estabilizada de acordo com a velocidade do motor. Este conjunto composto pelo motor acoplado ao SDR e o hardware foi avaliado em Matlab, onde foi possível obter a função de transferência bem como um controlador PID adequado à situação. O resultado obtido teve sua eficiência averiguada tanto teoricamente (através do Simulink), como também na prática.

#### 4.1.1 Montagem do Hardware

Para a realização do controle de velocidade deste motor de corrente contínua, foram desenvolvidos todos os hardwares necessários.

#### 4.1.1.1 Placa de Controle

A proposta de se elaborar um conjunto versátil e compacto levou a construção do layout da Figura 35.

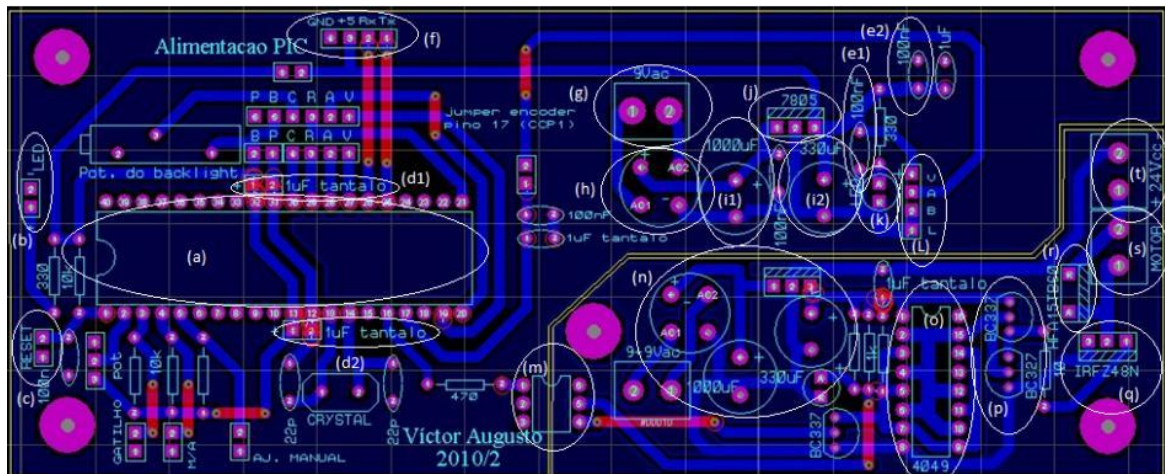


Figura 35. Layout da placa de controle

No canto esquerdo observar-se ao centro o conector para o PIC 16F877A (a). Os componentes dispostos próximo ao PIC são para auxiliar no seu funcionamento. É possível visualizar um LED (b) para indicar que o PIC está alimentado com 5 V, bem como um conector para o RESET (c) para que se possa reiniciar o PIC. Dois capacitores de tântalo (d1 e d2) são colocados bem próximos ao conector do PIC nas trilhas de alimentação. Essa prática é importante, não somente na proximidade da alimentação do microcontrolador, como também para qualquer circuito integrado, de forma a filtrar ruídos de alta frequência que podem afetar no funcionamento destes. Usualmente coloca-se também capacitores cerâmicos de 100 nF na alimentação (e1 e e2). O conector de quatro pinos no alto da placa (f) é para conectar o PIC a uma entrada serial de um computador para que se possa acompanhar o que está sendo processado por este, mas também serve para gravação do PIC “in circuit”.

No canto superior direito é possível visualizar a entrada do trafo de 9Vac (g), a parte de retificação (h) e os capacitores que filtram o sinal retificado (i1 e i2), assim como o regulador de tensão LM7805 (j) que regula a tensão de saída em 5 Vdc. Ao lado do LED (k) que indica se a placa está ligada, é possível verificar um conector de 4 pinos (L). É neste conector que é ligado o encoder que está acoplado ao eixo do motor para a leitura de rotação.

O canto inferior direito está separado do restante da placa por um acoplador óptico (m) de 6 pinos (4N25) que nada mais é do que um fotodiodo e um fototransistor encapsulados em um mesmo invólucro. Este é responsável pelo isolamento elétrico entre os

circuitos de entrada e de saída. Não existe nenhuma relação entre os terras de controle e de potência. Neste acoplador, chega um PWM enviado pelo PIC para o chaveamento do MOSFET (*Metal Oxide Semiconductor Field Effect Transistor*). Este PWM produz uma variação na corrente do fotodiodo e conseqüentemente faz variar a emissão de luz e, portanto, a corrente no fototransistor. Em suma o sinal de entrada é repassado à saída sem contato elétrico e assim evitam-se ruídos indesejados. Entretanto, o sinal de saída fica invertido em relação ao de entrada, ou seja, onde é nível alto vira nível baixo e onde é nível baixo vira nível alto. Esta parte da placa é dotada de outra fonte estabilizada em 15 Vdc (n). Possui também um circuito “buffer” (o) para garantir a correta “quadratura” do PWM. O conjunto de transistores BC337 e BC327 (p) são usados como driver para o MOSFET IRFZ48N (q). Junto a este MOSFET é ligado o diodo rápido HFA15TB60 (r) com função de roda livre. Dois bornes foram colocados: um como saída para o motor (s) e outro como entrada para a fonte estabilizada (t) de 24V e 175W montada em outra placa e mostrada no item a seguir.

#### 4.1.1.2 Fonte de alimentação do motor

O projeto da fonte de alimentação do motor é um projeto simples embora eficiente. O layout pode ser visto na Figura 36.

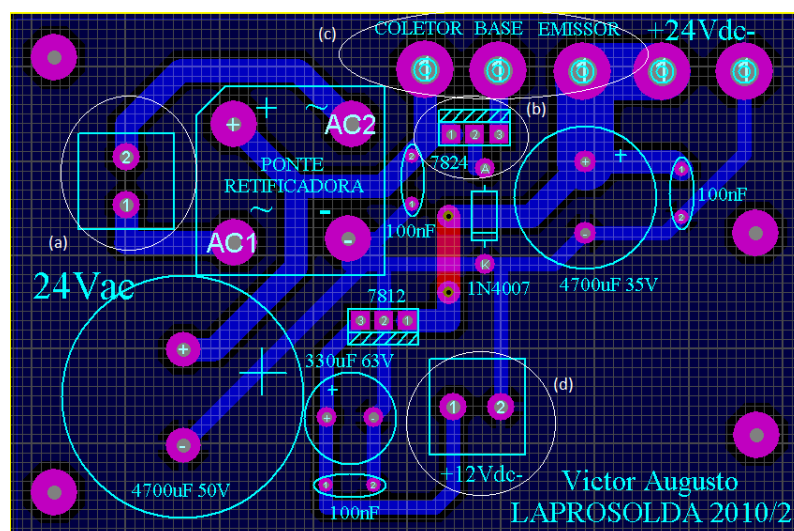


Figura 36. Layout da placa de alimentação do motor

Nesta placa da Figura 36, é ligado em seu borne de entrada (a) o secundário de um trafo, que no caso em questão é de 24 Vac. O regulador de tensão adotado para estabilizar a saída pode ser um fixo da série LM 78XX, ou um regulador variável como o LM 317 que permite tensão de saída de 1,2 V a até 37 V. Neste caso, devido ao motor em uso, a tensão

foi regulada em 20 V. Entretanto, como a corrente máxima de saída deste regulador é de 1.5A e o motor em questão consome mais do que isto, é necessário colocar sua saída para excitar a base de um transistor de potência (c) intitulado BUX48 que fornece uma corrente de saída de 15 A. Uma saída auxiliar de 12 V (d) foi feita para o uso de um cooler para refrigeração do sistema. Apesar do conjunto não aquecer demasiadamente, este foi colocado por maior segurança.

É importante ressaltar que a fonte apresentada é uma fonte estabilizada (caso se use um regulador da série LM78XX), mas pode se tornar variável (caso seja usado um regulador LM317) com alta capacidade de corrente (15 A, sendo limitado pelo transformador e pelo transistor de potência).

#### 4.1.1.3 Placa de comunicação RS-232

A fim de se coletar dados para a determinação da função de transferência do motor, uma placa de comunicação serial foi feita separadamente do sistema para aumentar sua versatilidade. O seu layout é simples e pode ser visto na Figura 37, a seguir:

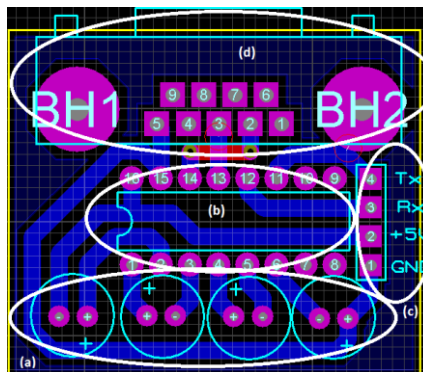


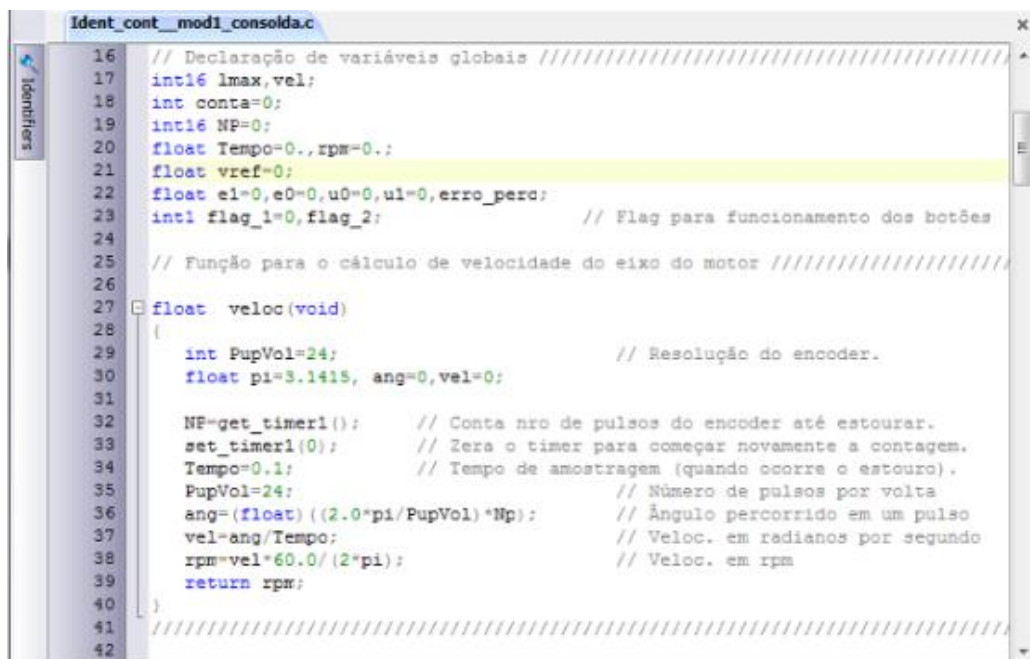
Figura 37. Placa de comunicação serial

A placa serial da Figura 37 apresenta o circuito mínimo necessário para a comunicação serial. Foram utilizados quatro capacitores de 10uF (a), um circuito MAX232 (b), um conector de 4 pinos (c) com a alimentação e os pinos de dados, além do conector DB9 (d).

#### 4.1.2 Desenvolvimento do software

O programa inserido no PIC (*Peripheral Interface Controller*) foi desenvolvido em linguagem C no compilador CCS-PCW. O programa foi elaborado de forma a conter duas partes principais. A primeira trata da função chamada de `veloc()`. Esta função é responsável pelo cálculo de velocidade do motor e retorna um valor em rpm. O timer 1 atua como um

contador externo, contando quantos pulsos foi enviado pelo encoder no tempo de amostragem que é de 100ms, e depois é zerado para nova contagem. O número de voltas do eixo do motor é o número de pulsos contados pelo timer 1 (no intervalo do tempo de amostragem), dividido pelo número de pulsos por revolução do encoder (neste caso é 24ppr). Dividindo-se esse valor pelo tempo de amostragem em segundos (0,1s) têm-se o valor em rotações por segundo. Para passar para rpm basta multiplicar o valor encontrado por 60 e para passar para rad/s basta multiplicar por  $2\pi$  (Figura 38).



```

16 // Declaração de variáveis globais //////////////////////////////////////
17 int16 lmax,vel;
18 int conta=0;
19 int16 NP=0;
20 float Tempo=0.,rpm=0.;
21 float vref=0;
22 float e1=0,e0=0,u0=0,u1=0,erro_perc;
23 int1 flag_1=0,flag_2; // Flag para funcionamento dos botões
24
25 // Função para o cálculo de velocidade do eixo do motor //////////////////////////////////////
26
27 float veloc(void)
28 {
29     int PupVol=24; // Resolução do encoder.
30     float pi=3.1415, ang=0,vel=0;
31
32     NF=get_timer1(); // Conta nro de pulsos do encoder até estourar.
33     set_timer1(0); // Zera o timer para começar novamente a contagem.
34     Tempo=0.1; // Tempo de amostragem (quando ocorre o estouro).
35     PupVol=24; // Número de pulsos por volta
36     ang=(float)((2.0*pi/PupVol)*NP); // Ângulo percorrido em um pulso
37     vel=ang/Tempo; // Veloc. em radianos por segundo
38     rpm=vel*60.0/(2*pi); // Veloc. em rpm
39     return rpm;
40 }
41
42

```

Figura 38. Função para cálculo de velocidade

Este método de determinar a velocidade angular de um motor a partir do sinal de saída de um encoder é de fácil implementação e não necessita do modelo do motor, mas a exatidão da medição e o tempo de resposta são diretamente dependentes do tempo de amostragem. Dessa forma, para baixas velocidades a exatidão da medição é deteriorada. Assim é de extrema importância garantir que o tempo de amostragem não mude. Os programas elaborados para serem rodados em microcontroladores são feitos dentro de um laço infinito, de maneira a deixar o programa em constante loop. Entretanto é difícil garantir o tempo de execução de um programa, pois cada comando leva um tempo diferente para ser executado. Assim, a melhor forma de garantir o tempo de amostragem é através de uma interrupção.

Desta maneira, outra parte importante do programa é o controle do tempo de amostragem feito pelo timer 0 (Figura 39). É feito um laço com o operador if, de forma que o laço seja rodado a cada 100 ms, definindo assim o tempo de amostragem. Dentro deste laço if, é chamado o valor de rpm, calculado o erro que é a velocidade ajustada menos a

velocidade lida em rpm, e logo em seguida definida a lei de controle que foi determinada pelo Matlab, e que será apresentada no item seguinte.

```

43 // Controle do tempo de amostragem de 100ms //////////////////////////////////////
44 #int_TIMER0
45 void TIMER0_isr(void)
46 {
47     set_timer0(6); //Este valor inicial do timer 0 (*6) e o número de ciclos (*25)
48     conta=conta+1; //foram calculados levando-se em conta o tempo de amostragem de
49     if(conta==25) //sejado de 100ms, o clock da CPU(4MHz) e nro de bits do timer
50     { //zero (*8).
51         vref=(read_adc()/1023.)*1000; //O valor de referência para a velocidade é feito por
52         vel=vref*3.9; //um potenciômetro através de um conversor A/D de 10 bits
53         //(*1023). O valor *3.6, serve para converter tensão em
54         rpm=veloc(); //rpm. Como o motor gira a até 3600rpm, a referência tem
55         //de variar até 3600.
56         e1=e0; //erro no anterior é igual ao erro no instante atual.
57         e0=vel-rpm; //erro anterior é vel (varia de 0 à 3600) menos rpm (também varia
58         erro_perc=(e0/rpm)*100; //de 0 à 3600).
59         u1=u0; //saída anterior é igual a saída no instante atual.
60         u0=u1 + 1.0039*e0 + 0.3219*e1; //Lei de controle encontrada pelo MATLAB.
61
62         if(u0>1000)u0=1000; //Limite superior de saturação da saída.
63         if(u0<0)u0=0; //Limite inferior de saturação da saída.
64
65         set_pwm2_duty(int16)(u0);
66
67         conta=0;
68     }
69 }

```

Figura 39. Controle do tempo de amostragem

O programa ainda conta com os comandos de inicialização, tela de inicialização do LCD (*Liquid Crystal Display*), além do laço principal do programa, onde foram elaboradas algumas rotinas de botões, para que seja possível movimentar o motor de forma manual, ou automática (sendo realizado o controle de velocidade).

De forma geral, o que o programa faz é primeiramente contar o número de pulsos do encoder e transformar isso em rpm. Em seguida garante-se que o programa rode a cada 100 ms. Compara-se a velocidade na qual se ajustou o motor com a que está sendo lida pelo encoder. Essa diferença gera o erro. E assim, joga-se este erro na lei de controle do motor, fazendo com que este acelere ou desacelere, de forma a tentar sempre acompanhar a velocidade que foi desejada inicialmente.

#### 4.1.3 Avaliação no Matlab

É com a ajuda do Matlab, que foi possível definir não só a função de transferência do motor como também o controlador mais apropriado ao conjunto onde o motor é acoplado (SSDR). A versão do Matlab usada é a 7.11.0 (R2010b).



#### 4.1.3.1 Definição da função de transferência

Para se coletar dados do comportamento do motor, foi gravado no PIC um programa em C que apenas faz a leitura da rotação do motor para cada largura de pulso do PWM (*Pulse Width Modulation*), e envia para a serial. Ou seja, através de um computador conectado por uma porta serial com o PIC, foi possível fazer a aquisição de uma entrada (largura de pulso do PWM) e de uma saída (rotação do motor), e assim gerar um arquivo de duas colunas com extensão txt. É importante ressaltar que no momento da aquisição, o motor já estava acoplado ao sistema onde irá trabalhar (motor com carga). Este arquivo será carregado pelo Matlab através do comando load ('nome\_do\_arquivo.txt'). A fim de separar a entrada e a saída, cria-se um vetor de entrada e outro de saída, como pode ser visualizado na Figura 40.

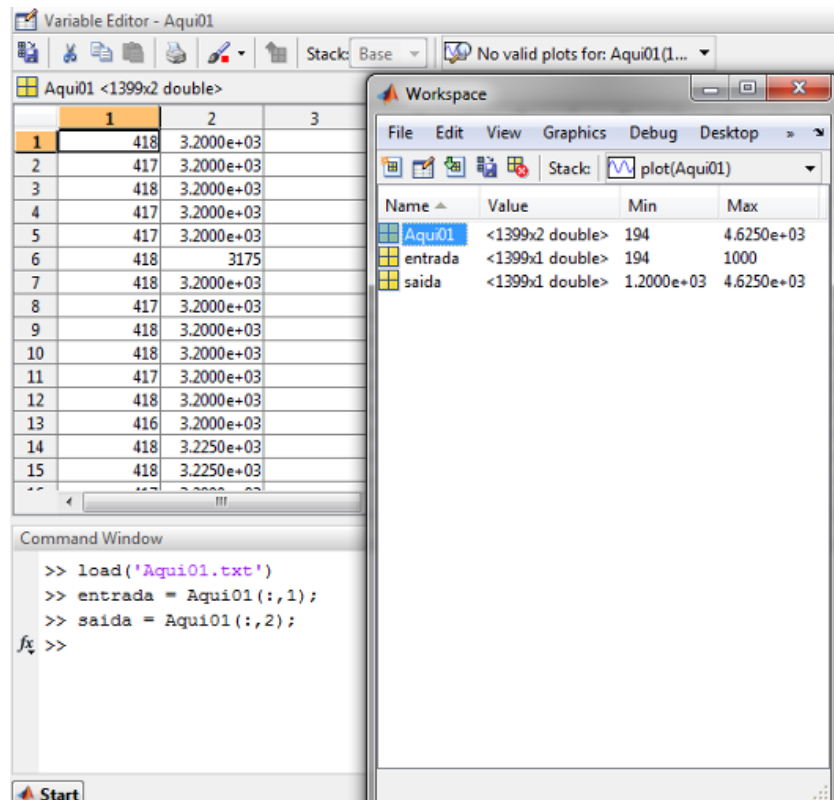


Figura 40. Determinação dos vetores de entrada e saída

Em seguida, abre-se o aplicativo “ident”, como visto na Figura 41, e clica-se em “import data”, selecionando a opção “Time domain data”.

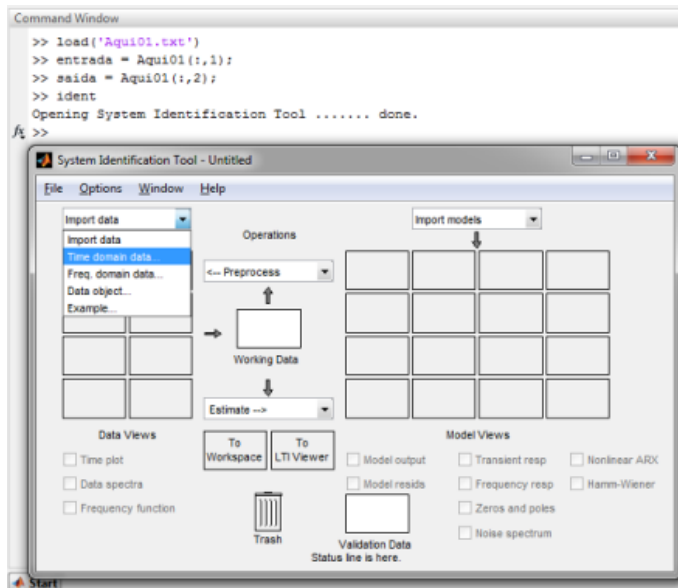


Figura 41. Abrindo aplicativo Ident

Na janela Import Data (Figura 42) seleciona-se em input o vetor “entrada” e em output o vetor “saida”, que foram definidos no Workspace. Em Starting time coloca-se “0” e em “Sampling Interval” coloque o tempo de amostragem, que no caso é de “0,1s”, depois clica-se em import. O arquivo “mydata” será criado. Clica-se em “Time plot” e visualiza-se os sinais de entrada e saída, assim como na Figura 43. A geração dos dados adquiridos foi realizada variando-se a entrada (ciclo do PWM), de modo a produzir uma entrada em degrau.

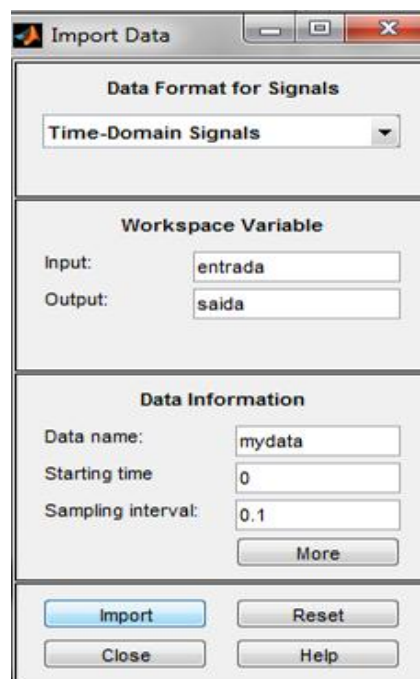


Figura 42. Importando variáveis do Workspace



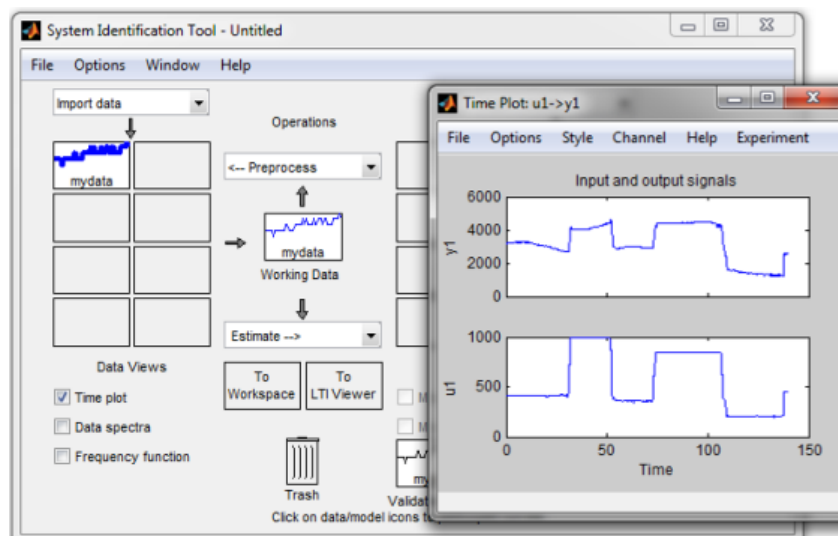


Figura 43. Visualizando os sinais de entrada e saída em função do tempo

Ainda na janela do “System Identification Tool”, clica-se em “operation” e “select range”. Uma janela parecida com a da Figura 43 é gerada, mas com a opção de se selecionar uma faixa menor de dados para a identificação. Para isto basta arrastar o mouse, selecionando a região desejada e clicar em “insert”. Ao clicar em “insert”, um arquivo chamado mydatae será criado, como pode ser visto na Figura 44. Caso queria visualizar a região selecionada clica-se em “time plot”. Este novo arquivo criado deve ser arrastado para “Working data” e “Validation data”. Em seguida clica-se na janela “Estimation” e seleciona a opção “Process models...”, como é mostrado na Figura 45.

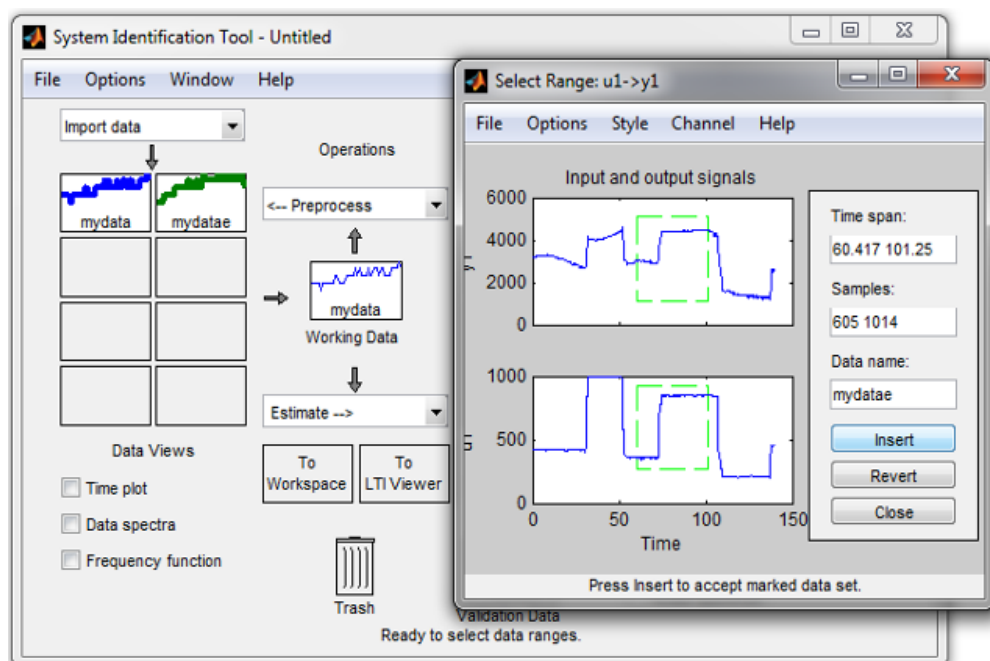


Figura 44. Selecionando faixa de operação do sinal

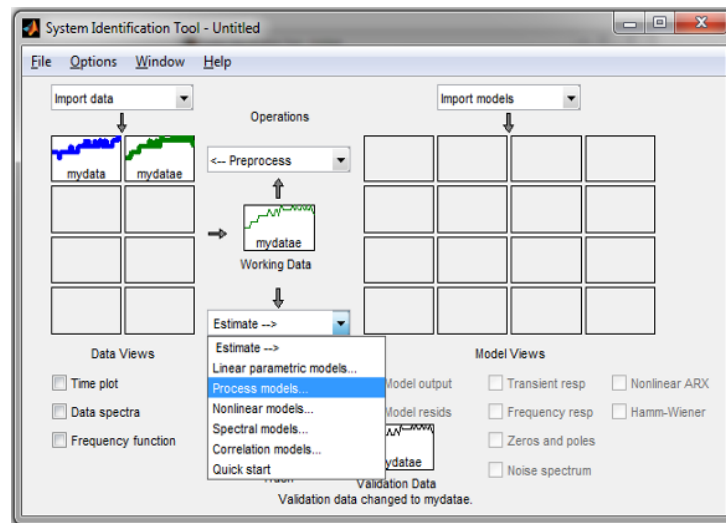


Figura 45. Abrindo a janela Process models

Com a janela “Process models” aberta, pode-se optar por estimar a função de transferência do motor com até 3 pólos sendo eles reais ou complexos, além da inclusão de zero, delay e integrador. Após selecionar a opção desejada basta clicar em “Estimate” (Figura 46). O MATLAB® irá processar os dados e estimar a função de transferência para a planta conforme solicitado. Em seguida o MATLAB® retornará à janela da Figura 41, com a função de transferência já criada no “Model Views”. Clicando em “Model output”, abrirá outra janela com a aproximação da função calculada em relação a real (Figura 47). Uma aproximação acima de 90% já garante um bom projeto do controlador. Caso a aproximação não esteja ainda satisfatória, volte na janela da Figura 46 e selecione outros parâmetros para estimar outra função de transferência.

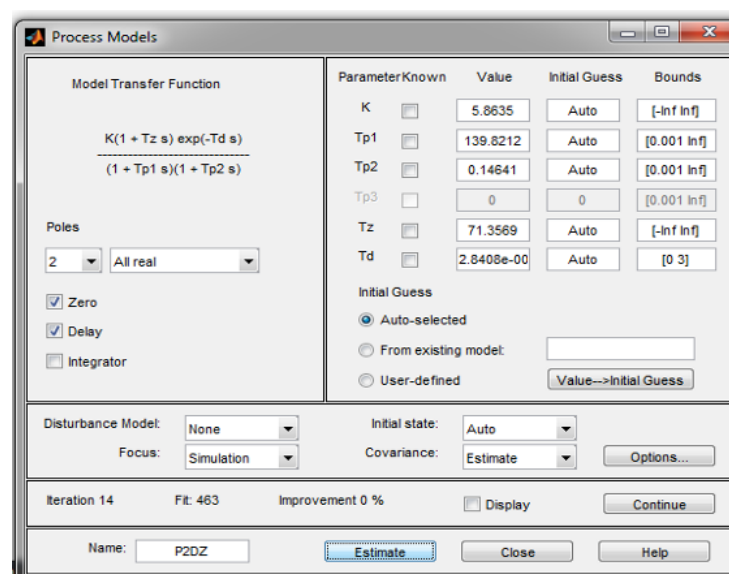


Figura 46. Janela do Process models

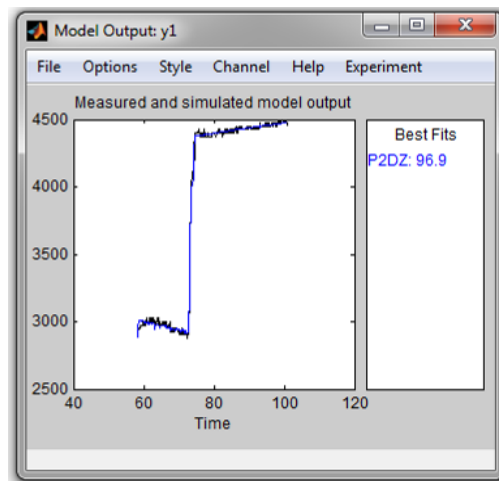


Figura 47. Aproximação da função estimada com a função real

Certo de que a função estimada esteja satisfatória, arraste com o mouse a função do “Model views” para o “To Workspace”, como apresentado na Figura 48.

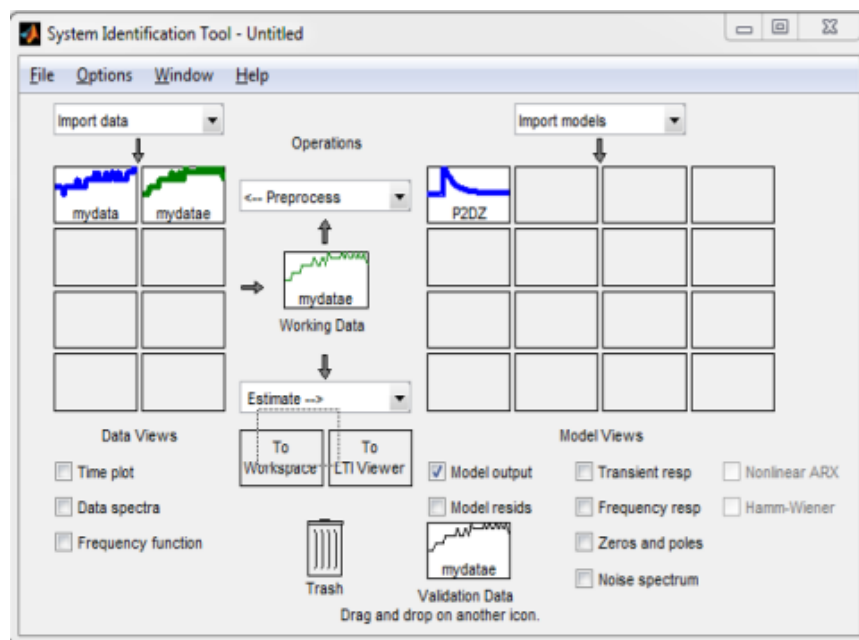


Figura 48. Exportando a função para o “Workspace”

Com a função de transferência no “Workspace”, basta dar um duplo clique sobre ela para que se abra o “Variable Editor”. No “Comand Window” digite “s=tf(‘s’);” de forma a definir a variável “s” como uma variável de função de transferência. Em seguida, copie do “Variable Editor” os valores de “Kp, Tp1, Tp2, Td e Tz”, além da função “G” para o “Comand Window”, como visto na Figura 49. Neste momento a função de transferência contínua do motor está definida e pronta para ser utilizada no projeto do controlador.

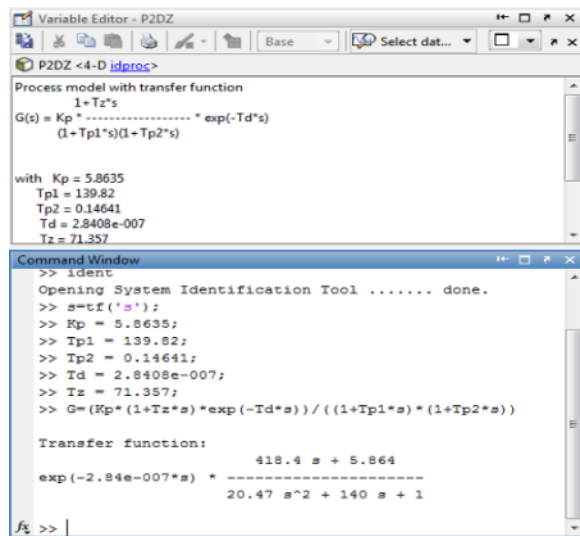


Figura 49. Função G no “Command Window”

#### 4.1.3.2 Definição do controlador PID

Para o projeto do controlador PID (*PROPORTIONAL-INTEGRAL-DERIVATIVE*) o Matlab apresenta diversas soluções. Além da função “pidtune” que já é pré-definida pelo software, há também a possibilidade de utilizar o Simulink®. A opção por utilizar esta última como ferramenta para o projeto do controlador seu deu por esta ser uma ferramenta gráfica facilmente manuseada, além de ser interativa, ou seja, pode-se, por exemplo, simular uma entrada degrau e ver o resultado na forma gráfica.

Digita-se no “Command Window” a seguinte função “[num,den]=tfdata(G,'v)”, que retornará o numerador e o denominador da função de transferência. Estes dados serão necessários para a entrada de valores no Simulink®.

Escrevendo-se Simulink no “Command Window”, será aberta a “Simulink Library Browser”. Nesta clica-se em “Continuous” e também em “Commonly Used Blocks”, onde serão abertos blocos a serem usados na montagem do diagrama de blocos. A seguir, abre-se um novo arquivo clicando-se em “new” (Figura 50). No arquivo em branco criado, basta arrastar com o mouse os blocos desejados e ir montando o diagrama como mostrado no exemplo da Figura 51.

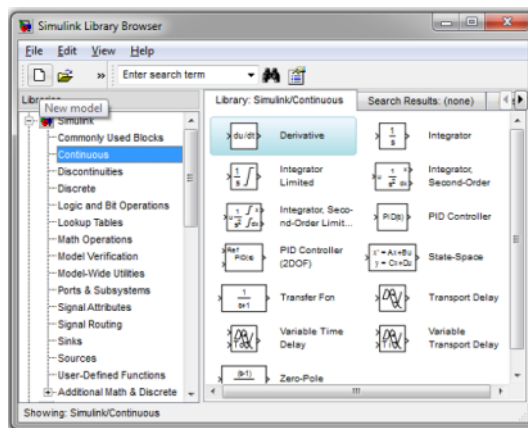


Figura 50. Biblioteca do Simulink

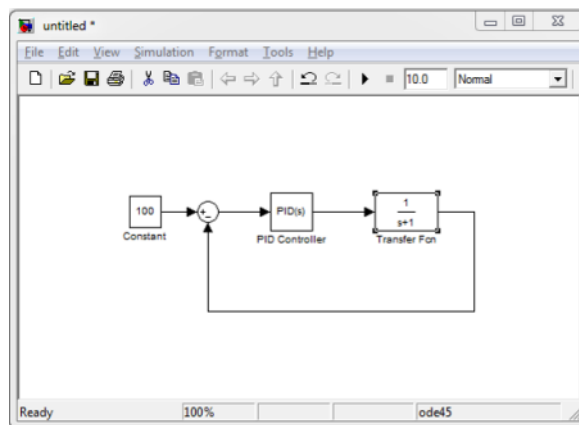


Figura 51. Diagrama de blocos

Abre-se o bloco da função de transferência, dando um clique duplo sobre ele. Será aberta uma janela contendo informações sobre os parâmetros da função. Em “Numerator coefficients” digita-se “num” e em “Denominator coefficients” digita-se “den” (Figura 52), ora definidos anteriormente.

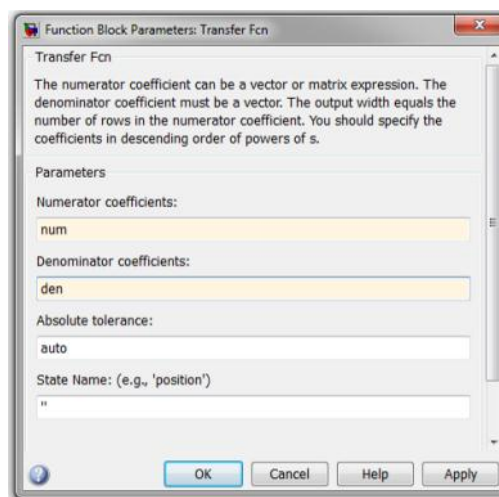


Figura 52. Parâmetros da Função

Logo após, clica-se em aplicar e em Ok. Feito isso, clica-se no bloco do operador PID, e clica-se em “Tune...”. Na janela que irá se abrir clica-se em “Show parameters” (Figura 53). Há a opção de “Design mode” que por default é “Basic”, que permite ajustar apenas o tempo de resposta. Entretanto, se mudado para “Extended”, pode-se ajustar tanto a banda-passante como a margem de fase. Os valores de parâmetros definidos inicialmente pelo Simulink seriam os mesmos, caso o controlador fosse calculado pela função “pidtune” através do “Command Window”. A única diferença é que os parâmetros calculados pelo Simulink podem ser alterados conforme queria o projetista. Por outro lado, se o projetista não se familiariza muito com as ferramentas de controle, recomenda-se o uso do comando “pidtune” que funcionaria como uma “caixa preta”, em que os parâmetros de saída seriam utilizados simplesmente confiando-se na estimativa em default feita pelo Matlab.

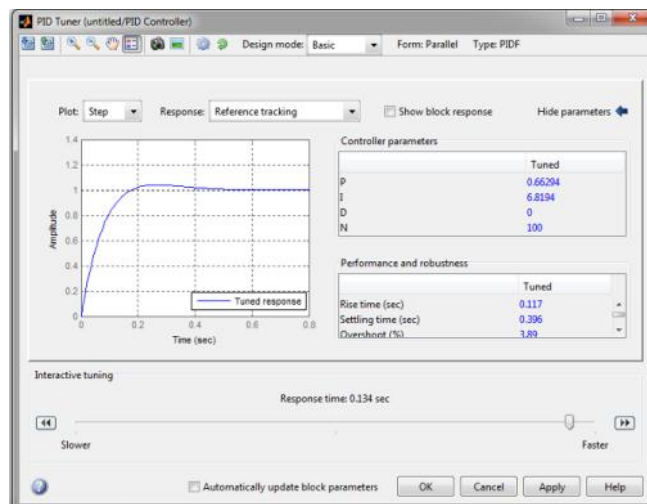


Figura 53. Janela com os parâmetros do controle

Após ajustado os parâmetros conforme desejado estes devem ser substituídos na Equação 5:

$$G_c = P + I \cdot \frac{1}{s} + D \cdot \frac{N \cdot s}{s + N} \quad (5)$$

Com a Equação 5 escrita no “Command Window”, com os parâmetros já substituídos, é necessário ainda discretizá-la. Para tal, digita-se “Gcd=c2d(Gc,0.1,'tustin’)” para discretizar a planta com um tempo de amostragem de 0.1s e pela “Transformação Bilinear de Tustin”. Em seguida, aplique o comando “zpk(Gcd)”, para passar para o formato ganho – pólo – zero (Figura 54).

```

Command Window
>> Gc=0.66294+6.8194*(1/s)

Transfer function:
0.6629 s + 6.819
-----
s

>> Gcd=c2d(Gc,0.1,'tustin')

Transfer function:
1.004 z - 0.322
-----
z - 1

Sampling time: 0.1
>> zpk(Gcd)

Zero/pole/gain:
1.0039 (z-0.3207)
-----
(z-1)

Sampling time: 0.1
fx >>
Start

```

Figura 54. Finalização da planta do controlador

De posse da função de transferência do controlador discretizada, basta efetuar alguns cálculos para que se chegue à lei de controle a ser inserida no código em C do PIC, conforme pode ser visto nas equações abaixo:

$$\frac{U(z)}{E(z)} = \frac{1,0039 \cdot (z - 0,3207)}{(z - 1)} \quad (6)$$

Multiplicando-se cruzado e isolando-se “ $U(z) \cdot z$ ”, tem-se a equação 7:

$$U(z) \cdot z = U(z) + 1,0039 \cdot E(z) \cdot z - 0,3219 \cdot E(z) \quad (7)$$

Multiplicando-se a equação por  $z^{-1}$ , tem-se a equação 8:

$$U(z) = U(z) \cdot z^{-1} + 1,0039 \cdot E(z) - 0,3219 \cdot E(z) \cdot z^{-1} \quad (8)$$

Na equação 8, substituindo-se “(z)” por “(k)” e “(z).  $z^{-1}$ ” por “(k-1)”, tem-se a equação 9:

$$U(k) = U(k - 1) + 1,0039 \cdot E(k) - 0,3219 \cdot E(k - 1) \quad (9)$$

Substituindo-se na equação 9 “(k)” por “(0)” e “(k-1)” por “(1)”, tem-se a equação 10:

$$U(0) = U(1) + 1,0039 \cdot E(0) - 0,3219 \cdot E(1) \quad (10)$$

A equação 10 é a lei de controle a ser inserida no programa em C (Figura 39).

#### 4.1.4 Montagem e calibração

Após a construção das placas, elaboração do programa em C e do projeto do controlador via Matlab, resta saber se a velocidade do motor é realmente controlada. Para isto, a Figura 55 exemplifica, na forma de um diagrama, como foram realizadas as ligações entre o motor e as placas.

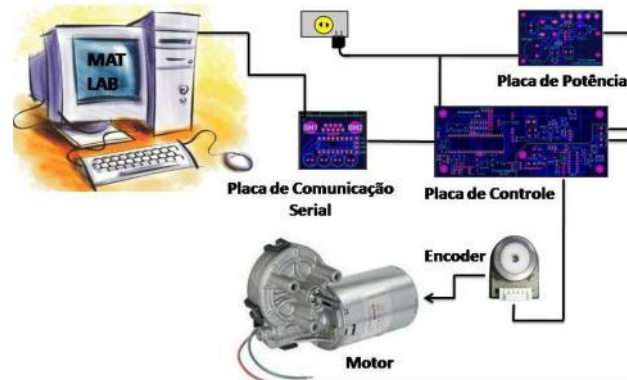


Figura 55. Diagrama de ligação das placas.

A melhor forma de se verificar a eficiência do controle é aplicar uma entrada e averiguar a repetibilidade na saída. Dessa forma, ao conjunto que foi devidamente acoplado ao Simulador de Soldagem de Dutos por Retificação foram impostas velocidades através de um potenciômetro. Este potenciômetro é responsável por variar entre 0 e 5 V uma fonte estabilizada em 5 V que alimenta o PIC. Esse sinal analógico é convertido para digital por um conversor de 10 bits do próprio PIC variando entre 0 e 1024 e, é esse valor que controla a largura de pulso do PWM sendo esta a velocidade ajustada. Multiplicou-se esse valor de entrada por um fator de correção de forma a deixá-lo na mesma escala da rotação do eixo do motor. Sendo assim, o valor da velocidade de referência varia entre 0 e 3900, que é o valor máximo em rpm. Isto foi feito para o correto cálculo do erro que é o resultado da diferença da velocidade de referência e da velocidade em rpm do encoder. Logo quando se varia o potenciômetro manualmente varia-se a referência de velocidade do motor em uma escala entre 0 e 3900. Esse valor de velocidade de referência pode ser visualizado pelo LCD, bem como a velocidade lida pelo encoder. É possível inclusive fazer-se o cálculo do erro percentual e imprimi-lo na tela do LCD.

Na sequência, foram impostas diversas velocidades ao motor e verificou-se quanto tempo a mesa levava para girar de 90°. Utilizou-se para isto um cronômetro com duas chaves fim de curso dispostas na mesa a um ângulo de 90°, sendo a primeira para acionar a contagem e a segunda para finalizar a contagem. Os valores de entrada oscilam um pouco



mesmo que não se mexa no potenciômetro devido a sua construção e por isso utilizou-se valores médios. Na Tabela 2 a seguir são apresentados os resultados.

Tabela 2. Valores obtidos via calibração para o SDR

Referência [rpm]	Média	Tempo [s]	Tempo [min]	Tempo Médio	Vel. Angular [graus/min]	Média Vel	Desvio Padrão
3880	3880	23,5	0,392	0,391	229,787	230,081	0,416
3880		23,44	0,391		230,375		
3602	3602	25,41	0,424	0,423	212,515	212,808	0,415
3602		25,34	0,422		213,102		
3331	3331	27,34	0,456	0,457	197,513	197,153	0,509
3331		27,44	0,457		196,793		
3129	3129	29,25	0,488	0,485	184,615	185,604	1,398
3129		28,94	0,482		186,593		
2885	2887	31,71	0,529	0,527	170,293	170,779	0,687
2889		31,53	0,526		171,265		
2668	2668	34	0,567	0,571	158,824	157,673	1,628
2668		34,5	0,575		156,522		
2382	2382	38,46	0,641	0,638	140,406	141,143	1,043
2382		38,06	0,634		141,881		
2119	2119	42,62	0,710	0,716	126,701	125,713	0,967
2119		43,28	0,721		124,769		
2119		42,97	0,716		125,669		
1799	1799	50,78	0,846	0,843	106,341	106,805	0,465
1799		50,56	0,843		106,804		
1799		50,34	0,839		107,271		
1517	1517	60,32	1,005	1,005	89,523	89,597	0,105
1517		60,22	1,004		89,671		
1029	1029	87,78	1,463	1,465	61,517	61,441	0,109
1029		88	1,467		61,364		
823	823	100,03	1,667	1,673	53,984	53,783	0,284
823		100,78	1,680		53,582		
518	520	174,03	2,901	2,893	31,029	31,108	0,112
522		173,15	2,886		31,187		

Através da Tabela 2, é possível verificar que os tempos obtidos para que a mesa gire de 90° são muito próximos, o que demonstra que o controle está atuando de forma a se manter a velocidade de referência. Os desvios padrão obtidos são baixos apresentando valor máximo de 1,628, o que realça a robustez do controlador.

A partir dos dados de entrada (Referência Média) e de saída (Média Vel) traçou-se um gráfico para relacionar a entrada através do potenciômetro com a saída em rotação da mesa dado em graus/min conforme Figura 56.

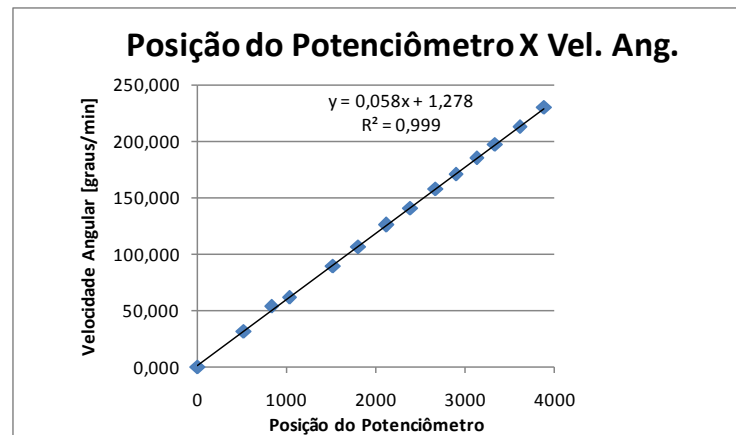


Figura 56. Curva de calibração do SDR

É possível notar que o fator de correlação é um valor muito próximo de 1,0, deixando clara a relação linear entre a entrada (Posição do Potenciômetro) e a saída (Velocidade Angular).

#### 4.2 Melhorias no TARTÍLOPE V4

Durante a realização dos testes preliminares iniciais nos quais o SDR estava parado em uma das três posições (plana, vertical ou sobrecabeça) não foi notada nenhuma mudança na DBCP. Entretanto, ao acionar o SDR, notou-se um aumento da DBCP à medida que passava da posição plana para a sobrecabeça. Utilizando-se de um relógio comparador (Figura 57), foi possível medir essa variação. Da posição plana para a vertical, a DBCP variou de 1,6 mm. Da posição vertical para a sobrecabeça variou mais 3,0 mm. Ou seja, da posição plana para a sobrecabeça a variação foi de 4,6 mm. Sabe-se que em soldagem, uma variação de DBCP tão expressiva como esta pode determinar não só uma variação nos valores de tensão e corrente, como também pode alterar o modo da transferência metálica.



Figura 57. Medição da variação da DBCP via relógio comparador

Para a correção do problema da variação da DBCP, causado devido à baixa rigidez da guia que constitui o eixo de sustentação da tocha (eixo Y), além da guia que serve de trilho para o próprio TARTÍLOPE (Figura 24) foram propostas três abordagens que serão discutidas nos itens a seguir.

#### 4.2.1 Projeto de uma guia de apoio para sustentação da tocha

Nesta proposta inicial para correção do problema de variação da DBCP, foi projetado um suporte que serviria de apoio para a tocha. Dessa forma, mesmo que a guia prismática do eixo y defletisse, o suporte manteria a DBCP constante. Esse suporte atuaria como uma espécie de “muleta” para auxiliar na rigidez do conjunto e conseqüentemente na manutenção da DBCP (Figura 58).

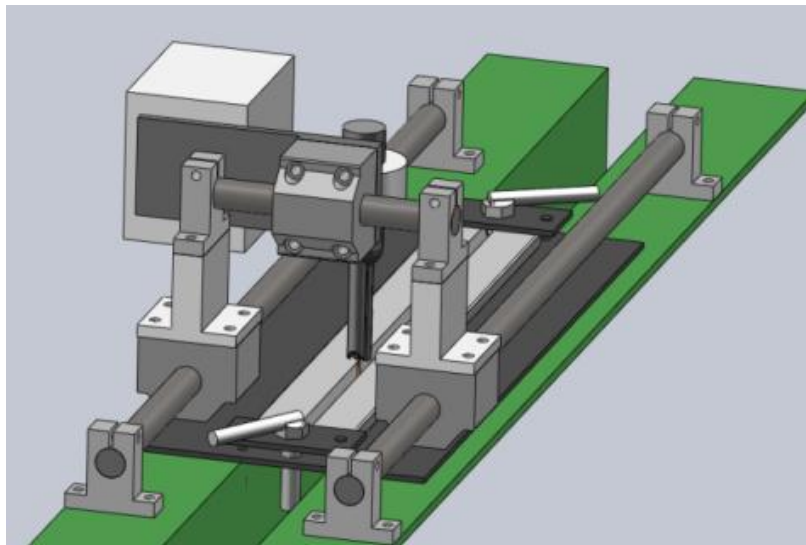


Figura 58. Projeto da guia de apoio para sustentação da tocha

Depois de calculado o esforço seguido do dimensionamento de todo o conjunto, o material para a construção deste suporte chegou a ser orçado e comprado. Entretanto, esta solução não foi levada adiante, pois essa correção da variação da DBCP só seria válida quando o TARTÍLOPE fosse usado no SDR, ou mesmo, em outro trilho reto. Já que quando este fosse montado em um trilho curvo posicionado sobre um tubo para soldagem orbital, este suporte perderia a serventia. Sendo assim, passou-se à próxima solução.

#### 4.2.2 Controle da DBCP através da leitura de um sensor laser

Nesta solução para a manutenção da DBCP, foi proposta a construção de um sistema para, a partir da leitura de um sensor laser (sensor que mede distância), efetuar o controle da DBCP pelo motor que ajusta a altura da tocha à peça. A vantagem deste

sistema consiste no fato que mesmo que a rigidez mecânica seja baixa, no fim o controle sempre mantém a DBCP constante. Para tal, utilizou-se um sensor laser da marca Leuze Eletronics (modelo ODSL 8) posicionado junto a tocha de soldagem que vai sustentada pelo TARTÍLOPE (Figura 59).

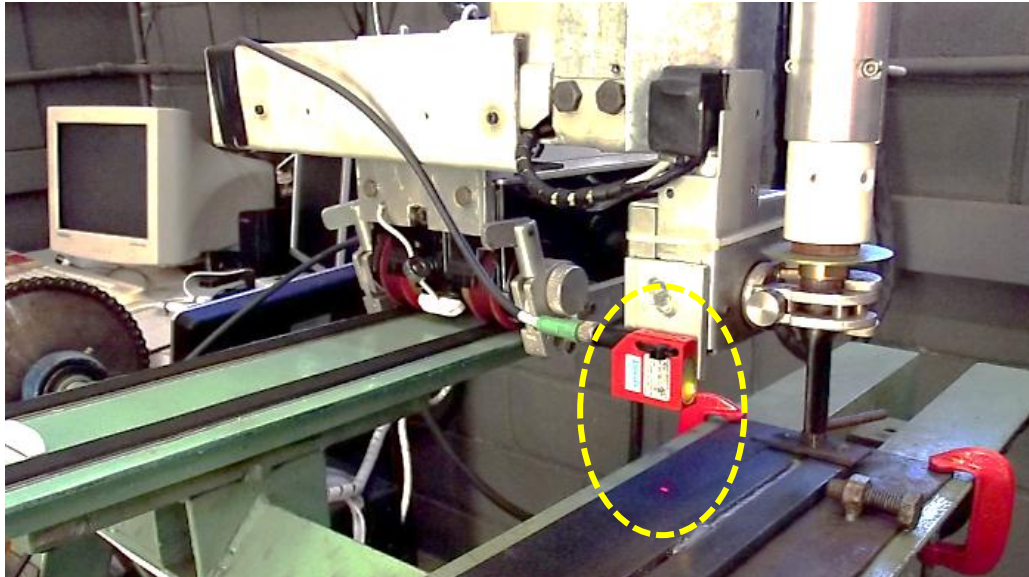


Figura 59. Sensor laser monitorando a DBCP

Este sensor é alimentado com uma tensão entre 18 e 30 Vdc e entrega uma tensão proporcional a distância medida. O sinal de saída varia entre 0 e 10 Vdc. Contudo, como o conjunto utilizado para o controle da DBCP foi o mesmo utilizado para o controle de velocidade do motor do SDR (Figura 35), foi montado na saída do sensor um simples divisor de tensão (feito a partir de dois resistores de 10 k $\Omega$ ), já que a entrada analógica do PIC suporta somente até 5 Vdc.

O sinal de saída desse divisor de tensão foi ligado na entrada analógica AN0 do PIC16F877A. Na Figura 60, o potenciômetro representa o sensor laser com uma saída de tensão variando entre 0 e 10 Vdc. O botão de amostragem funciona de forma que ao ser pressionado, um valor de tensão é amostrado e utilizado como referência para o controle. Essa tensão de referência é associada a uma dada DBCP. O controle é realizado de forma a sempre tentar manter constante essa tensão e conseqüentemente essa DBCP desejada.

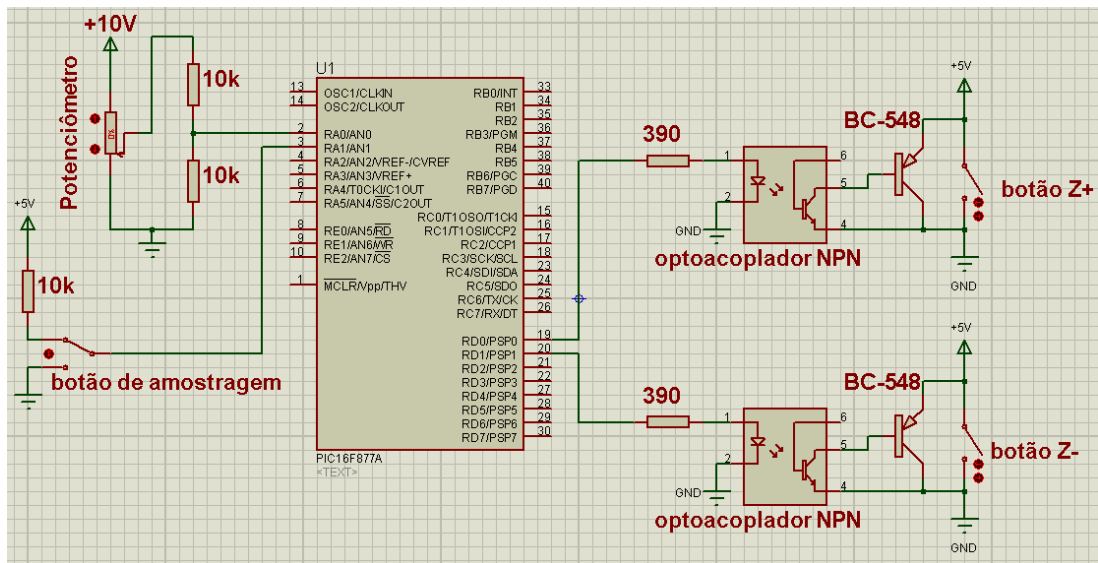


Figura 60. Esquema elétrico do controle da DBCP

O controle efetuado é conhecido como On-Off. O controlador compara o sinal de entrada do sensor (sinal já tratado), que indica o valor atual da DBCP, com o valor amostrado e utilizado como referência, conhecido como set point. Se o valor atual lido supera o set point, o controle aciona o botão Z- e desliga o Z+. Ou seja, se a tensão lida é maior que a de referência (DBCP lida é maior que a desejada) o controlador aciona o botão de descida do eixo Z de maneira a corrigir esse erro. Mas, se o set point supera o valor atual, o controle aciona o botão Z+ e desliga o Z-. Ou seja, se a tensão lida é menor que a de referência (DBCP lida é menor que a desejada) o controlador aciona o botão de subida do eixo Z de maneira a corrigir esse erro. A Figura 61 mostra a ligação em paralelo que foi feita como as chaves Z+ e Z- contidas no controle manual do TARTÍLOPE V4.

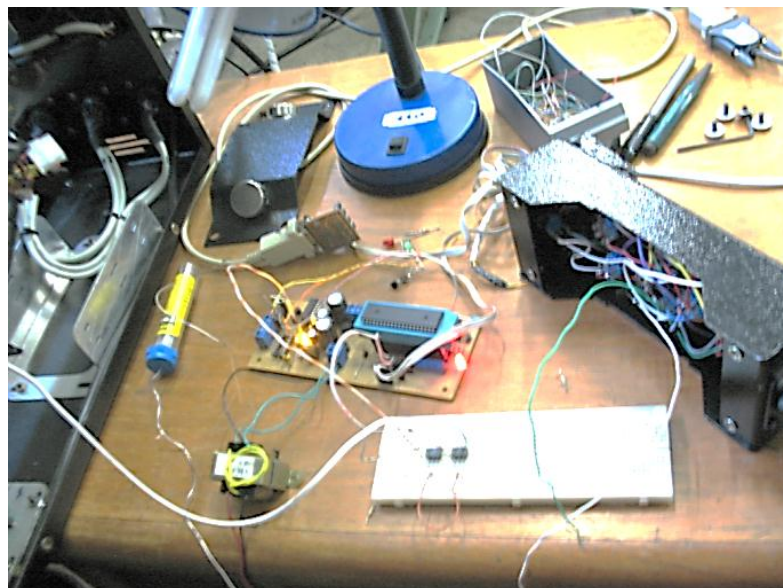


Figura 61. Ligação do controlador On-Off no controle manual do TARTÍLOPE



As vantagens deste controlador são a simplicidade e o baixo custo. A desvantagem é a oscilação da saída em torno do Set Point do controlador, a chamada histerese (mantida em 0,2 V), não garantindo precisão, apenas uma proximidade do valor da DBCP medida pelo sensor ao valor desejado da DBCP, o que pode causar desgaste do atuador, devido aos acionamentos frequentes.

Esta solução embora tenha sido desenvolvida, não chegou a ser levada a diante, pois optou-se pela solução de troca da guia prismática que antes não possuía rigidez adequada, mostrada no item seguinte.

#### 4.2.3 Troca da guia de sustentação

A última solução, a que foi efetivamente adotada, consistiu em intervenções no tocante ao aumento da rigidez do conjunto. Observou-se que a guia de sustentação do eixo y sofria um deslocamento devido aos esforços combinados de flexão e torção. Com isso, foi elaborado um projeto simplificado com medidas reais da combinação do eixo y e do eixo z desde o ponto de apoio da guia prismática até o manipulador que sustenta a tocha. Para simplificar a análise, o eixo y e z foram considerados como sendo um só. O ponto de fixação para a análise de deslocamento foi tomado como sendo o patim que sustenta a guia prismática que compõe o eixo y. Esta guia possui como o próprio nome diz, possui uma seção transversal prismática, mas que foi aproximada para uma seção quadrada de 15 x 15 mm. A Figura 62 abaixo representa a simulação feita com o respectivo deslocamento máximo encontrado no ponto em que é fixada a tocha.

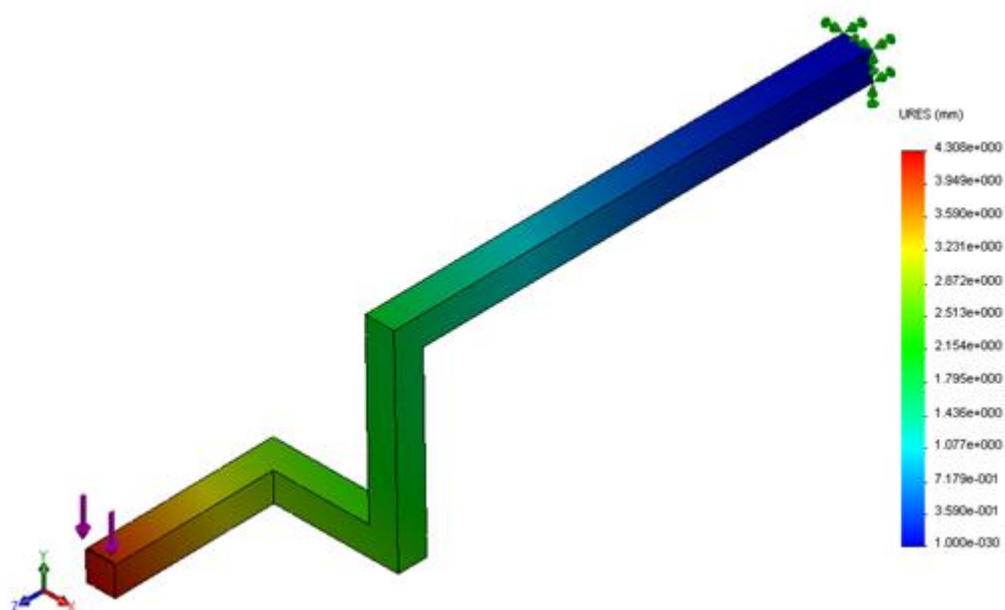


Figura 62. Simulação de deslocamento na guia de 15 x 15 mm

É possível perceber que o deslocamento máximo encontrado é de 4,3 mm, ficando bem próximo dos 4,6mm encontrados. Assim, foi realizada uma simulação para saber qual das guias prismáticas comerciais era necessária para que o aumento na rigidez do conjunto eliminasse essa grande variação de DBCP. Assim realizou-se nova simulação substituindo a guia do eixo y por outra de tamanho 30 (Figura 63).

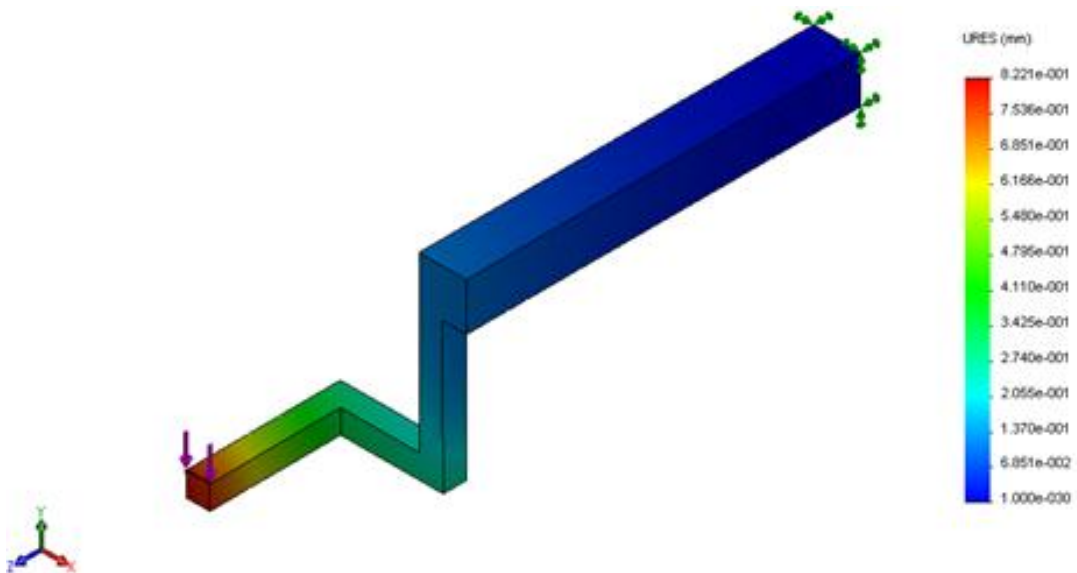


Figura 63. Simulação de deslocamento na guia de 30 x 30 mm

Observa-se pela Figura 63 que com a troca da guia, o problema de deslocamento do eixo devido aos esforços foi minimizado, resultando em um deslocamento máximo de menos de 1,0mm. Essa variação pequena de DBCP já não é tão significativa em soldagem. Com isso, a guia de tamanho 30 x 30 mm foi comprada e realizada a substituição da guia de tamanho 15 x 15 mm. A Figura 64 realça a diferença de tamanho entre as guias prismáticas.

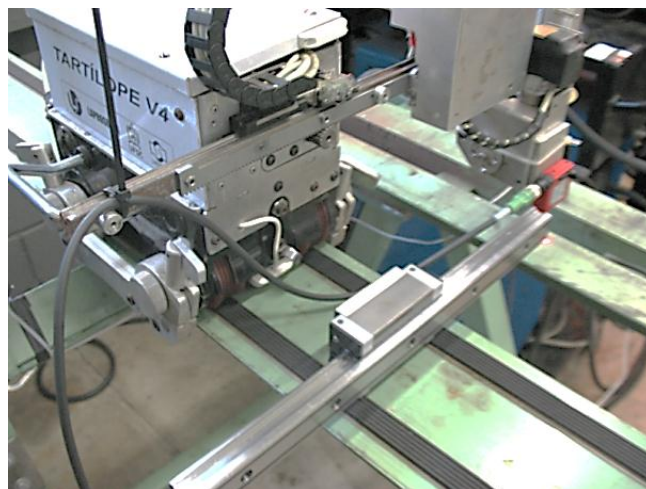


Figura 64. Comparativo entre as guias de tamanho 15 x 15 e 30 x 30 mm

#### 4.2.4 Verificação da constância da DBCP

Após realizadas as intervenções no TARTÍLOPE para que a DBCP não variasse à medida que se soldasse, restava saber se as modificações realmente resolveriam o problema. Pela simulação feita no item anterior, a variação da DBCP não passaria de 1.0mm. Para essa averiguação poderia ser usado novamente o relógio comparador. Entretanto, seria difícil avaliar a variação sofrida pela DBCP à medida que o SDR girasse e que o TARTÍLOPE se movimentasse. Assim, utilizou-se do conjunto já montado para o controle da DBCP com o sensor laser. Entretanto, não será realizado nenhum controle, mas somente a leitura de tensão entregue pelo sensor que é proporcional a DBCP. Com isso, foi possível efetuar uma leitura da tensão de saída do sensor com o SDR girando partindo da posição plana para a sobrecabeça e o TARTÍLOPE andando, simulando uma soldagem. Essa leitura de tensão foi salva em um arquivo em formato texto.

A relação entre tensão e distância do sensor à base foi realizada por Vieira em 2009. Esta relação relaciona a distância (H) expressa em milímetro e a tensão (V) expressa em volts pela Equação 11 (Vieira, 2009).

$$H = -4,5287.V + 70,018 \quad (11)$$

A Figura 65 mostra um gráfico da variação da tensão de saída do sensor ao longo do movimento do conjunto (SSDR e TARTÍLOPE).

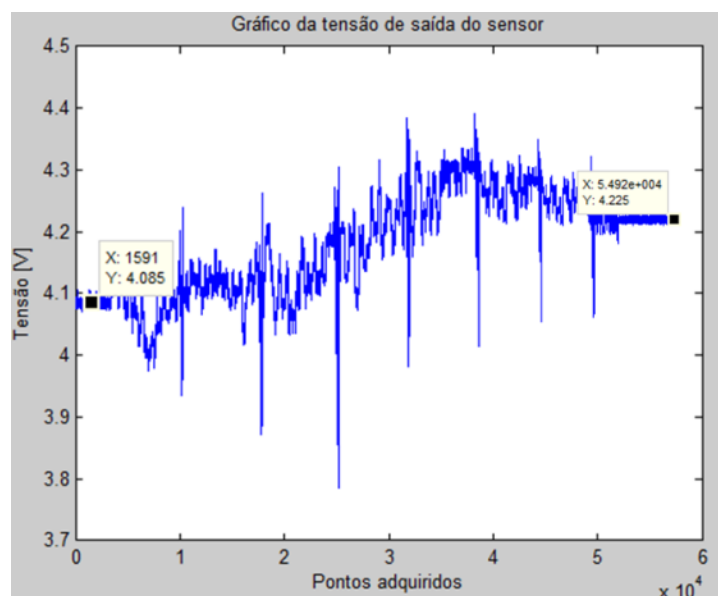


Figura 65. Gráfico da variação da tensão ao longo da simulação do ciclo de soldagem



Sendo assim, pode-se calcular pela equação 23 a variação de distância. Para  $U = 4,085V$  a distância correspondente é  $H = 51,51mm$ . Já para  $U = 4,225V$  a distância correspondente é  $H = 50,88mm$ . Dessa forma, a variação de DBCP média ao longo de um ciclo de soldagem resulta em 0,63mm. Este resultado está dentro do esperado e atende as necessidades para a realização dos testes.

### 4.3 Calibração da velocidade de alimentação da fonte CMT

Como mostrado na revisão bibliográfica (Item 2.3.3), a CMT promove seu controle do processo de curto circuito através do avanço e retrocesso do arame. Entretanto, ao longo dos primeiros testes realizados com ela, pode-se observar que a velocidade de alimentação ajustada no display não corresponde à velocidade de alimentação real entregue pela fonte. Todavia, a corrente não varia ao longo do processo de soldagem. Isto exemplifica que a CMT impõe corrente e não velocidade de alimentação de arame. Como para a realização deste trabalho optou-se por manter a relação  $V_a/V_s$ , deve-se saber qual a real velocidade de alimentação para ajustar a correspondente velocidade de soldagem.

Foi instalado no cabeçote da CMT um encoder magnético semelhante ao utilizado no controle de velocidade do motor do SDR. Com esse sensor, é possível medir a rotação do eixo e estabelecer uma relação entre essa rotação e a velocidade de alimentação de arame.

Para estabelecer essa relação, foi feita inicialmente uma calibração da velocidade de alimentação quando o arame é alimentado manualmente. Para isso, foram ajustadas diversas velocidades de alimentação no display e verificado a velocidade real com uma régua de calibração. Esta régua possui uma chave que dispara um cronômetro e outra que finaliza a contagem do cronômetro. Sabendo-se a distância entre uma chave e a outra e, de posse do tempo necessário para percorrer essa distância, é possível estabelecer a velocidade de alimentação. Com isso foi possível estabelecer uma relação entre a velocidade de alimentação no modo manual ajustada no display da fonte e a velocidade de alimentação real. Verificou-se que toda velocidade ajustada no display corresponde fielmente a velocidade de alimentação real. A partir desse ponto, foi montada a placa do PIC com o programa do SDR. Com isso, ao ajustar uma velocidade de alimentação no display era possível verificar a frequência com que o encoder girava pela tela do computador através da comunicação RS-232. Assim, estabeleceu-se uma relação entre velocidade de alimentação e a frequência do encoder. Depois de estabelecida essa relação bastava apenas adquirir a frequência do encoder durante o processo de soldagem.

Com isso, montou-se a bancada de soldagem com o gás  $Ar+25\%CO_2$  (C25) e soldou-se sobre chapa durante 15 segundos para cada teste. Em cada teste era ajustada

uma velocidade no display e lida a velocidade de real (medida). A Figura 66 abaixo apresenta o resultado desses testes em forma de gráfico. Foi possível traçar uma linha de tendência para saber qual velocidade de alimentação deveria ser ajustada na máquina para que ela entregasse a velocidade de alimentação desejada.

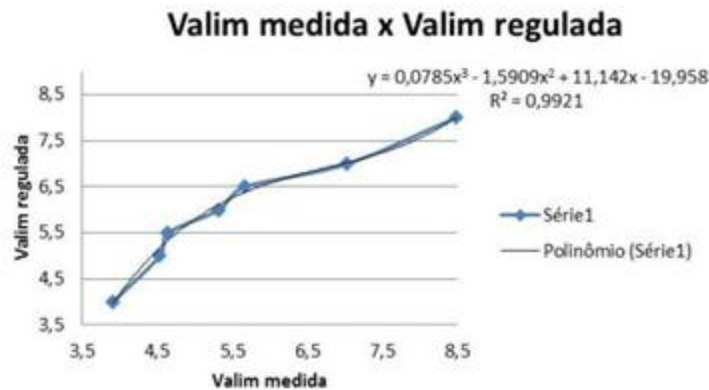


Figura 66. Relação entre Va medida e Va regulada para o gás C25

Em seguida, repetiu-se o procedimento, mas agora para o gás CO<sub>2</sub> puro afim de não somente traçar uma linha de tendência para a velocidade de alimentação com este gás, mas também para exemplificar se existe ou não diferenças na velocidade de alimentação entregue pela fonte com o uso do C25 ou do CO<sub>2</sub> puro. O resultado é apresentado na Figura 67.

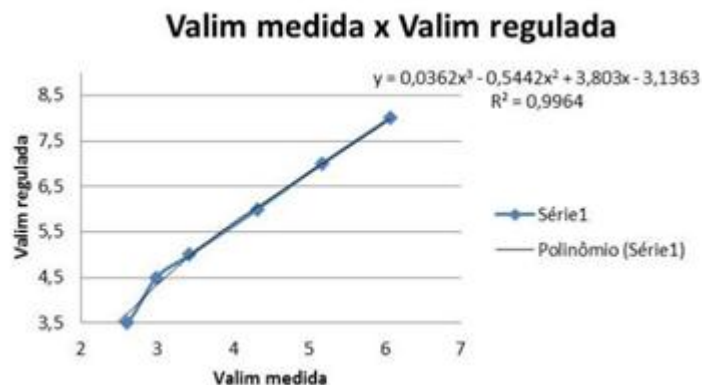


Figura 67. Relação entre Va medida e Va regulada para o gás CO<sub>2</sub> puro

Ressalta-se que para a obtenção dessas curvas, manteve-se de um teste para outro todos os parâmetros constantes à exceção da velocidade de alimentação que foi variada. É importante destacar que o mero aperto dos roletes no cabeçote de alimentação influencia nos resultados acima obtidos. Por esse motivo foi realizado somente um único aperto no início dos testes e utilizado esse mesmo aperto até o final dos mesmos.

# CAPÍTULO V

## TESTES PRELIMINARES

Neste capítulo é apresentada a determinação das variáveis de cada processo de soldagem investigado. Como parâmetros gerais, mantidos fixos durante a execução das soldas, utilizou-se gás com vazão de 15 l/min, distância bico contato peça (DBCP) de 15 mm e eletrodo ER70S-6 de 1,2 mm de diâmetro. Para todos os processos de soldagem investigados, foram utilizados dois diferentes gases de proteção: Ar+25%CO<sub>2</sub> e CO<sub>2</sub> puro.

### 5.1 Análise da relação $V_a/V_s$

Em face da necessidade de manter um padrão para análise (não quantitativa, mas qualitativa) de características geométricas do cordão como reforço da raiz, largura da face, convexidade do cordão, etc., se fizeram necessário manter o mesmo volume depositado de material por junta. Para isso estabeleceu-se uma relação entre a velocidade de alimentação de arame e a velocidade de soldagem.

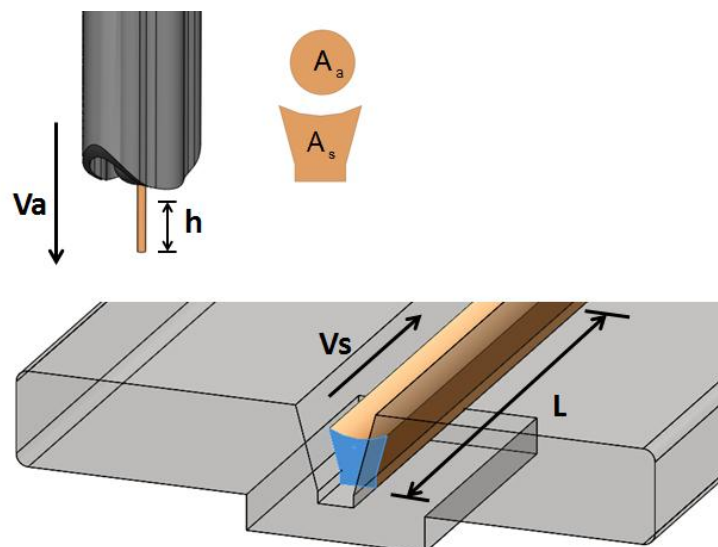


Figura 68. Relação  $V_a/V_s$

Pela Figura 68, percebe-se que o volume de arame antes de ser depositado é dado por:

$$Vol_{ar} = A_a \cdot h \quad (12)$$

Já o volume de material de solda depositado é dado por:

$$Vol_{sold} = A_s \cdot L \quad (13)$$

Considerando que todo o arame alimentado pela tocha se converte em metal fundido no chanfro, pode-se dizer que:

$$Vol_{ar} = Vol_{sold} \Rightarrow \frac{h}{L} = \frac{A_s}{A_a} \quad (14)$$

Analisando a velocidade de alimentação de arame pela tocha, percebe-se que:

$$V_a = \frac{h}{t} \Rightarrow t = \frac{h}{V_a} \quad (15)$$

Agora, analisando o metal no chanfro, pode-se dizer que:

$$V_s = \frac{L}{t} \Rightarrow t = \frac{L}{V_s} \quad (16)$$

Desta forma, igualando-se (15) à (16), visto que o tempo é o mesmo, resulta em:

$$\frac{h}{V_a} = \frac{L}{V_s} \Rightarrow \frac{V_a}{V_s} = \frac{h}{L} \quad (17)$$

Assim, igualando-se (14) à (17), obtém-se:

$$\frac{A_s}{A_a} = \frac{V_a}{V_s} \Rightarrow \frac{V_a}{V_s} = \frac{A_s}{\frac{\pi \cdot D^2}{4}} = \frac{4 \cdot A_s}{\pi \cdot D^2} \quad (18)$$

Esta relação entre  $V_a$  e  $V_s$  foi encontrada experimentalmente, com base na variação percentual da área da seção transversal desejada do cordão de solda. Ou seja, sabendo-se o diâmetro do arame utilizado, a velocidade de alimentação utilizada, e a área desejada a

ser soldada, p ode-se determinar a velocidade de soldagem. A  rea desejada corresponde   100% para a situação onde a solda preenche toda a junta. Para o preenchimento total da junta utilizada foi considerada uma área soldada de 37,13 mm<sup>2</sup>, como visto na Figura 69.

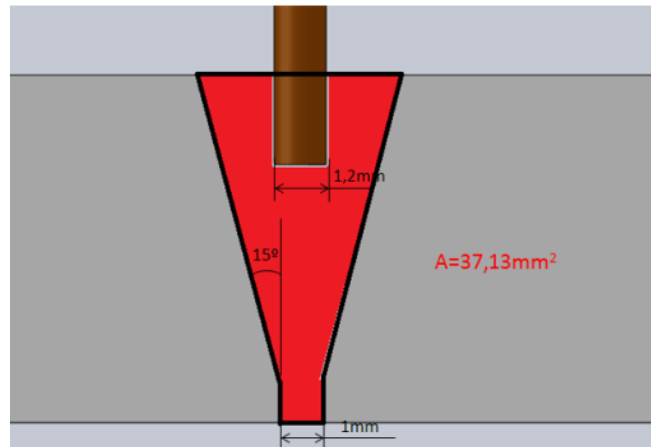


Figura 69.  rea da junta utilizada

Assim, utilizando-se do Excel foi montada a Tabela 3, na qual é possível determinar a área do chanfro a partir de valores de entrada, como: nariz; gap; ângulo de bisel e espessura da chapa.

Tabela 3.  rea de Seção de solda para chanfro em V

�rea da seção da solda para chanfro em V	
nariz [mm]	1
gap [mm]	3
�ngulo [graus]	15
Espessura da chapa [mm]	8
�rea do chanfro [mm <sup>2</sup> ]	37,13

A Tabela 4 foi criada para facilitar a determinação da velocidade de soldagem para cada velocidade de alimentação de arame, de maneira a manter a relação  $V_a/V_s$  constante. Nesta tabela, os parâmetros de entrada são: a porcentagem desejada da área da seção transversal da solda; diâmetro do arame e velocidade de alimentação de arame. A Tabela 4 retorna como saída a velocidade de soldagem, a velocidade de rotação do SDR e a relação  $V_a/V_s$ .

Tabela 4. Tabela para determinação da velocidade de soldagem

Passe de raíz	
�rea da seção transversal da solda [mm <sup>2</sup> ]	18,56
Diâmetro do arame [mm]	1,2
velocidade de alimentação [m/min]	3,5
velocidade de soldagem [cm/min]	21,32
velocidade de rotação do SDR	2021
relação $V_a/V_s$	16,42

Para uma relação  $V_a/V_s$  abaixo de 15, foram observadas dificuldades na realização da solda. Era possível observar que a quantidade de material depositado era muito pequena e insuficiente para aquecer a chapa de forma adequada e o arco acabava se desviando para uma das chapas, não preenchendo o chanfro corretamente. Esse fenômeno é conhecido como *humping* e se caracteriza neste caso pelo desvio lateral do arco (Mendez, Niece *et al.*, 1999). Para a correção deste defeito foi necessário aumentar a quantidade de material depositado na junta (aumentar a área de seção transversal da solda). Observou-se que para uma área de seção de 50% do total da junta (relação  $V_a/V_s$  igual à 16,42) esse efeito do desvio do arco foi minimizado. Para relações  $V_a/V_s$  ainda maiores, foram observados a maior ocorrência de falta de penetração em virtude ao que parece do efeito de sobreposição da poça de fusão (Scotti e Ponomarev, 2008).

## 5.2 Avaliação do uso ou não do tecimento

Além do ajuste da relação  $V_a/V_s$ , o uso da oscilação da tocha também foi avaliado, não só para a minimização do efeito do desvio do arco (*humping*), com também para a ampliação da faixa operacional dos processos. Assim, como o primeiro processo utilizado foi o Curto Circuito Convencional, foram realizadas soldas sem e com tecimento para o gás  $Ar+25\%CO_2$  e depois com o  $CO_2$  puro, a fim de avaliar o comportamento da solda com e sem tecimento, além de verificar se a faixa operacional do processo aumentava.

A primeira condição, cujas macrografias são apresentadas na Figura 70, utilizou:

- Gás: C25 (75% de Ar + 25% de  $CO_2$ )
- Tensão ajustada: 19,0 V
- Indutância: 10%
- $V_a$ : 3,5 m/min
- $V_s$ : 21,32 cm/min
- Sem tecimento

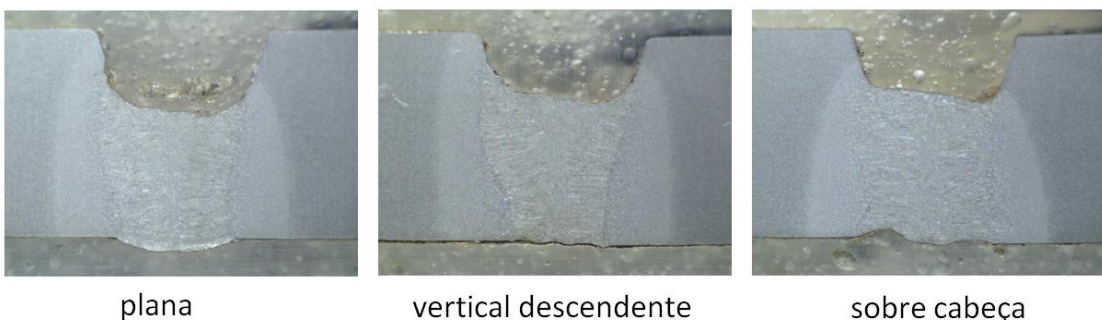


Figura 70. Gás C25 sem tecimento (como escala, adotar a espessura da chapa como 8 mm)

A segunda condição (macrografias apresentadas na Figura 71) utilizou:

- Gás: C25
- Tensão ajustada: 19,0 V
- Indutância: 40%
- $V_a$ : 5,0 m/min
- $V_s$ : 30,46 cm/min
- Com tecimento
- Frequência de tecimento: 3,2 Hz
- Amplitude de tecimento: 2,0mm

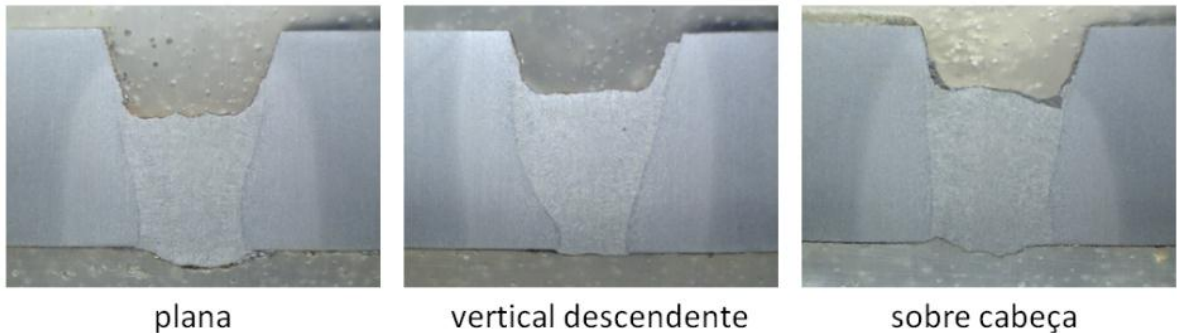


Figura 71. Gás C25 com tecimento (como escala, adotar a espessura da chapa como 8 mm)

A terceira condição (macrografias mostradas na Figura 72) utilizou:

- Gás: CO<sub>2</sub> puro
- Tensão ajustada: 20,0 V
- Indutância: 40%
- $V_a$ : 2,5 m/min
- $V_s$ : 15,23 cm/min
- Sem tecimento

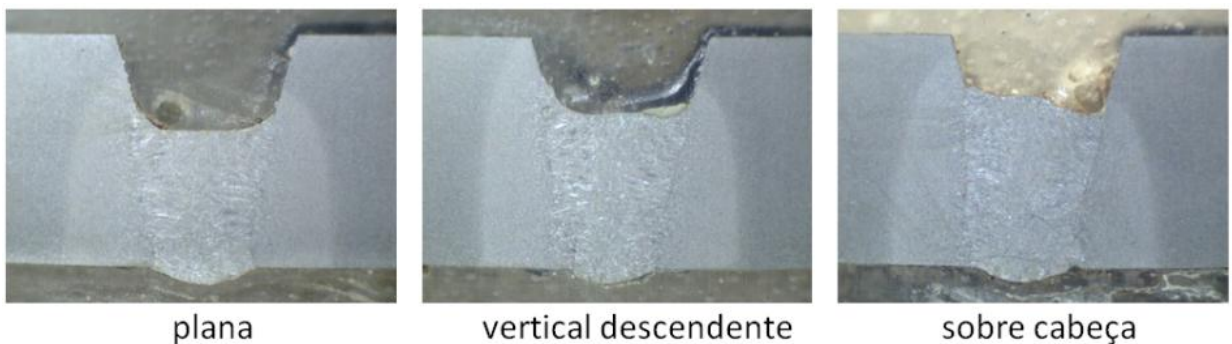


Figura 72. Gás CO<sub>2</sub> puro sem tecimento (como escala, adotar a espessura da chapa 8 mm)

A quarta condição (macrografias apresentadas na Figura 73) utilizou:

- Gás: CO<sub>2</sub> puro
- Tensão ajustada: 20V
- Indutância: 40%
- V<sub>a</sub>: 3,0 m/min
- V<sub>s</sub>: 18,28 cm/min
- Com tecimento e frequência de tecimento: 1,9 Hz
- Amplitude de tecimento: 2,0 mm

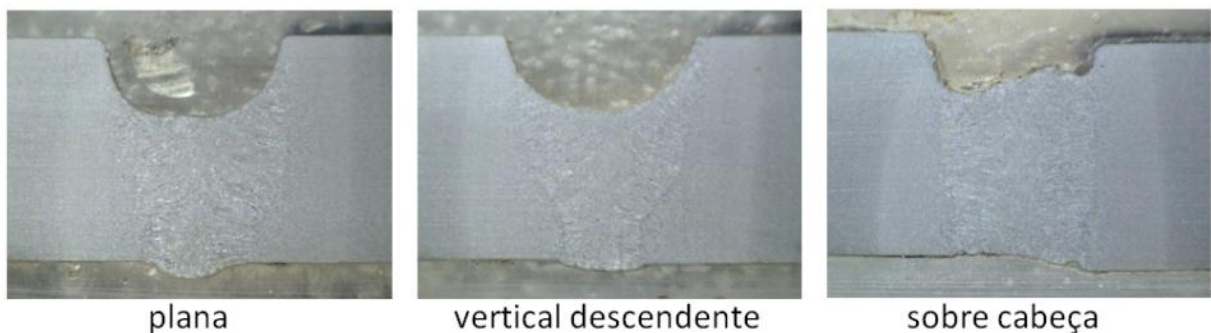


Figura 73. Gás CO<sub>2</sub> puro com tecimento (como escala, adotar a espessura da chapa 8 mm)

Neste sentido, observa-se que para o chanfro utilizado, mesmo utilizando gases de proteção diferentes, a utilização do tecimento permite uma maior velocidade de alimentação de arame. Sendo assim, os testes realizados em diante serão todos com tecimento. Os parâmetros do tecimento realizado para as condições de comparação mostradas acima tem como base o comprimento de onda constante e igual a 1,6mm.

### 5.3 Definição da técnica de tecimento

Definido que o tecimento auxilia na execução das soldas para a condição utilizada, há diferentes formas de se tecer uma solda, utilizando-se de um ou mais parâmetros independentes. A Norma AWS D10.12 (Ansi/Aws, 1989) fixa em 1,6 mm o valor do comprimento de onda que é representado pela trajetória executada pela tocha. Entretanto, Scotti e Fratari (2012), propõe que, apesar de não mencionado claramente pelos usuários de tecimento, as velocidades envolvidas na oscilação (velocidades de oscilação, de soldagem e de deslocamento transversal) afetam e governam seu efeito sobre a formação de um cordão, sendo variáveis importantes num tecimento. A Figura 74 mostra a relação entre essas velocidades, quantificada pela Equação 18, ao passo que a Figura 75 apresenta de forma esquemática o perfil de uma oscilação usada em soldagem.



$$V_{tr}^2 = V_{osc}^2 + V_{sold}^2 \quad (19)$$

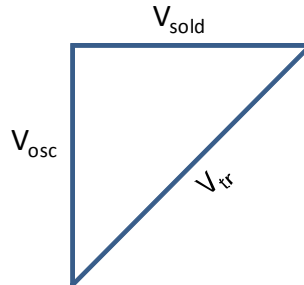


Figura 74. Relação vetorial entre as velocidades de deslocamento longitudinal ( $V_{sold}$ ) e de oscilação ( $V_{osc}$ ), resultando na velocidade transversal ( $V_{tr}$ ) com que a tocha se desloca de um lado para o outro na junta (Scotti e Fratari, 2012)

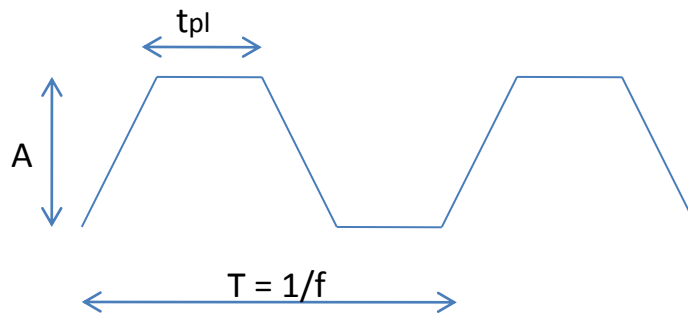


Figura 75. Esquema de um perfil de tecimento apresentando os parâmetros principais, tempo de parada lateral ( $t_{pl}$ ), amplitude de oscilação ( $A$ ), período ( $T$ ) e frequência ( $f$ ) de oscilação (Scotti e Fratari, 2012)

Dessa forma, para se calcular a  $V_{osc}$ , deve-se usar o espaço percorrido como sendo o dobro da amplitude ( $A$ ), referente a um ciclo de tecimento, ou seja,

$$V_{osc} = \frac{2.A}{t_{osc}} \quad (20)$$

Como  $t_{osc} = T - 2.t_{pl}$ , tem-se que:

$$V_{osc} = \frac{2.A}{T - 2.t_{pl}} \quad (21)$$

ou

$$V_{osc} = \frac{2.A}{\frac{1}{f} - 2.t_{pl}} \quad (22)$$

ou

$$V_{osc} = \frac{2.f.A}{1-2.f.t_{pl}} \quad (23)$$

Assim, a velocidade de deslocamento transversal real é:

$$V_{tr}^2 = \left( \frac{2.f.A}{1-2.f.t_{pl}} \right)^2 + V_{sold}^2 \quad (24)$$

Para definir qual seria a melhor opção para a necessidade desse trabalho, foram propostas três abordagens distintas:

- Manutenção do passo (comprimento de onda) de tecimento constante;
- Manutenção da frequência de tecimento constante;
- Manutenção da velocidade transversal do tecimento constante.

Para se analisar estas três abordagens, partiu-se de uma condição inicial com velocidade de alimentação em 3,0 m/min e alterou-se esta velocidade para 5,0 m/min e recalculou-se os parâmetros de tecimento conforme as três abordagens citadas.

A condição inicial de 3,0 m/min foi definida a partir de soldagem com tecimento para uma dada condição já estabelecida em pré-testes onde havia sido obtidos bons resultados. Esta condição é descrita pelos seguintes parâmetros:

- Gás de proteção: C25 a 12 l/min
- DBCP: 15 mm
- Tensão ajustada: 18,0 V
- $V_a$ : 3,0 m/min
- $V_s$ : 18,28 cm/min
- $\lambda_1$ : 1,6 mm
- Amplitude de tecimento (a.t.): 2,0mm
- $f = \frac{V_s}{\lambda} \cdot \frac{10}{60} = \frac{18,28}{1,6} \cdot \frac{10}{60} = 1,9\text{Hz}$
- $V_{osc} = \frac{2.f.A}{1-2.f.t_{pl}} = \frac{2 \cdot 1,9 \cdot 2,0}{1-2 \cdot 1,9 \cdot 0} = 7,6\text{mm/s}$
- $V_{tr} = \sqrt{V_{osc}^2 + V_{sold}^2} = \sqrt{7,6^2 + \left(18,28 \cdot \frac{10}{60}\right)^2} = 8,18\text{mm/s}$

## a) Primeira abordagem: Passo constante

Na primeira abordagem, aumentou-se a velocidade de alimentação (e consequentemente a de soldagem) e manteve-se o comprimento de onda constante:

- Gás de proteção: C25 a 12 l/min
- DBCP: 15 mm
- Tensão ajustada: 20,0 V
- $V_a$ : 5,0 m/min
- $V_s$ : 30,46 cm/min
- $\lambda_1$ : 1,6 mm
- Amplitude de tecimento (a.t.): 2,0 mm
- $f = \frac{V_s}{\lambda} \cdot \frac{10}{60} = \frac{30,46}{1,6} \cdot \frac{10}{60} = 3,2\text{Hz}$
- $V_{osc} = \frac{2 \cdot f \cdot A}{1 - 2 \cdot f \cdot t_{pl}} = \frac{2 \cdot 3,2 \cdot 2,0}{1 - 2 \cdot 3,2 \cdot 2,0} = 12,8\text{mm/s}$
- $V_{tr} = \sqrt{V_{osc}^2 + V_{sold}^2} = \sqrt{12,8^2 + \left(30,46 \cdot \frac{10}{60}\right)^2} = 13,77\text{mm/s}$

## b) Segunda abordagem: Frequência constante

Na segunda abordagem, manteve-se a frequência constante igual ao primeiro caso e determinaram-se os outros parâmetros a partir dela:

- Gás de proteção: C25 a 12 l/min
- DBCP: 15 mm
- Tensão ajustada: 20,0 V
- $V_a$ : 5,0 m/min
- $V_s$ : 30,46 cm/min
- $f$ : 1,9Hz
- Amplitude de tecimento (a.t.): 2,0mm
- $\lambda = \frac{V_s}{f} \cdot \frac{10}{60} = \frac{30,46}{1,9} \cdot \frac{10}{60} = 2,67\text{Hz}$
- $V_{osc} = \frac{2 \cdot f \cdot A}{1 - 2 \cdot f \cdot t_{pl}} = \frac{2 \cdot 1,9 \cdot 2,0}{1 - 2 \cdot 1,9 \cdot 2,0} = 7,6\text{mm/s}$
- $V_{tr} = \sqrt{V_{osc}^2 + V_{sold}^2} = \sqrt{7,6^2 + \left(30,46 \cdot \frac{10}{60}\right)^2} = 9,14\text{mm/s}$

c) Terceira abordagem: Velocidade transversal constante

Por fim, na terceira abordagem manteve-se constante a velocidade transversal (resultante da adição vetorial da velocidade de soldagem com a velocidade de oscilação) e calcularam-se os outros parâmetros:

- Gás de proteção: C25 a 12 l/min
- DBCP: 15 mm
- Tensão ajustada: 20,0 V
- Va: 5,0 m/min
- Vs: 30,46 cm/min
- Amplitude de tecimento (a.t.): 2,0mm
- $V_{osc} = \sqrt{V_{tr}^2 - V_{sold}^2} = \sqrt{8,18^2 - \left(30,46 \cdot \frac{10}{60}\right)^2} = 9,62 \text{ mm/s}$
- $V_{osc} = 2 \cdot f \cdot A \Rightarrow f = \frac{9,62}{2 \cdot 2} = 2,4 \text{ Hz}$
- $\lambda = \frac{V_{sold}}{f} \cdot \frac{10}{60} = \frac{30,46}{2,40} \cdot \frac{10}{60} = 2,12 \text{ mm}$

Após as soldagens, foram realizados cortes transversais e feita a macrografias destes cordões (na condição inicial e nas três abordagens) com a finalidade de verificar qual abordagem proporcionou melhor perfil de zona fundida (Figura 76).

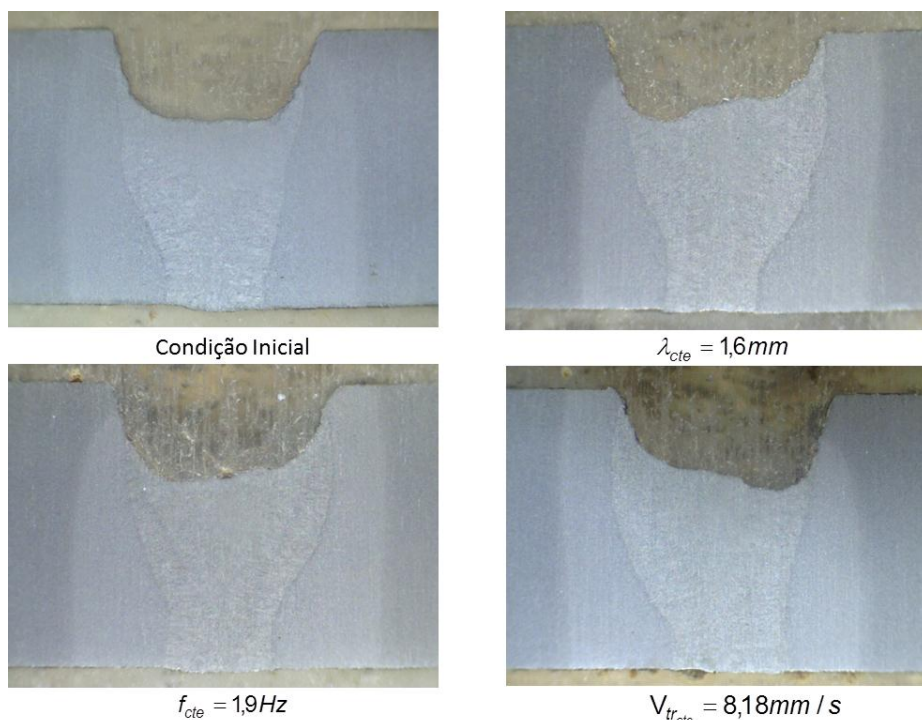


Figura 76. Macros do comparativo de tecimento (como escala, espessura da chapa 8 mm)

Observa-se que os resultados obtidos não apresentaram diferenças significativas entre si para as citadas situações e acredita-se que isto se deu pelo fato do envelope operacional não possuir uma faixa muito ampla. Assim, a partir de recomendações normativas (AWS D10.12), optou-se por trabalhar com o tecimento mantendo o comprimento de onda (passo) constante.

#### 5.4 Definição de faixa operacional

Iniciou-se o estudo dos parâmetros de soldagem com base no trabalho de Costa (2011) para o processo GMAW curto circuito convencional. Ressalta-se que embora o chanfro, diâmetro do tubo e espessura sejam diferentes, este trabalho aborda de forma similar os processos investigados e, portanto foi utilizado como ponto de partida.

##### 5.4.1 GMAW Curto Circuito Convencional

Para a determinação dos níveis operacionais para o GMAW curto circuito convencional foi necessário inicialmente a avaliação do gap (abertura de raiz). Como exposto no Item 3.4 o ângulo adotado para a realização dos testes foi de 15°. O gap foi variado entre 0 e 4 mm, sendo que para gaps de 0, 1 e 2 mm o maior defeito encontrado foi a falta de penetração. Para gaps de 4 mm a maior dificuldade encontrada foi a perfuração da raiz. Para o gap em 3 mm, apesar de também apresentar defeitos (ora falta de penetração, ora perfuração da raiz), esta condição foi a mais robusta sendo as melhores soldas obtidas com esta condição. A Tabela 5 mostra alguns dos testes realizados preliminarmente com gap de 1mm.

Tabela 5. Testes com gap de 1 mm e ângulo de 15°

1ª bateria	PARÂMETROS	TESTES			
		1	2	3	4
1 mm de Gap e 15° ind.=40	tensão	18	18	20	20
	Va	2,3	3,3	2,3	3,3
	Vs	26,7	38,4	26,7	38,4
	penetração (com/sem)	sem	sem	sem	sem
	Va/Vs	8,58	8,58	8,58	8,58

Como pode ser observado na Tabela 5, a indutância usada foi de 40. Quando se iniciaram os testes, a máquina estava regulada para indutância de 40. Foram realizados testes em que se variou a indutância desde 0 até 100. Para as faixas de velocidade utilizadas não se observou grande significância na variação desse parâmetro. Sendo assim,

o valor da indutância foi mantido constante e igual a 40 durante toda a realização dos testes com o processo GMAW convencional.

Em seguida foram realizados testes para avaliar a relação  $V_a/V_s$  apresentada no Item 5.1. Para tal, foram realizados diversos testes em que a relação foi sendo alterada e avaliada a influência dessa alteração no cordão. A Tabela 6 mostra três condições de soldagem em que variou-se relação  $V_a/V_s$ .

Tabela 6. Variação da relação  $V_a/V_s$

	PARÂMETROS	TESTES		
		1	2	3
<b>2ª bateria</b>	<b>tensão</b>	17	17	17
3 mm de Gap e 15° ind.=40	<b><math>V_a</math></b>	2	2	2,3
	<b><math>V_s</math></b>	17,4	15,23	14
	<b>Área do chanfro preenchida (%)</b>	35	40	50
	<b>penetração</b>	humping	humping	oscilante
	<b><math>V_a/V_s</math></b>	11,5	13,1	16,4

Embora a terceira solda ainda tenha apresentado falta de penetração em alguns pontos da chapa (referenciada como oscilante), notou-se que essa relação permitiu melhor preenchimento da junta com um arco mais estável. Para relações  $V_a/V_s$  maiores que 16,4 percebeu-se o aumento da ocorrência de falta de penetração principalmente na posição vertical descendente devido ao escorrimento do cordão.

A faixa de velocidade de alimentação proposta por Costa (2011) é de 2,3 a 3,3 m/min. Entretanto este limitou essas velocidades em função de querer manter a faixa de corrente entre 100 e 160A. O presente trabalho não se limitou em faixa de corrente. O fator limitante aqui foi a capacidade do processo em preencher a junta proposta. Em função disto realizou-se testes na junta proposta variando-se a velocidade de alimentação (e conseqüentemente a de soldagem, a fim de manter o relação  $V_a/V_s$ ) desde 2,3 a até 5,0 m/min. Isto utilizando inicialmente o gás C25. Os resultados mais satisfatórios ocorreram com  $V_a = 3,5$  m/min e  $U = 19,0$  V e  $V_a = 5,0$  m/min e  $U = 19,0$  V. A faixa de tensão utilizada foi a mesma proposta por Costa (2011) que é de 18,0 a 20,0 V. Ainda com este gás, nenhuma condição com Hi/Low foi conseguida.

Para o gás  $CO_2$  puro a penetração na junta se mostrou maior. A faixa em que se pode obter resultados satisfatórios foi de 2,0 a 3,5 m/min. Para velocidades de alimentação maiores, ocorria perfuração na raiz. A tensão utilizada precisou ser maior que para o gás C25, dado que a energia necessária para a ionização deste gás ser também maior. A faixa de tensão ficou entre 19,0 e 21,0 V. Com este gás foi possível obter um parâmetro que

proporcionasse a realização da solda com um desnível no chanfro (Hi/Low) sendo este obtido com  $V_a = 2,7$  m/min e tensão de 20,0 V.

Com base nesses valores preliminarmente encontrados foi proposto o planejamento experimental apresentado no Item 3.6.

#### 5.4.2 Processo RMD

No processo RMD, os parâmetros de regulagem são além da velocidade de alimentação, o trim e o arc control. De acordo com Miller (2004), o Arc Control representa a força do arco ou mesmo a convergência deste, desta forma, tem relação com a largura do arco. Já o Trim tem relação com o comprimento do arco.

Para maior entendimento da influência destes parâmetros nas características do cordão e nos sinais de corrente e tensão, soldou-se sobre chapa sem tecimento com o gás CO<sub>2</sub> puro com uma  $V_a = 2,7$ m/min. Esta velocidade de alimentação foi escolhida por vir acompanhada de uma velocidade de soldagem baixa (16,75 cm/min) que proporciona um tempo de soldagem maior permitindo melhor observação do arco.

Na primeira chapa soldada, manteve-se o Arc Control constante e igual a 25 por toda a extensão da solda. No entanto, na primeira metade da chapa ajustou-se o Trim = 100 e na segunda metade ajustou-se o Trim = 0. O que pode ser observado na pratica é que com o trim maior, maior torna-se a tensão média e conseqüentemente o comprimento do arco. Com isso, o arco se espalha mais sobre a junta e aumenta a largura da face, diminuindo a penetração. A corrente acaba por diminuir um pouco.

Pela análise dos oscilogramas de tensão e corrente, nota-se que a tensão média passa de 20,7 V para 15,2 V e a tensão RMS passa de 22,3 V para 17,5 V, quando o Trim passa de 100 para 0. A corrente média passa de 120 A para 127 A quando o Trim diminui. Já a corrente RMS passa de 142 A para 162 A quando o Trim passa de 100 para 0.

Esta queda da tensão quando o Trim diminui pode ser percebida pelo oscilograma da Figura 77. Observando-se o oscilograma percebe-se também que ao diminuir o Trim, a fonte aumenta a frequência. Quando o Trim está em 100, quatro ciclos de onda acontecem em ~62 ms. Já quando o Trim está em zero, quatro ciclos de onda acontecem em ~30 ms. Essa é uma explicação para o fato da corrente aumentar um pouco quando o Trim é diminuído.

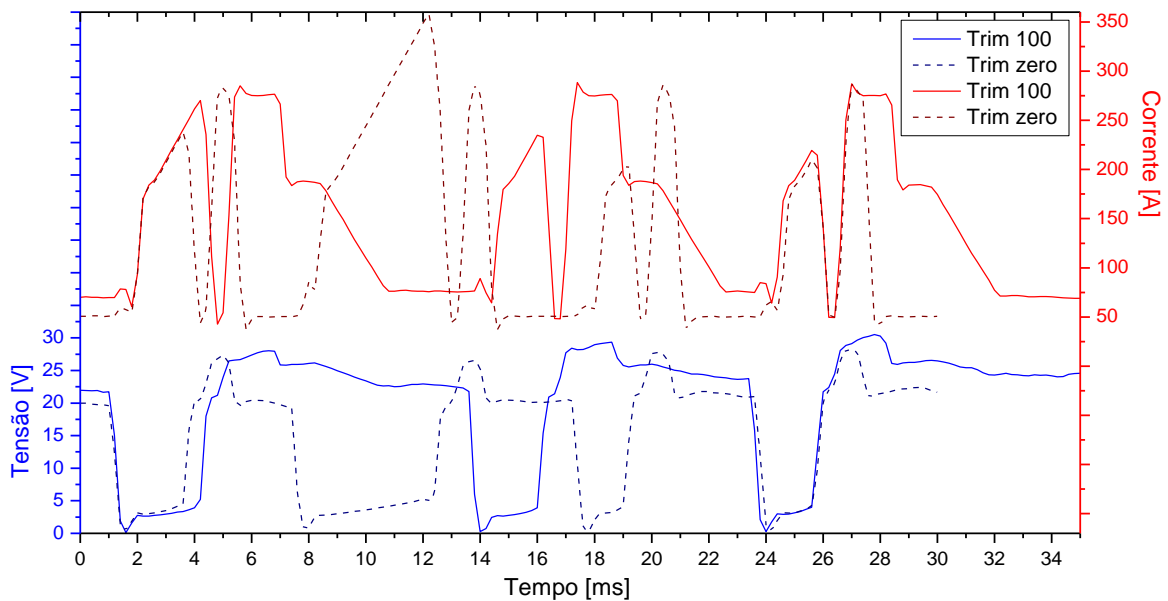


Figura 77. Oscilograma para Arc Control = 25 e Trim variando de 100 a 0

Na segunda chapa soldada, manteve-se o Trim constante e igual a 50 por toda a extensão da solda. No entanto, na primeira metade da chapa ajustou-se o Arc Control = 50 e na segunda metade ajustou-se o Arc Control = 0. Pode-se observar que quando o Arc Control é aumentado, a corrente média diminui e acaba aumentando um pouco a tensão média. Ou seja, tanto o Trim, como o Arc Control, tem efeito inversamente proporcional à corrente e consequentemente à penetração na junta.

Pela análise dos oscilogramas de tensão e corrente, nota-se que a tensão média cai de 18,5 V para 17,2 V e a tensão RMS cai de 20,4 V para 19,4 V, quando o Arc Control passa de 50 para 0. A corrente média aumenta de 115 A para 118 A quando o Arc Control diminui. Já a corrente RMS passa de 147 A para 149 A quando o Arc Control passa de 50 para 0.

Assim como observado para o oscilograma da Figura 77, observa-se que a fonte muda a frequência dos sinais. Pela Figura 78, percebe-se que para Arc Control 50, quatro ciclos acontecem em ~40 ms. Já para Arc Control zero, os mesmos quatro ciclos ocorrem em ~34 ms. É interessante também notar que em ambos os casos, o pulso inicial de corrente se mantém bem constante. É o segundo pulso e a frequência que se alteram.



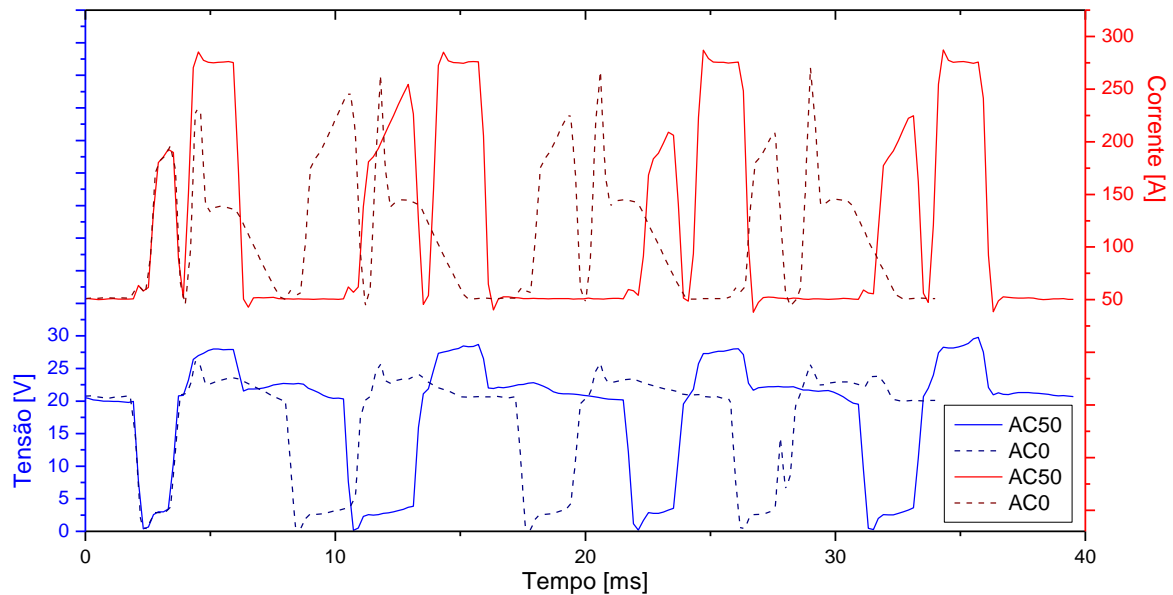


Figura 78. Oscilograma para Trim = 50 e Arc Control variando de 50 a 0

A análise desta influência dos parâmetros Trim e Arc Control no resultado final do cordão (em virtude da variação dos sinais de tensão e corrente) foi imprescindível para a definição dos ensaios finais e consequente obtenção do envelope operacional do processo RMD para a junta proposta. Isto porque, é possível saber qual parâmetro alterar quando, por exemplo, está tendo penetração excessiva, ou mesmo perfuração da raiz. Sabe-se que para esse caso, pode-se aumentar o Trim de forma a aumentar o comprimento do arco e consequentemente a sua largura, permitindo maior molhabilidade e menor penetração. Na Tabela 7 pode-se encontrar um resumo da influência do Trim e do Arc Control nos sinais de tensão e corrente.

Tabela 7. Valores de tensão e corrente para a variação dos parâmetros do RMD

Sinais adquiridos	arc control cte=25		trim cte=50	
	trim = 100	trim = 0	a.c. = 50	a.c. = 0
corrente média [A]	120,48	126,9	115,49	117,59
corrente RMS [A]	142,07	162,44	146,5	148,52
tensão média [V]	20,75	15,18	18,5	17,22
tensão RMS [V]	22,26	17,53	20,36	19,37

Assim, os ensaios finais começaram com o gás CO<sub>2</sub> puro, Va= 3,5 m/min, Arc Control = 25 e Trim = 60. À medida que a velocidade de alimentação ia sendo aumentada (para maior produtividade), era observado o aspecto do cordão e tomava-se a decisão de qual parâmetro alterar. Para o Gás C25, a velocidade de alimentação começou em 5,0 m/min com Arc Control = 25 e Trim = 60.

Chama-se a atenção para o fato de que em todos os processos derivativos abordados (aqui para o RMD e a seguir para o STT e CMT), os parâmetros iniciais vieram do limite superior do GMAW convencional, com a diferença de que cada processo tem seus parâmetros próprios, sendo que estes foram sempre ajustados inicialmente em valores intermediários de suas faixas.

#### **5.4.3 Processo STT**

Para a regulagem da fonte STT, é necessário além da velocidade de alimentação, regular os parâmetros  $I_b$ ,  $I_p$  e  $T_{out}$ . Assim, verificou-se a influência destes três parâmetros na geometria final do cordão de solda. Costa (2011) propõe que a corrente de base varie entre 60A e 100 A, e a corrente de pico varie entre 280 A e 320 A. Por esse motivo utilizou-se destes valores como ponto de partida. Sendo assim, soldou-se em três chapas com  $V_a = 3,5$  m/min com  $CO_2$  puro para verificar a influência isolada de cada parâmetro na geometria do cordão.

Na primeira chapa, mantiveram-se a  $I_p = 300$  A e  $T_{out} = 5$ . Já a corrente de base foi variada de 40 à 120 (40 na primeira metade da chapa de teste e 120 na segunda metade). Percebe-se que a medida que se aumenta a corrente de base, aumenta-se a quantidade de respingos e também a instabilidade da transferência. Entretanto, quando a corrente de base é baixa, a largura do cordão diminui bastante e o cordão fica bem estreito.

Na segunda chapa, mantiveram-se a  $I_b = 80$  A e o  $T_{out} = 5$ . Neste caso, a corrente de pico é que variou entre 260 A e 340 A.

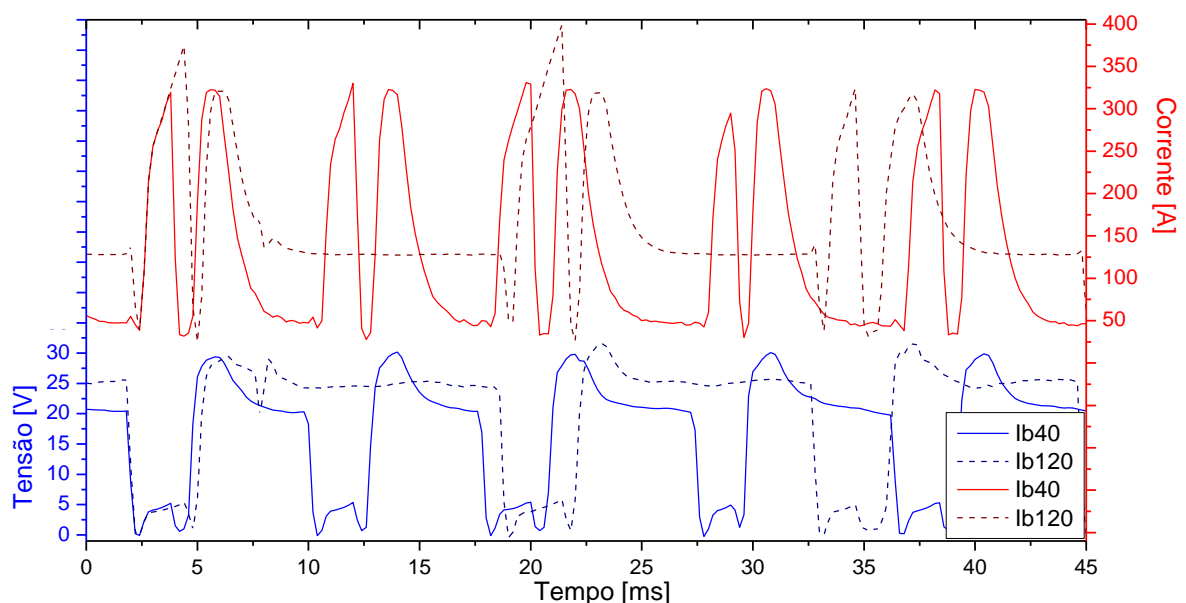
Já na terceira e última chapa, mantiveram-se a  $I_b = 80$  A e a  $I_p = 300$  A. O  $T_{out}$  variou entre 0 e 10. Nota-se que a medida que se aumenta o valor de  $T_{out}$  a transferência fica mais instável e com mais respingos. Além disso, ao se aumentar o  $T_{out}$ , a tensão média aumenta o que resulta em um maior comprimento do arco que se traduz em menor penetração, já que o arco mais alto espalha mais.

Pela Tabela 8 podem-se observar os resultados da aquisição de tensão e corrente para as três chapas soldadas.

Tabela 8. Tensão e corrente para testes com variação dos parâmetros da STT

Parâmetros	chapa 1		chapa 2		chapa 3	
	1ª metade	2ª metade	1ª metade	2ª metade	1ª metade	2ª metade
I <sub>b</sub>	40	120	80	80	80	80
I <sub>p</sub>	300	300	260	340	300	300
T <sub>out</sub>	5	5	5	5	0	10
Tensão média [V]	17,39	22,63	18,1	21,38	17,51	20,33
Tensão RMS [V]	19,88	24,07	20,52	22,77	20,03	22,25
Corrente média [A]	140,23	150,29	146,93	137,14	150,07	150,29
Corrente RMS [A]	178,25	166,45	168,87	176,04	179,51	175,75

Observa-se pela Figura 79, que o aumento na corrente de base, além de promover um aumento na tensão média, aumenta também a média de corrente. Observa-se também que o aumento da corrente de base provoca uma diminuição na frequência de curtos. Essa diminuição na frequência de curtos explica o porquê que a corrente RMS cai quando a corrente de base aumenta.

Figura 79. Oscilograma para I<sub>p</sub> = 300 A e T<sub>out</sub> = 5 e I<sub>b</sub> variando de 40 a 120

A diminuição da frequência de curtos também é observada quando a corrente de pico se eleva. Percebe-se pela Figura 80, que ao se elevar a corrente de pico de 260 à 340, a frequência de curtos praticamente cai pela metade. Como a frequência cai, apesar do pico de corrente ser maior, o intervalo sem pico também se torna maior, fazendo com que a média de corrente caia.

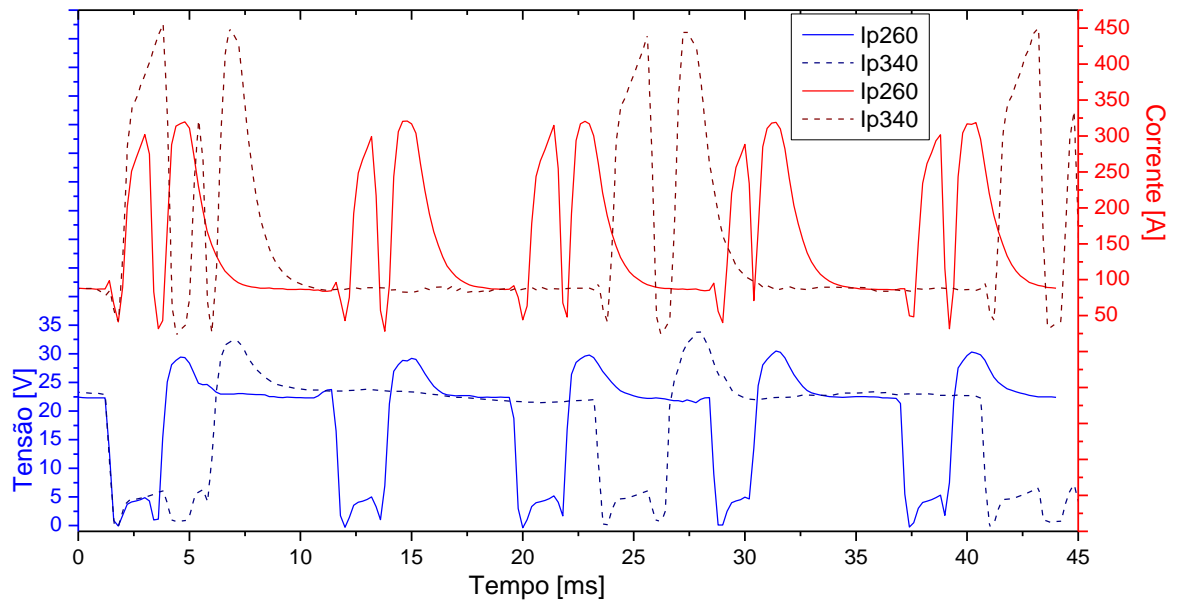


Figura 80. Oscilograma para  $I_b = 80$  A e  $T_{out} = 5$  e  $I_p$  variando de 260 a 340

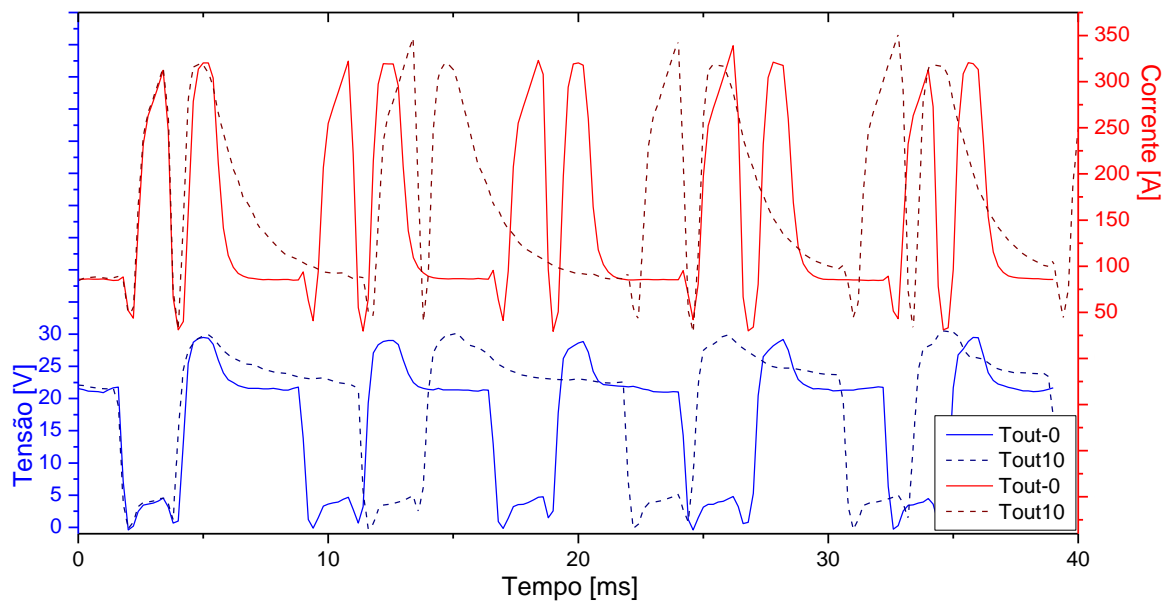


Figura 81. Oscilograma para  $I_b = 80$  A e  $I_p = 300$  A e  $T_{out}$  variando de 0 a 10

Pela Figura 81, nota-se que o aumento do  $T_{out}$  não provoca variação significativa na corrente, muito embora provoque aumento na tensão média. Assim como para os parâmetros  $I_b$  e  $I_p$ , a frequência também cai com o aumento do  $T_{out}$ .

Seguindo essa linha de raciocínio, se acaso a solda estiver tendo boa penetração, mas com cordão muito estreito, pode-se aumentar o  $T_{out}$  de forma a aumentar a largura do cordão (devido ao aumento da tensão).

Dessa forma, os parâmetros selecionados para os testes finais começaram com  $V_a=3,5\text{m/min}$ ,  $\text{CO}_2$  puro e com  $I_b=80\text{A}$ ,  $I_p=300\text{A}$  e  $T_{out}=5$ . À medida que a velocidade de alimentação ia sendo aumentada (para maior produtividade), era observado o aspecto do cordão e tomava-se a decisão de qual parâmetro alterar, com base nos resultados da Tabela 8.

#### 5.4.4 Processo CMT

Seguindo a mesma linha de raciocínio utilizada para os processos anteriores, em que se deseja avaliar a influência dos parâmetros do processo na geometria do cordão, para o processo CMT foram avaliados a influência do parâmetro comprimento do arco (PLa) e do parâmetro controle dinâmico (cd).

Para isso, realizou-se um teste utilizando gás C25 com uma velocidade regulada de  $5\text{m/min}$  (é importante lembrar que a velocidade regulada e a velocidade real desejada seguem a curva de calibração apresentada no item 4.3) com a correspondente velocidade de soldagem de  $30\text{ cm/min}$ . O controle dinâmico foi ajustado em zero. Variou-se então, o PLa de  $-30$  à  $+30$ , como visto na Tabela 9 abaixo.

Tabela 9. Aquisição para  $c.d. = 0$  e  $-30 < \text{PLa} < +30$ .

	PLa = -30	PLa = +30
$U_m$ [V]	11,66	17,94
$I_m$ [A]	165,22	165,71
$I_{rms}$ [A]	184,88	189,98
$V_a$ lida [m/min]	3,97	5,11

Pode-se observar na Figura 82 que a frequência de curtos aumenta no sentido em que se aumenta o parâmetro comprimento do arco. Embora esse aumento da frequência possa ser observado tanto para a corrente como para a tensão, este altera somente a tensão (se eleva) visto que a corrente se mantenha constante (tanto média como RMS). Ressalta-se que embora a corrente média varie, a velocidade de alimentação se eleva quando o PLa aumenta. Em suma, ao se aumentar o parâmetro comprimento do arco, tem-se um aumento da tensão sem que a corrente se altere, devido à variação na frequência de curtos.

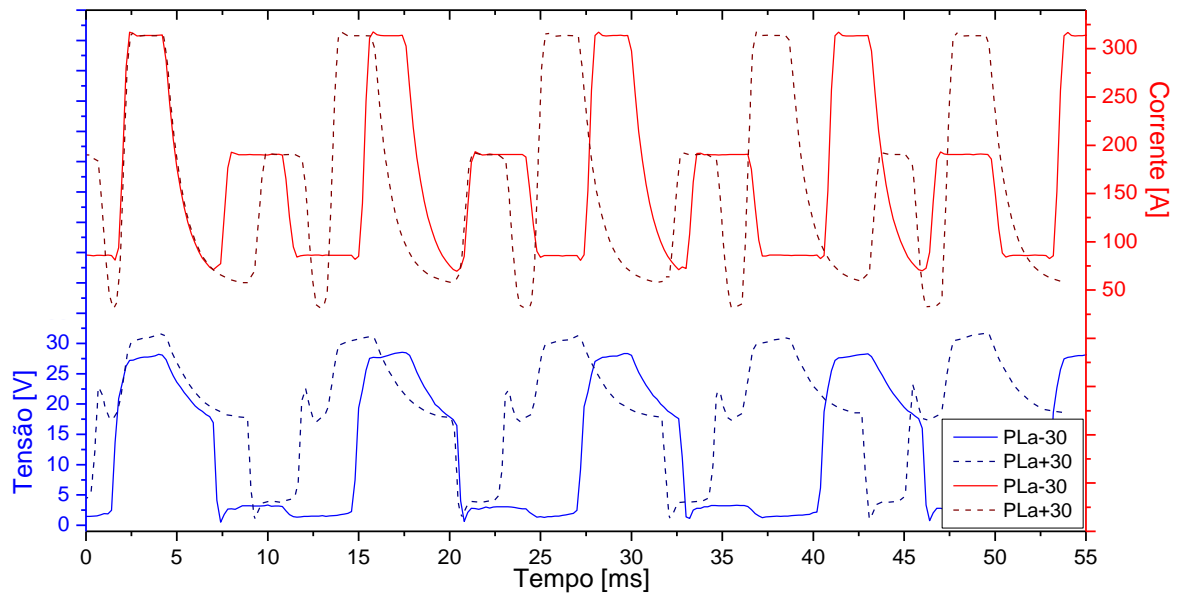


Figura 82. Oscilograma para  $c.d. = 0$  e  $-30 < PLa < +30$ .

No teste seguinte para avaliar o efeito do parâmetro controle dinâmico (cd), soldou-se com gás C25,  $V_a$  regulada = 5m/min,  $V_s = 30$ cm/min e  $PLa = 0$  apenas variando o controle dinâmico entre -5 à +5. Observam-se pela Tabela 10 os resultados lidos pela aquisição.

Tabela 10. Aquisição para  $PLa = 0$  e  $-5 < c.d. < +5$ .

	c.d. = -5	c.d. = +5
$U_m$ [V]	14,27	13,81
$I_m$ [A]	184,6	166,17
$V_a$ lida [m/min]	5,07	4,39

Ao aumentar o controle dinâmico, a fonte CMT não parece mudar muito a frequência de curtos. Observa-se pela Figura 83 que a tensão varia muito pouco, mas que a corrente média cai consideravelmente no sentido em que se aumenta o controle dinâmico.

Observa-se que o controle dinâmico tem efeito mais significativo na corrente do que na tensão. Observa-se que com  $cd = +5$  a corrente cai e com ela a velocidade de alimentação.

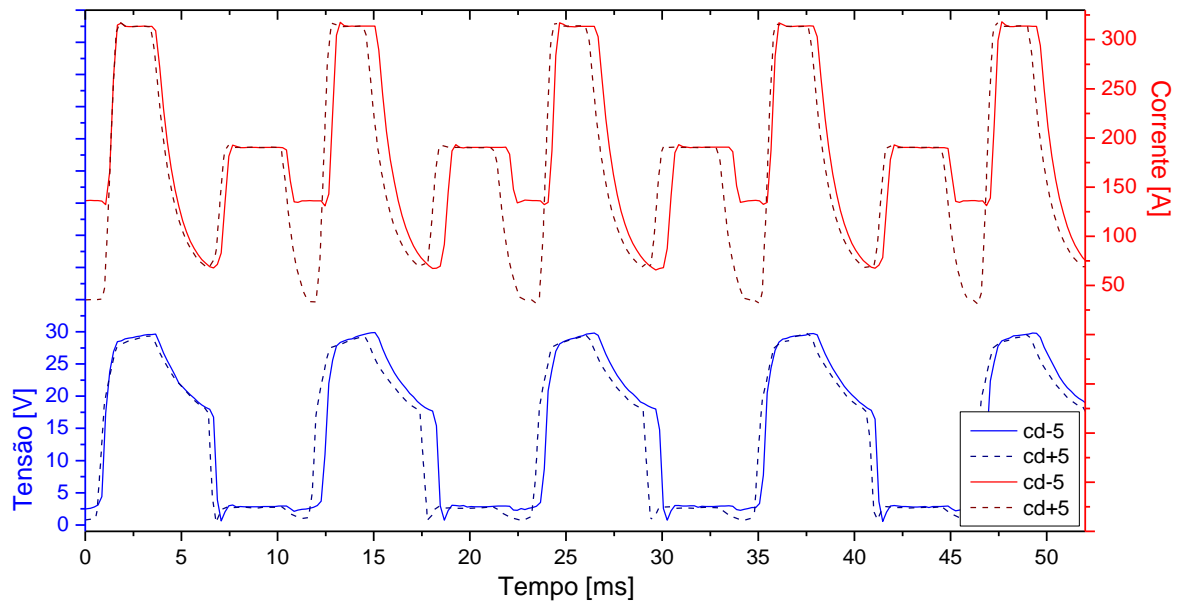


Figura 83. Oscilograma para  $PLa = 0$  e  $-5 < c.d. < +5$ .

Salienta-se que à medida que os ensaios finais foram sendo realizados, a velocidade de alimentação foi aumentada de forma a se alcançar o limite superior do processo. Ao se variar a velocidade de alimentação, utilizou-se da curva de calibração feita e apresentada no item 4.3. Contudo, através do exposto na Tabela 9 e na Tabela 10, verifica-se que ao variar os parâmetros  $cd$  e  $PLa$  a velocidade de alimentação se altera e passa a não seguir a curva apresentada. Entretanto, é difícil prever qual velocidade será executada pela fonte ao se alterar, por exemplo, o  $PLa$  de 10 para 30. Assim, seguiu-se a curva de calibração em todos os testes e realizou-se a aquisição da velocidade de alimentação para confrontar os resultados.

Os ensaios finais iniciaram-se com o gás C25, velocidade de alimentação desejada ( $V_{ad}$ ) igual a 5m/min e com os valores intermediários dos parâmetros de regulação, ou seja,  $PLa = 0$  e  $cd = 0$ . Para o gás  $CO_2$  puro, a única coisa que mudou foi a  $V_{ad} = 3,5$ m/min.

# CAPÍTULO VI

## ENSAIOS FINAIS E DISCUSSÃO

Neste capítulo são apresentados os ensaios finais realizados para o processo GMAW convencional, RMD, STT e CMT. Os comentários e discussões acerca dos resultados obtidos serão feitos à medida que os resultados forem sendo apresentados.

### 6.1. GMAW convencional

O planejamento experimental elaborado para o processo GMAW curto circuito convencional é apresentado na Tabela 11 para o gás C25 e na Tabela 12 para o gás CO2 puro. A ideia do planejamento para o GMAW é levantar parâmetros e limites operacionais com este processo além de servir de parâmetros iniciais para os processos derivativos.

Tabela 11. Planejamento experimental para o gás C25

gás C25							
Teste	gap [mm]	tensão [V]	Valim [m/min]	H/L [mm]	Vsold. [cm/min]	freq. Tec. [Hz]	amplit. Tec. [mm]
1	3	18	3	0	18,28	1,9	2
2	3	18	3	3	18,28	1,9	2
3	3	18	5	0	30,46	3,2	2
4	3	18	5	3	30,46	3,2	2
5	3	20	3	0	18,28	1,9	2
6	3	20	3	3	18,28	1,9	2
7	3	20	5	0	30,46	3,2	2
8	3	20	5	3	30,46	3,2	2
9	3	19	4	1,5	24,37	2,5	2
10	4	18	4	1,5	20,05	2,1	3
11	4	20	4	1,5	20,05	2,1	3
12	4	19	3	1,5	15,04	1,6	3
13	4	19	5	1,5	25,06	2,6	3
14	4	19	4	0	20,05	2,1	3
15	4	19	4	3	20,05	2,1	3
16	4	19	4	1,5	20,05	2,1	3



Tabela 12. Planejamento experimental para o gás CO<sub>2</sub> puro

gás CO <sub>2</sub> puro							
Teste	gap [mm]	tensão [V]	Valim [m/min]	H/L [mm]	Vsold. [cm/min]	freq. Tec. [Hz]	amplit. Tec. [mm]
17	3	19	2	0	12,18	1,3	2
18	3	19	2	3	12,18	1,3	2
19	3	19	3,5	0	21,32	2,2	2
20	3	19	3,5	3	21,32	2,2	2
21	3	21	2	0	12,18	1,3	2
22	3	21	2	3	12,18	1,3	2
23	3	21	3,5	0	21,32	2,2	2
24	3	21	3,5	3	21,32	2,2	2
25	3	20	2,75	1,5	16,75	1,7	2
26	4	19	2,75	1,5	13,78	1,4	3
27	4	21	2,75	1,5	13,78	1,4	3
28	4	20	2	1,5	10,02	1	3
29	4	20	3,5	1,5	17,54	1,8	3
30	4	20	2,75	0	13,78	1,4	3
31	4	20	2,75	3	13,78	1,4	3
32	4	20	2,75	1,5	13,78	1,4	3

Os planejamentos experimentais apresentados acima foram realizados na direção descendente por possuir maior robustez e faixa operacional nesta direção como sugerido por Costa (2011).

### 6.1.1 Realização dos ensaios

A fim de ficar mais clara a visualização da causa e efeito (parâmetro selecionado e aspecto do cordão de solda), neste item será apresentada uma foto da face e da raiz da solda correspondente ao ensaio realizado apenas nos casos mais representativos que ilustram não somente as dificuldades obtidas, mas também os bons resultados obtidos.

Na chapa Teste 1, conseguiu-se completar a solda, mas esta apresentou visivelmente um defeito decorrente da falta de penetração na posição vertical descendente.

Passando-se ao Teste 2, apesar da boa penetração na posição plana, este também apresentou falta de penetração nas posições vertical descendente e sobre cabeça. Embora tenham parâmetros regulados na fonte iguais, o Hi/Low imposto no Teste 2 foi suficiente para impedir a boa penetração na posição sobre cabeça.

Como pode ser observado na Figura 84 o Teste 3 foi capaz de permitir boa penetração nas três posições de soldagem (plana, vertical descendente e sobre cabeça). Pela visualização da raiz é possível observar que a posição plana é a que possui maior reforço da raiz, a posição vertical descendente fica bem no limite da penetração (mas dentro do aceitável pela norma) e a posição sobre cabeça possui um reforço de raiz intermediário.

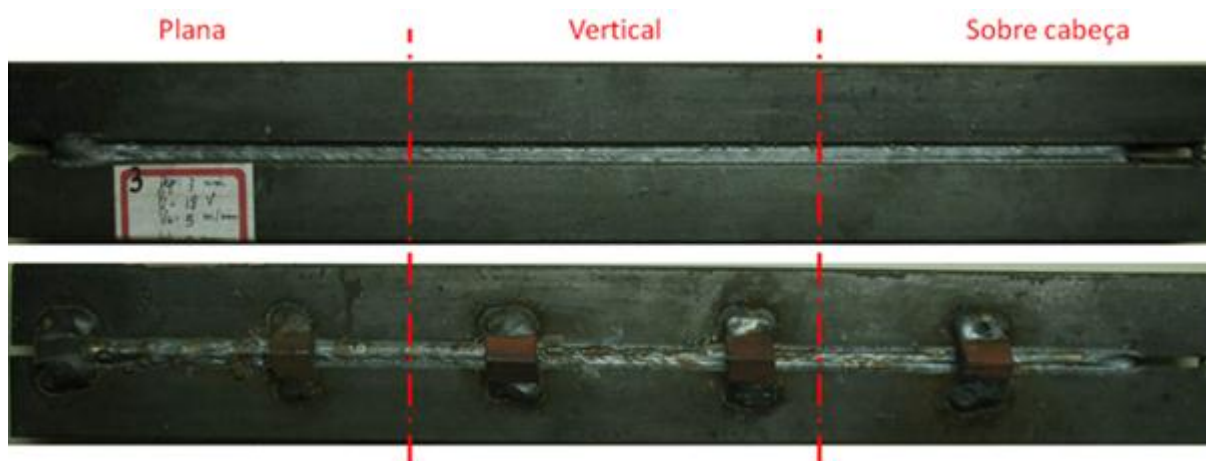


Figura 84. Teste 3 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm)

Ressalta-se que na Figura 84, bem como nas demais figuras a serem apresentadas neste capítulo, o comprimento da chapa é de 35 cm e o comprimento da solda é de aproximadamente 32 cm (que corresponde a metade do comprimento da circunferência do tubo de 8"). Considerando que a solda possui 32 cm e que esta seja dividida em três partes iguais, a primeira parte corresponde à posição plana, a segunda à posição vertical descendente e a terceira corresponde à posição sobre cabeça.

Do Teste 3 para o Teste 4 o que mudou foi a inserção da junta com um Hi/low de 3 mm. Neste caso (Teste 4) houve perfuração na posição plana e além disso escorreu na vertical descendente proporcionando falta de penetração nesta posição.

No Teste 5, a solda ficou adequada na posição plana. Entretanto ocorreu falta de penetração na posição vertical descendente e na posição sobrecabeça, devido ao comprimento do arco ter se elevado dada a maior tensão (20 V). No Teste 6 (que é semelhante ao Teste 5, mas com adição de Hi/Low), o arco ficou instável na posição plana, com instabilidade indicando limite para perfuração da raiz.

No Teste 7, logo ao abrir o arco houve perfuração da raiz. Entretanto, observou-se que esta perfuração se devia ao fato de, em função da maior energia imposta (pelo fato da maior velocidade de alimentação e conseqüentemente da corrente), a chapinha que é posicionada para a abertura do arco se fundiu e fez com que a poça de fusão descesse. Assim, quando a poça foi se deslocando para a realização da solda e saiu de cima da chapinha, a poça estava posicionada muito baixa em relação ao chanfro, o que ocasionou na perfuração da raiz.

Desta forma, observa-se a dificuldade na abertura do arco. Se no lugar da chapinha fosse colocado, por exemplo, um ponto de solda (ponteamto) para a abertura do arco, a poça começaria a ser formada em uma posição mais alta dentro do chanfro (sobre o ponto). Se no caso do arco em questão a energia imposta fosse baixa (o que proporcionaria

pequeno aquecimento das laterais da junta) e o gás utilizado proporcionasse uma poça de fusão menos viscosa (como é o caso do C25 em relação ao CO<sub>2</sub> puro), a tendência seria a poça ir se acomodando em uma posição mais acima no chanfro, e à medida que fosse se deslocando iria causando falta de penetração. Entretanto, para o caso em que a energia imposta é alta, ou mesmo quando o gás de proteção proporciona uma poça mais fluida, a abertura do arco sobre a chapinha nem sempre é uma boa saída. Para resolver esse impasse utilizou-se sempre a chapinha de forma a abrir o arco assim como mostrado na Figura 32, e então caso houvesse perfuração da raiz logo após o arco sair de sobre a chapinha, optar-se-ia por aguardar um tempo antes de parar o teste, de tal forma a observar se o arco reacenderia e se estabilizaria. Como todos os testes foram realizados com tecimento, quando o arco se apagava, logo o arame tocava o nariz da junta e se tinha a re-ignição do arco. Destaca-se que o arco apenas se reacende para as condições em que os parâmetros ajustados permitem uma boa estabilidade do arco.

No caso do Teste 7, percebeu-se que a perfuração no início da posição plana se deu devido a situação discutida. Desta forma, mesmo após perfurar a raiz no início da posição plana, optou-se pela continuidade do teste. O que se observou foi que o arco logo se reestabeleceu e o processo ficou aceitável nas três posições de soldagem. Observa-se pela Figura 85 concavidade na raiz da solda para a posição sobrecabeça. Entretanto, como não se pode observar nem mordeduras e nem falta de penetração, a solda realizada no Teste 7 é adequada pela norma.

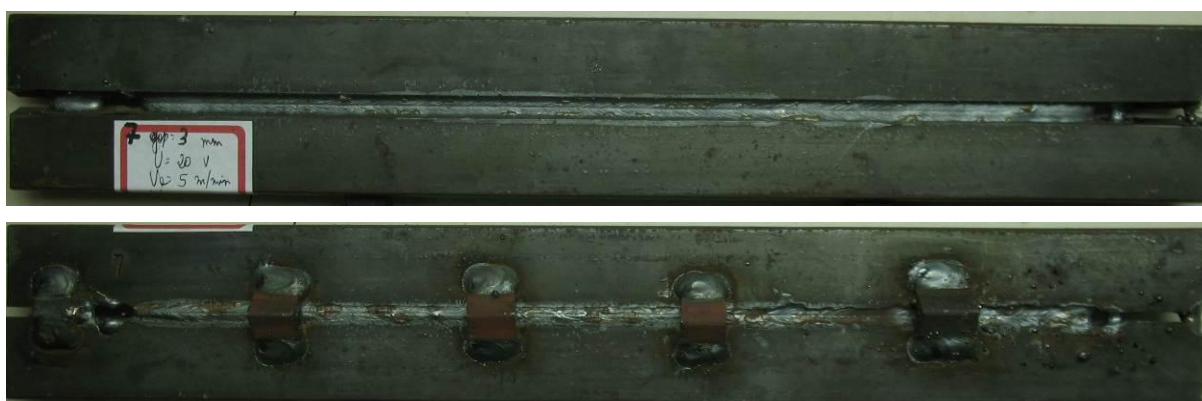


Figura 85. Teste 7 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm)

O Teste 8 (semelhante ao Teste 7, mas com Hi/Low de 3mm) não obteve sucesso, pois além de apresentar perfuração da raiz nas posições plana e sobrecabeça, apresentou falta de penetração na posição vertical descendente.

O Teste 9 conseguiu completar totalmente a solda. Contudo, houve falta de penetração na posição vertical descendente e pequena falta de penetração devido ao Hi/Low na posição sobre cabeça, como pode ser visto na Figura 86.

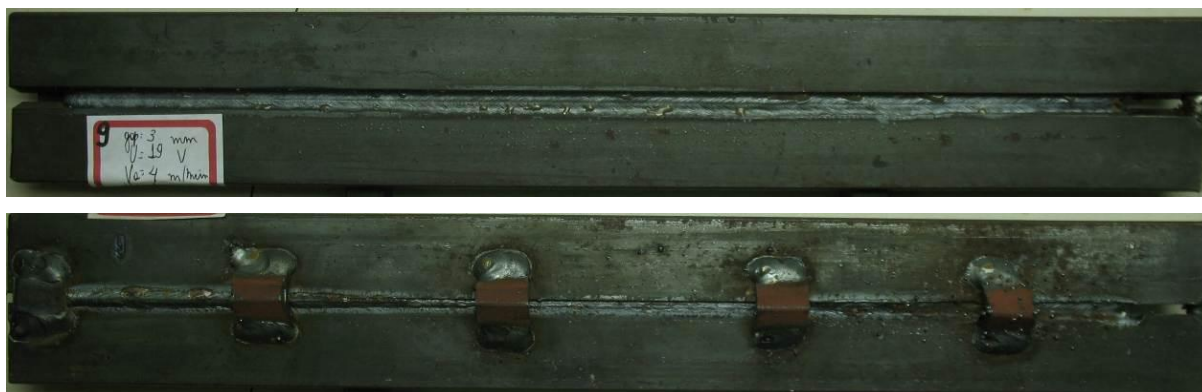


Figura 86. Teste 9 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm)

Do Teste 10 ao 16, o gap foi alterado para 4 mm em virtude de avaliar se com uma abertura de junta maior, o efeito de falta de penetração na posição vertical descendente fosse minimizado. Todavia, apesar de favorecer uma boa raiz na posição vertical, o gap de 4 mm dificulta muito a execução de uma boa raiz nas posições plana e vertical descendente. É importante lembrar que ao mudar o gap para 4 mm, a área do chanfro se altera e com isso, para se manter a mesma relação  $V_a/V_s$  torna-se necessária a diminuição da velocidade de soldagem, fato que pode ser observado tomando, como exemplo, os Testes 9 e 14. Ressalta-se que a adição de Hi/low não foi considerada como fator para modificar a área do chanfro, visto que se considera que haja apenas uma modificação no formato da área, mas não no seu tamanho.

No Teste 10, apesar da solda ser adequada na posição vertical descendente, nas posições plana e sobre cabeça houve perfuração da raiz. Assim, fica claro que o aumento do gap favoreça a realização das soldas na posição vertical, mas dificulta sua realização nas posições plana e sobrecabeça. Acredita-se que um parâmetro, que se aumentado poderia auxiliar na realização das soldas nas posições plana e sobre cabeça, é a amplitude de tecimento.

Sendo assim, posto que o Teste 11 é semelhante ao Teste 10 à exceção da tensão que é maior no Teste 11 (20 V contra 18 V), aumentou-se a amplitude de tecimento de 3 para 3,5 mm. Contudo, essa alteração não foi suficiente para evitar a perfuração da raiz na posição plana e na sobre cabeça. Ainda no Teste 11, ao contrário do que ocorreu no Teste 10 (tensão menor), houve a falta de penetração na raiz na posição vertical descendente, devido ao escorrimento do arco nesta posição, favorecido pelo alto comprimento do arco, relacionado à maior tensão imposta.

No Teste 12 houve perfuração da raiz nas posições plana e sobrecabeça, mas com defeitos como falta de penetração e mordeduras na vertical descendente.

Nos Testes 13 e 14, também houve perfuração da raiz, mas apenas na posição sobrecabeça. Entretanto, nestes dois testes, o cordão na posição vertical descendente ficou adequado, como pode ser visto na Figura 87 para o caso em particular do Teste 14.

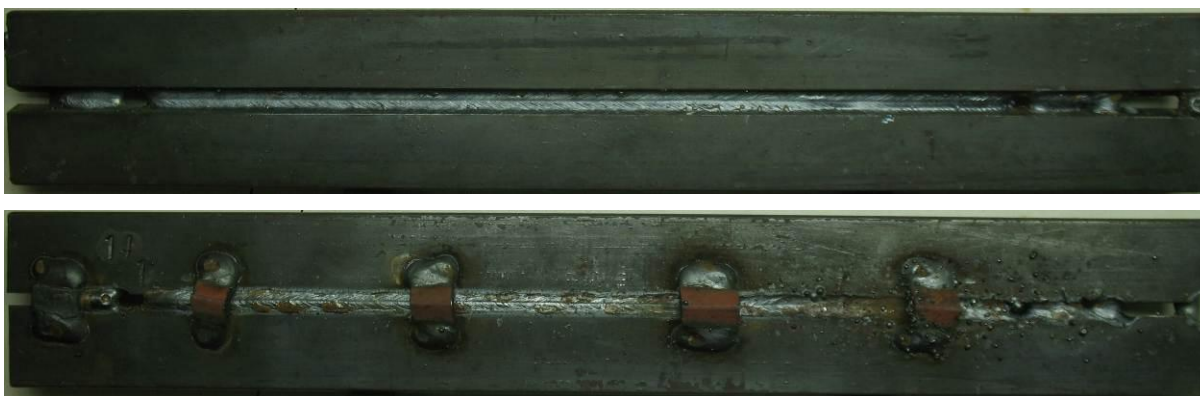


Figura 87. Teste 14 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm)

No Teste 15 (semelhante ao Teste 14, mas com Hi/Low = 3 mm), houve perfuração da raiz na posição plana e na sobre cabeça, mesmo tendo realizado o teste com amplitude de tecimento igual a 3,5 mm, a fim de evitar essa perfuração que já era prevista. Neste teste, ao contrário do ocorrido no Teste 14, ocorreu falta de penetração na posição vertical descendente. Sendo que o único parâmetro que se alterou de um teste para o outro foi o Hi/Low, é possível dizer que os testes que possuem Hi/Low são mais susceptíveis a defeitos como falta de penetração na posição vertical descendente e perfuração da raiz nas posições planas e sobrecabeça. Na Figura 88 podem ser vistas a face e a raiz do Teste 15 em que apresenta defeitos que não existiam no Teste 14 (sem Hi/Low).

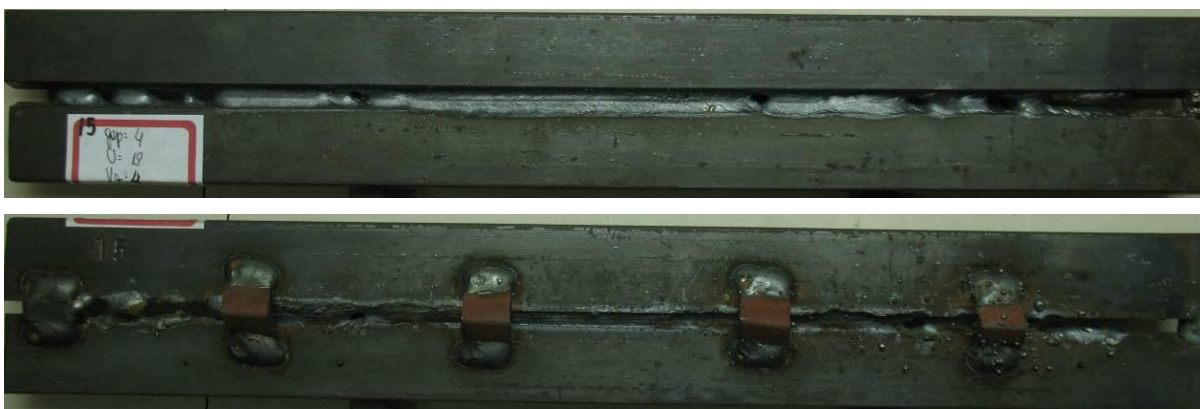


Figura 88. Teste 15 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm)



No Teste 16 (último teste do planejamento para o gás C25) pôde-se observar que mesmo diminuindo-se o Hi/Low de 3 para 1,5mm (do Teste 15 para o 16), ainda houve perfuração da raiz na plana e na sobrecabeça. Na posição vertical descendente a raiz possui penetração completa. Com isso é possível observar que ao menor desalinhamento da junta (ao menor Hi/Low), aumenta-se a dificuldade em se manter a poça líquida dentro da junta nas posições plana e vertical, culminando na perfuração da raiz.

Do Teste 17 ao 32, o gás utilizado foi o CO<sub>2</sub> puro. Pode-se observar que este gás produz um cordão com mais escória. Salienta-se que, após a soldagem, as chapas não foram limpas com escova de aço com o simples intuito de realçar, nas imagens aqui mostradas, a quantidade e aspecto da escória produzida com o gás CO<sub>2</sub> puro.

No Teste 17, foi possível observar um cordão com penetração total nas posições plana e sobrecabeça, mas com falta de penetração na posição vertical descendente.

No Teste 18 (semelhante ao Teste 17, mas com Hi/Low = 3mm) houve falta de penetração em todas as posições (Figura 89), o que realça a dificuldade imposta pelo Hi/Low.

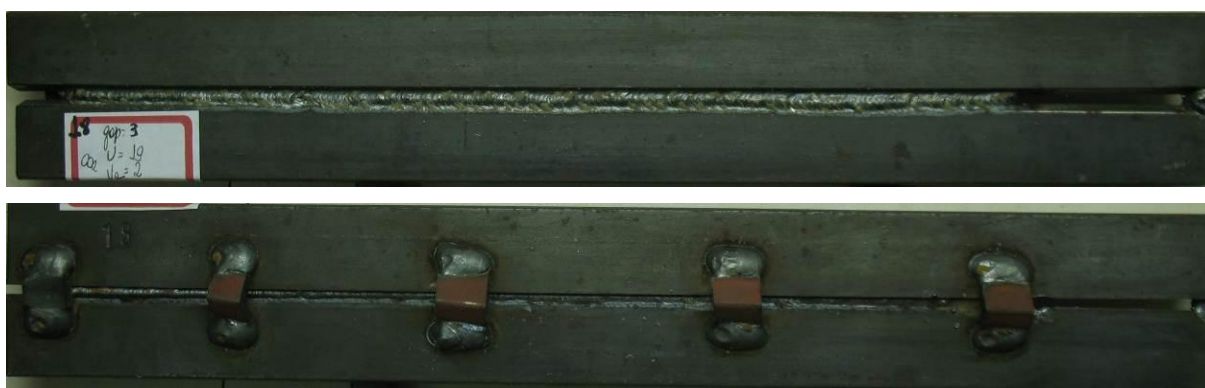


Figura 89. Teste 18 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm)

A falta de penetração observada no Teste 17 e evidenciada no Teste 18 através da Figura 89 é o resultado da baixa energia imposta em virtude da baixa velocidade de alimentação (baixa corrente).

Assim, no Teste 19, com o aumento da velocidade de alimentação para 3,5 m/min, foi possível obter um cordão com penetração satisfatória em todas as posições de soldagem (Figura 90).

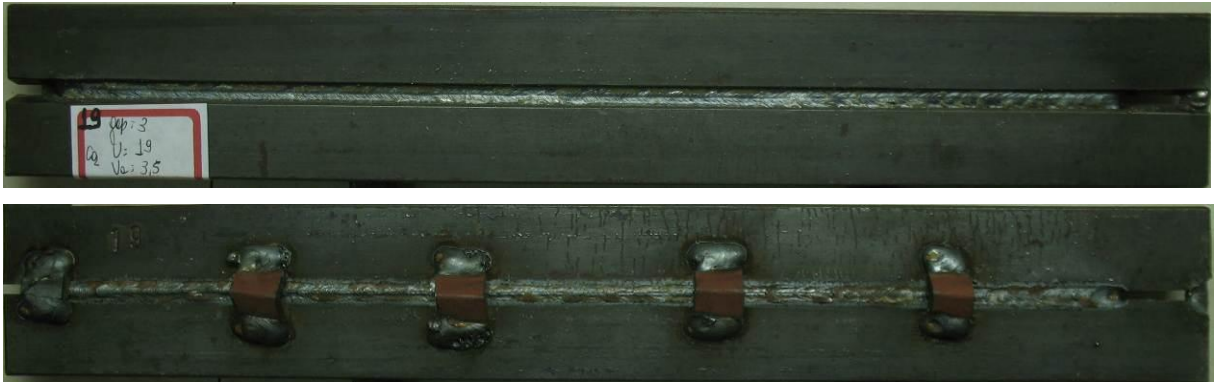


Figura 90. Teste 19 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm)

Na sequência, foi realizado o Teste 20 com os mesmo parâmetros do Teste 19 à exceção do Hi/Low que passa a ser 3 mm. Neste teste houve perfuração da raiz nas posições plana e sobrecabeça, além de falta de penetração na posição vertical descendente, como pode ser visto na Figura 91.

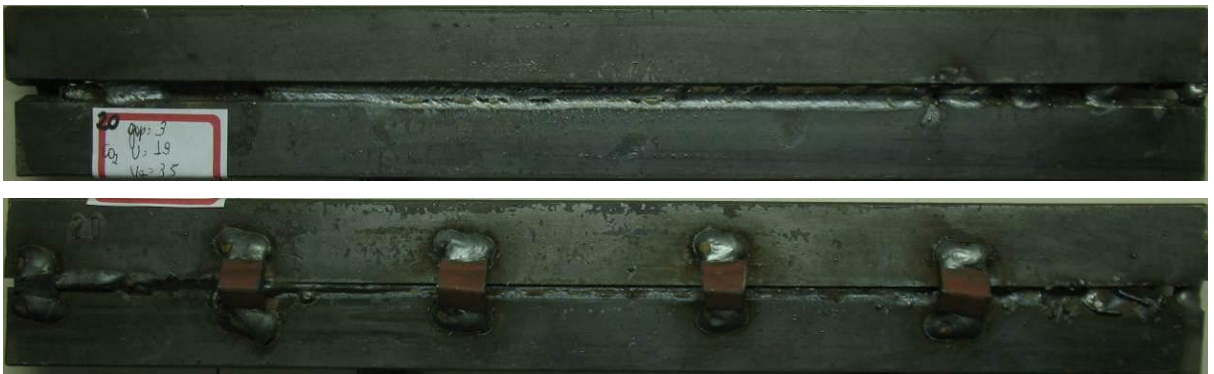


Figura 91. Teste 20 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm)

O Teste 21 apresentou um curto-circuito muito instável em virtude da tensão relativamente alta (21 V) para a baixa velocidade de alimentação ( $V_a = 2\text{m/min}$ ). Mesmo assim, foi possível completar a solda que apresentou falta de penetração na vertical e na sobre cabeça.

No Teste 22 houve falta de penetração na vertical e na sobrecabeça. Já na posição plana houve perfuração da raiz.

O Teste 23 possui os mesmos parâmetros do Teste 19 à exceção da tensão que passa de 19 para 21 V. O aumento de tensão neste caso não prejudicou o resultado final que apresentou penetração adequada para todas as posições de soldagem.

No Teste 24, que possui os mesmos parâmetros do Teste 23 à exceção da junta que passa a ter um Hi/Low = 3 mm. logo no início do teste houve uma perfuração da raiz na posição plana. Para não perder a chapa de teste logo no início, repetiu-se o mesmo teste,

mas aumentando a amplitude de tecimento para 2,5 mm. Mesmo com todo esforço, houve falta de penetração na vertical descendente e perfuração da raiz na sobrecabeça. Na plana a raiz ficou dentro do aceitável pela Norma API 1104.

O Teste 25 apresentou um arco com uma transferência metálica bem estável notada primeiramente pelo “som” produzido pelo arco e posteriormente pela análise do oscilograma. O cordão produzido por essa condição apresentou resultado satisfatório em todas as posições de soldagem como pode ser visto pela Figura 92. Ressalta-se que embora tenha ficado um pouco convexo o cordão na posição sobre cabeça, não houve falta de penetração em função do Hi/Low ao longo do cordão nesta posição (fato que pode ser comprovado pela análise da macrografia realizada para este cordão a ser apresentada no 6.1.2).

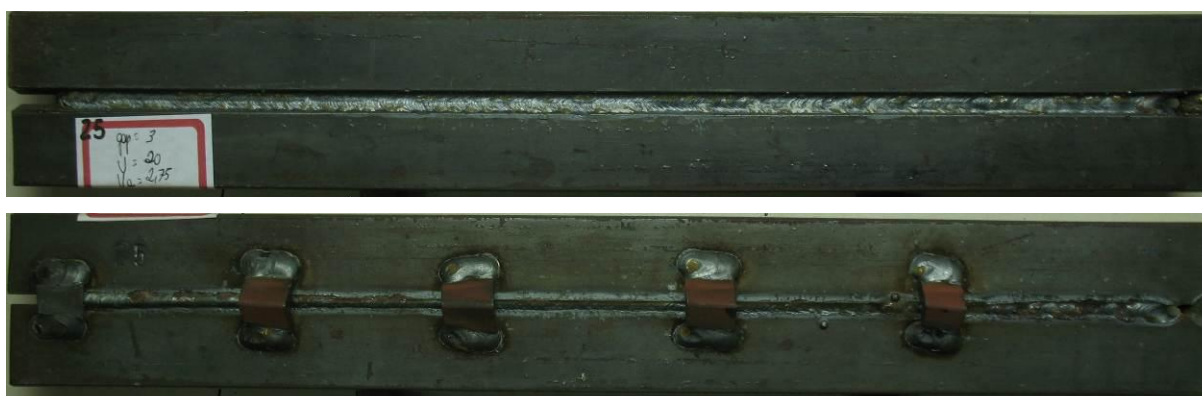


Figura 92. Teste 25 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm)

Do Teste 26 ao 32, o gap foi aumentado de 3 para 4 mm. Logo no Teste 26 houve perfuração da raiz nas 3 posições de soldagem.

No Teste 27, ao aumentar a tensão de 19 para 21V em relação ao Teste 26, houve uma melhora na posição vertical descendente, a qual apresentou uma penetração adequada. Entretanto esse aumento na tensão não foi capaz de alterar a perfuração da raiz observada para as posições plana e sobrecabeça.

O Teste 28 apresentou uma transferência muito instável, devido à alta tensão (20 V) para a baixa velocidade de alimentação (2 m/min). A corrente média medida foi de aproximadamente 78 A, sendo insuficiente para aquecer as laterais da junta ocasionando a falta de penetração na vertical descendente. Nas posições plana e sobre cabeça, houve perfuração da raiz não devido a corrente (que não é alta), mas sim ao gap, que é alto para estes parâmetros de soldagem.

O Teste 29 apresentou perfuração da raiz nas posições plana e sobrecabeça. Na posição vertical descendente o cordão apresentou penetração adequada.



No Teste 30, não foi possível iniciar o teste com amplitude de tecimento igual a 3 mm, visto que ocorria perfuração da raiz. Para aproveitar a chapa de teste, a amplitude de tecimento foi aumentada para 3,5 mm. Deste modo, o teste pode ser realizado até o fim. Entretanto, ainda assim houve perfuração da raiz nas três posições, como pode ser visto na Figura 93.



Figura 93. Teste 30 (face e raiz)

Em função da grande quantidade de falta de penetração na vertical descendente observada nos testes anteriores, os Testes 31 e 32 foram realizados com amplitude de tecimento de 4 mm, com o intuito de minimizar este efeito. Apesar desta abordagem, os cordões apresentaram defeitos como perfuração de raiz em todas as posições. No caso do Teste 31 em particular, foi possível observar ainda o defeito costas de dragão (*humping*), o que realça o fato de que o calor imposto foi insuficiente para aquecer bem as laterais da junta culminando no desvio do arco para uma das chapas (Figura 94).

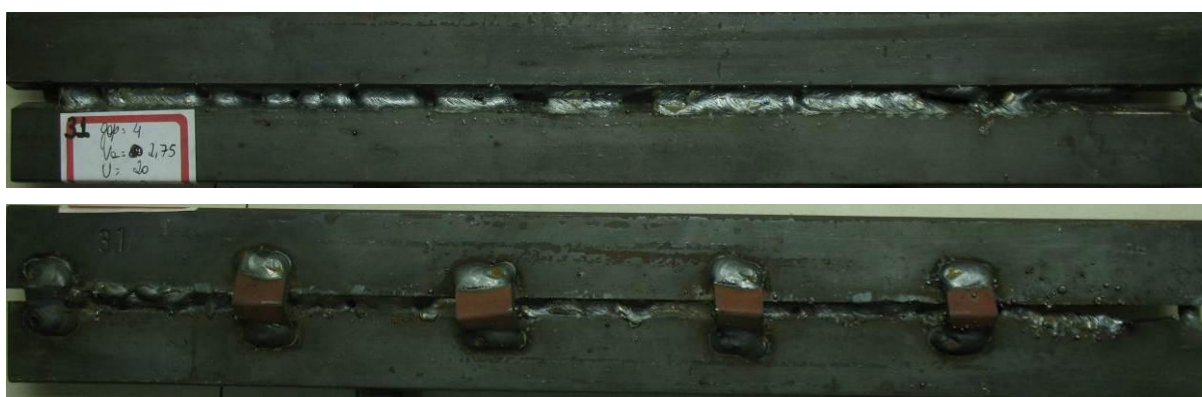


Figura 94. Teste 31 (face e raiz) (largura de cada chapa é 25 mm)

Por fim, como forma de sumarizar estes resultados apresentados, a Tabela 13 apresenta um resumo das principais características encontradas para cada um dos testes anteriormente apresentados.

Tabela 13. Resumo das características encontradas para o processo GMAW convencional

<b>Teste</b>	<b>Características</b>
1	Completo a solda, mas com falta de penetração na posição vertical descendente
2	Boa penetração na posição plana, mas com falta de penetração nas posições vertical descendente e sobre cabeça
3	Boa penetração nas três posições de soldagem (plana, vertical descendente e sobre cabeça)
4	Perfuração na posição plana e escorrimento da poça de fusão na vertical descendente proporcionando falta de penetração nesta posição
5	Boa penetração na posição plana, mas com falta de penetração na posição vertical descendente e na posição sobre cabeça, devido ao comprimento do arco ter se elevado dada a maior tensão
6	Arco instável na posição plana, com instabilidade indicando limite para perfuração da raiz
7	Boa penetração nas três posições de soldagem
8	Perfuração da raiz nas posições plana e sobre cabeça, além de falta de penetração na posição vertical descendente
9	Falta de penetração na posição vertical descendente e pequena falta de penetração devido ao Hi/Low na posição sobre cabeça
10	Penetração adequada na posição vertical descendente mas com perfuração da raiz nas posições plana e sobre cabeça
11	Perfuração da raiz na posição plana e na sobre cabeça. Além de falta de penetração na raiz na posição vertical descendente, devido ao escorrimento do arco nesta posição, favorecido pelo alto comprimento do arco, relacionado à maior tensão imposta
12	Perfuração da raiz nas posições plana e sobre cabeça, mas com falta de penetração e mordeduras na vertical descendente
13	Perfuração da raiz apenas na posição sobre cabeça, mas com penetração completa nas posições plana e vertical descendente
14	Perfuração da raiz apenas na posição sobre cabeça, mas com penetração completa nas posições plana e vertical descendente
15	Perfuração da raiz na posição plana e na sobre cabeça mas com falta de penetração na vertical descendente

Tabela 13. Resumo das características encontradas para o processo GMAW convencional (continuação)

16	Perfuração da raiz na plana e na sobrecabeça. Na posição vertical descendente a raiz possui penetração completa
17	Penetração total nas posições plana e sobrecabeça, mas com falta de penetração na posição vertical descendente
18	Falta de penetração em todas as posições
19	Penetração satisfatória em todas as posições de soldagem
20	Perfuração da raiz nas posições plana e sobrecabeça além de falta de penetração na posição vertical descendente
21	Falta de penetração na vertical e na sobrecabeça
22	Falta de penetração na vertical e na sobrecabeça. Já na posição plana houve perfuração da raiz
23	Penetração adequada para todas as posições de soldagem
24	Falta de penetração na vertical descendente e perfuração da raiz na sobrecabeça. Na posição plana a raiz ficou adequada
25	Boa penetração em todas as posições de soldagem
26	Perfuração da raiz nas 3 posições de soldagem
27	Penetração completa na vertical descendente, mas com perfuração da raiz nas posições plana e sobrecabeça
28	Falta de penetração na vertical descendente. Nas posições plana e sobre cabeça, houve perfuração da raiz
29	Perfuração da raiz nas posições plana e sobrecabeça. Na posição vertical descendente o cordão apresentou penetração adequada
30	Perfuração da raiz nas três posições
31	Perfuração da raiz nas três posições com ocorrência de <i>Humping</i>
32	Perfuração da raiz nas três posições

### 6.1.2 Análise macrográfica dos cordões

Nesta etapa, será apresentada a macrografia realizada para verificar e avaliar possíveis descontinuidades internas nos cordões avaliados como satisfatórios no item anterior. A Figura 95 apresenta as fotos das macrografias realizadas nas três posições de soldagem.

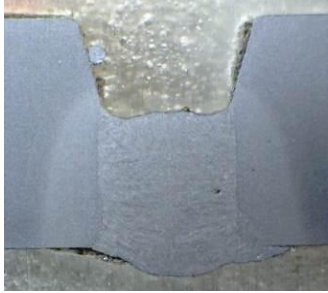
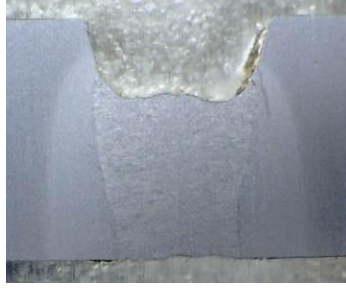
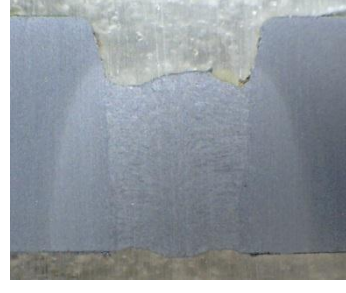
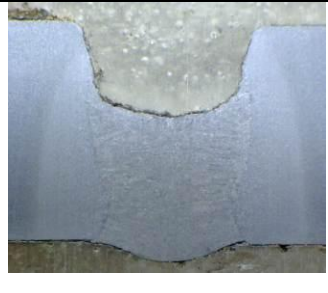
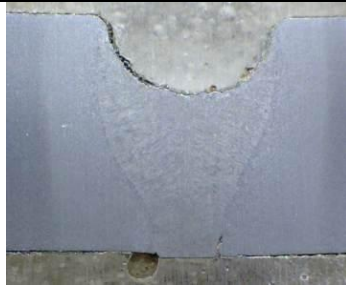
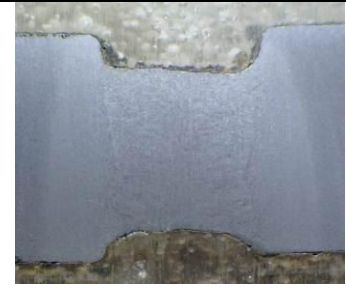



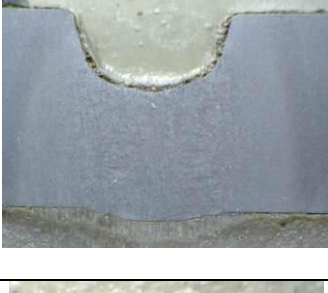
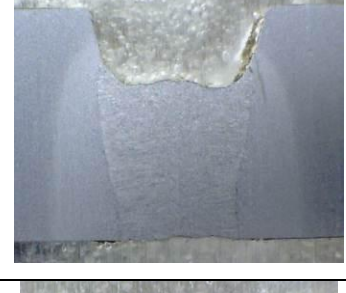
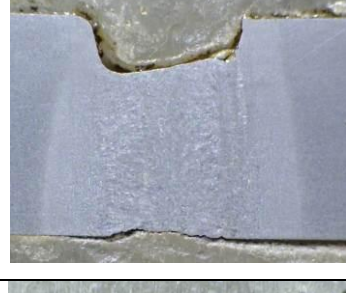



Testes	Posição		
	Plana	Vertical	Sobrecabeça
3			
7			
19			
23			
25			

Figura 95. Macrografia dos ensaios finais para o processo GMAW convencional (como escala, adotar a espessura da chapa como 8 mm)

Avaliando-se as macros obtidas para o Teste 3, observa-se uma pequena porosidade na posição plana. Entretanto como descrito no Item 3.7, a porosidade não pode exceder 3 mm. Neste caso, visualmente percebe-se que o poro em questão não possui dimensão maior que 3 mm, não sendo portanto considerado um defeito. Na posição sobre cabeça, há uma concavidade na raiz. Conforme a Norma API 1104, qualquer comprimento de concavidade é aceito, desde que não haja falta de penetração. Pela Figura 95, pode-se observar que apesar de possuir uma raiz côncava na posição sobre cabeça, não ocorre falta de penetração, nem mesmo na junção entre o metal de adição e o nariz do chanfro.

No Teste 7, a posição plana apresenta do lado direito uma pequena mordedura. Contudo como pode ser observado na Figura 85, a mordedura não se estende por um comprimento maior que 50 mm, e, portanto não pode ser considerado um defeito de soldagem. Já na posição sobrecabeça, apesar de apresentar penetração total, o cordão apresentou uma concavidade excessiva. A norma API 1104 não faz restrições quanto à profundidade máxima que a convexidade pode possuir, diz apenas que qualquer comprimento de concavidade da solda é aceitável. Entretanto, pelo bom senso, opta-se por descartar tal resultado em função de uma concavidade excessiva na posição sobrecabeça.

No Teste 19 a macro da posição sobre cabeça apresenta uma leve concavidade, não sendo, portanto considerada um defeito.

No Teste 23, assim como no Teste 19, apenas na posição sobrecabeça se apresenta uma leve concavidade, que é aceitável pela norma.

No Teste 25, aparece uma pequena porosidade na posição vertical. Como esta não ultrapassa os 3 mm, não é considerada como um defeito de acordo com a norma.

### **6.1.3 Envelope de trabalho final para o GMAW convencional**

Através da análise realizada no Item 6.1.2 é possível montar apresentar o envelope operacional final obtido para o processo GMAW curto circuito convencional, com o gás CO<sub>2</sub> puro e C25 (Figura 96).

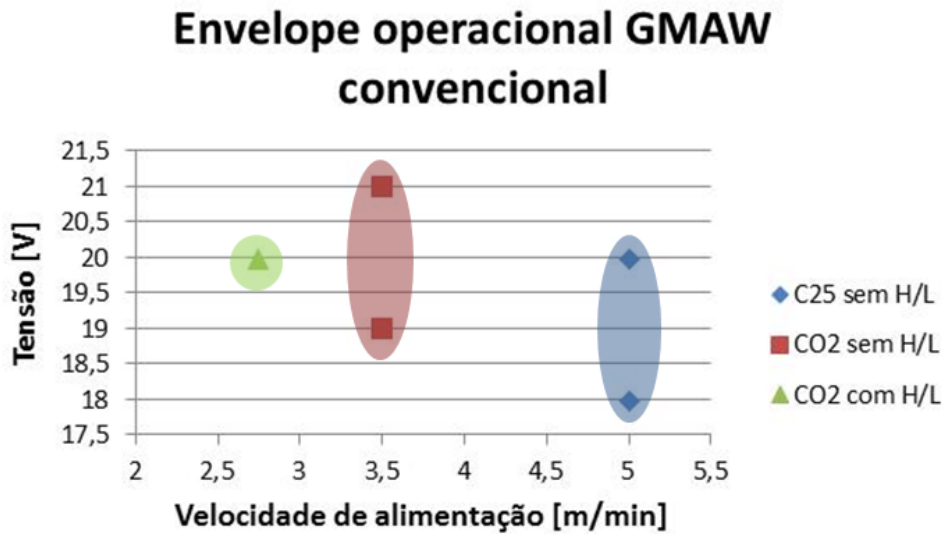


Figura 96. Envelope operacional final para o processo GMAW convencional

## 6.2. RMD

Como descrito no Item 5.4.2, para o processo RMD não foi elaborado um planejamento experimental. Os ensaios foram realizados com base na influência de cada parâmetro do processo no resultado final do cordão. Sendo assim, a Tabela 14 apresenta os ensaios finais realizados para o gás CO<sub>2</sub> puro e a Tabela 15 apresenta os ensaios finais realizados para o gás C25. Tais resultados serão mais bem comentados ao longo deste item.

Tabela 14. Ensaio finais para o RMD com o gás CO<sub>2</sub> puro

gás CO <sub>2</sub> puro								
Teste	gap [mm]	Arc Control	TRIM	Valim [m/min]	H/L [mm]	Vsold. [cm/min]	freq. Tec. [Hz]	amplit. Tec. [mm]
1	3	25	60	3,5	0	21,32	2,2	2
2	3	25	80	4	0	24,37	2,5	2
3	3	0	80	4	0	24,37	2,5	2,5
4	3	50	80	4	0	24,37	2,5	2,5
5	3	50	60	2,75	1,5	16,75	1,7	2,5
5.1	3	25	60	2,75	1,5	16,75	1,7	2
5.2	3	0	50	2,75	1,5	16,75	1,7	2
5.3	3	0	40	2,75	1,5	16,75	1,7	2
5.4	3	0	90	2,75	1,5	16,75	1,7	2
5.1.1	4	25	60	2,75	1,5	13,78	1,4	3
5.1.2	4	25	70	2,75	1,5	13,78	1,4	3
5.1.3	4	25	70	2,75	3	13,78	1,4	3
6	4	25	80	4	0	20	2,1	3,5



Tabela 15. Ensaios finais para o RMD com o gás C25

gás C25								
Teste	gap [mm]	Arc Control	TRIM	Valim [m/min]	H/L [mm]	Vsold. [cm/min]	freq. Tec. [Hz]	amplit. Tec. [mm]
7	3	25	60	5	0	30,46	3,2	2
8	3	25	60	5.5	0	33,51	3,5	2
9	3	40	80	6	0	36,55	3,8	2
10	3	25	60	5	1.5	30,46	3,2	2

### 6.2.1 Realização dos ensaios

Os primeiros ensaios foram realizados utilizando-se do gás CO<sub>2</sub> puro. Como exemplificado pela Figura 96, os resultados limites para o processo GMAW convencional para o CO<sub>2</sub> foram com  $V_a = 2,75$  cm/min para com Hi/Low e  $V_a = 3,5$  m/min para sem Hi/Low.

Sendo assim, o Teste 1 do RMD foi realizado sem Hi/Low e para uma  $V_a = 3,5$  m/min, com o intuito de se verificar se o RMD é capaz de repetir a faixa operacional do GMAW convencional. Neste teste, o Trim e o Arc Control (a.c.) foram ajustados próximo ao valor intermediário de suas faixas de ajuste, sendo o Trim = 60 e o a.c. = 25. Este primeiro teste obteve penetração completa em todas as posições de soldagem. Com isso, é possível dizer que para o CO<sub>2</sub> puro sem Hi/Low, o processo RMD se mostra capaz de soldar assim como o GMAW convencional.

Entretanto, para averiguar a capacidade de cada processo em soldar a junta proposta, no Teste 2 a velocidade de alimentação de arame foi aumentada para 4 m/min. O Trim e o Arc Control se mantiveram os mesmos do Teste 1. Entretanto, houve perfuração da raiz na posição plana e falta de penetração na vertical descendente.

Nos Testes 3 e 4, optou-se por aumentar o Trim para 80 com o intuito de aumentar o comprimento do arco (devido ao aumento da tensão média) e assim minimizar o efeito de perfuração na raiz. Para o Teste 3, ajustou-se o a.c. = 0 e no Teste 4 ajustou-se o a.c. = 50. Com isso, o efeito de perfuração da raiz na posição plana foi resolvido. Entretanto, estes dois testes foram descartados por apresentar falta de penetração ao passar da posição vertical descendente para a sobrecabeça. De acordo com Costa (2011), apesar de proporcionar variações na tensão e corrente média, o Arc Control tem influência pouco significativa na geometria do cordão, fato que pode ser observado com os Testes 3 e 4, que apresentaram geometria semelhante.

Como a faixa de velocidade de alimentação não pode ser ampliada para 4 m/min (testes 2, 3 e 4), passou-se para os testes com Hi/Low. Nos Testes 5 e 5.1, a velocidade de alimentação passou à 2,75 m/min, em função dessa velocidade ter sido satisfatória para juntas com Hi/Low no processo GMAW convencional (Tabela 12). Do Teste 5 para o 5.1,

manteve-se o Trim = 60, porém diminuiu o Arc Control de 50 para 25. Nestes dois testes houve falta de penetração na vertical descendente. Entretanto, pôde-se observar que a tensão média caiu de 18,2 para 17,3 V, mas a corrente média aumentou de 111 para 116 A, o que comprova os resultados obtidos na Tabela 7.

Nos Testes 5.2, 5.3 e 5.4, foram realizados esforços no tocante a conseguir um conjunto de parâmetros para o RMD que fosse capaz de soldar com a mesma velocidade de alimentação obtida no GMAW convencional em uma junta com Hi/Low = 1,5mm. Contudo, nestes três últimos testes houve falta de penetração na vertical descendente e um excesso de concavidade na posição sobrecabeça.

Por este motivo, resolveu-se aumentar a folga (gap) de 3 para 4 mm afim de verificar, se com uma folga maior o defeito de falta de penetração na vertical descendente fosse minimizado.

Os testes com o gap = 4 mm foram realizados inicialmente com os parâmetros advindos do Teste 5.1, que foi o que, apesar de ter uma pequena falta de penetração, apresentou o melhor cordão (pelo menos visualmente).

É importante ressaltar que como o gap foi aumentado de 3 para 4mm, a área da junta mudou e com isso a velocidade de soldagem precisou ser diminuída para manter a mesma relação  $V_a/V_s$ .

O Teste 5.1.1 foi realizado com Trim = 60 e Arc Control = 25 (parâmetros do teste 5.1, mas agora com gap = 4mm). Neste teste houve perfuração da raiz na posição sobrecabeça. Passou-se assim para o Teste 5.1.2 com um maior valor de Trim (Trim = 70). A tentativa em aumentar o Trim é no sentido de aumentar o comprimento do arco e evitar a perfuração da raiz que ocorreu no teste anterior. O aumento do Trim surtiu efeito e o Teste 5.1.2 foi realizado com sucesso, obtendo penetração completa em todas as posições de soldagem, conseguindo repetir a condição já conseguida para o GMAW convencional.

Como foi conseguido Hi/Low = 1,5mm para o CO<sub>2</sub> no RMD tentou-se com o Teste 5.1.3 o Hi/Low = 3 mm. Mesmo com o gap = 4 mm, o aumento do Hi/Low de 1,5 para 3 mm foi suficiente para resultar em uma falta de penetração na vertical descendente e perfuração da raiz na posição plana e sobrecabeça.

Como último teste para o gás CO<sub>2</sub> puro, observou-se que os Testes 2, 3 e 4 (gap = 3mm) proporcionaram falta de penetração na vertical descendente. Optou-se por realizar o Teste 6, que utilizou-se dos mesmos parâmetros do Teste 2 (o melhor dentre os Teste 2, 3 e 4), mas com gap = 4mm, com o intuito de pelo aumento do gap, tentar aumentar a faixa de velocidade de alimentação de 3,5 para 4 m/min (isso sem Hi/Low). Infelizmente tal abordagem não teve efeito positivo, pois apesar de ter obtido boa penetração na vertical descendente, houve perfuração da raiz na posição plana e na sobrecabeça.



Em seguida, iniciaram-se os testes para o gás C25. O Teste 7 partiu da condição de velocidade de alimentação limite do processo GMAW convencional (limite e única também). A solda obteve penetração completa em todas as posições de soldagem, repetindo-se a condição limite do GMAW convencional.

No Teste 8, aumentou-se a velocidade de alimentação de arame de 5 para 5,5 m/min. Manteve-se o Trim e o Arc Control do teste anterior (Trim = 60 e a.c. = 25). O resultado também foi bastante satisfatório, conseguindo penetração total em todas as posições.

Em seguida, no Teste 9 aumentou-se a velocidade de alimentação para 6 m/min. Infelizmente, mesmo aumentando o Trim de 60 para 80 e o Arc Control de 25 para 40 (como forma de aumentar a tensão média e diminuir a corrente), houve perfuração da raiz na posição plana e na sobre cabeça.

Embora nenhum conjunto de parâmetros utilizados no GMAW convencional tenha proporcionado penetração completa sem defeitos em uma junta com Hi/Low para o gás C25 Figura 96, optou-se por tentar-se atingir este objetivo com o processo RMD. Assim, o Teste 10 partiu da velocidade de alimentação de 5 m/min (que foi a conseguida sem Hi/Low) em conjunto com um Hi/Low de 1,5mm. Infelizmente houve perfuração da raiz na posição plana e na sobre cabeça. Com esse resultado, a solução adotada para o CO<sub>2</sub> puro de aumentar o gap para 4 mm se torna inviável, sendo que com um gap maior o efeito de perfuração da raiz seria maximizado. Nem mesmo se justifica tentar um Hi/Low maior (3 mm, por exemplo), visto que não foi possível obter nem mesmo um Hi/Low = 1,5 mm.

A Tabela 16 apresenta um resumo das características dos cordões realizados para o processo RMD.

Tabela 16. Resumo das características encontradas para o processo RMD

<b>Teste</b>	<b>Características</b>
1	Penetração completa em todas as posições de soldagem
2	Perfuração da raiz na posição plana e falta de penetração na vertical descendente
3	Falta de penetração ao passar da posição vertical descendente para a sobrecabeça
4	Falta de penetração ao passar da posição vertical descendente para a sobrecabeça
5	Falta de penetração na vertical descendente
5.1	Falta de penetração na vertical descendente
5.1.1	Perfuração da raiz na posição sobrecabeça
5.1.2	Penetração completa em todas as posições de soldagem
5.1.3	Falta de penetração na vertical descendente e perfuração da raiz na posição plana e sobrecabeça
5.2	Falta de penetração na vertical descendente e um excesso de concavidade na posição sobrecabeça
5.3	Falta de penetração na vertical descendente e um excesso de concavidade na posição sobrecabeça
5.4	Falta de penetração na vertical descendente e um excesso de concavidade na posição sobrecabeça
6	Boa penetração na vertical descendente mas com perfuração da raiz na posição plana e na sobrecabeça
7	Penetração completa em todas as posições de soldagem
8	Penetração total em todas as posições
9	Perfuração da raiz na posição plana e na sobrecabeça.
10	Perfuração da raiz na posição plana e na sobrecabeça

### 6.2.2 Análise macrográfica dos cordões

Nesta etapa, será apresentada a macrografia realizada para verificar e avaliar possíveis descontinuidades internas nos cordões avaliados como satisfatórios no item anterior. No caso em que se tem aumento da faixa operacional em relação ao GMAW convencional, será apresentada apenas a macrografia da condição limite superior (como é o caso do Teste 7). A Figura 97 apresenta as fotos das macrografias realizadas nas 3 posições de soldagem.

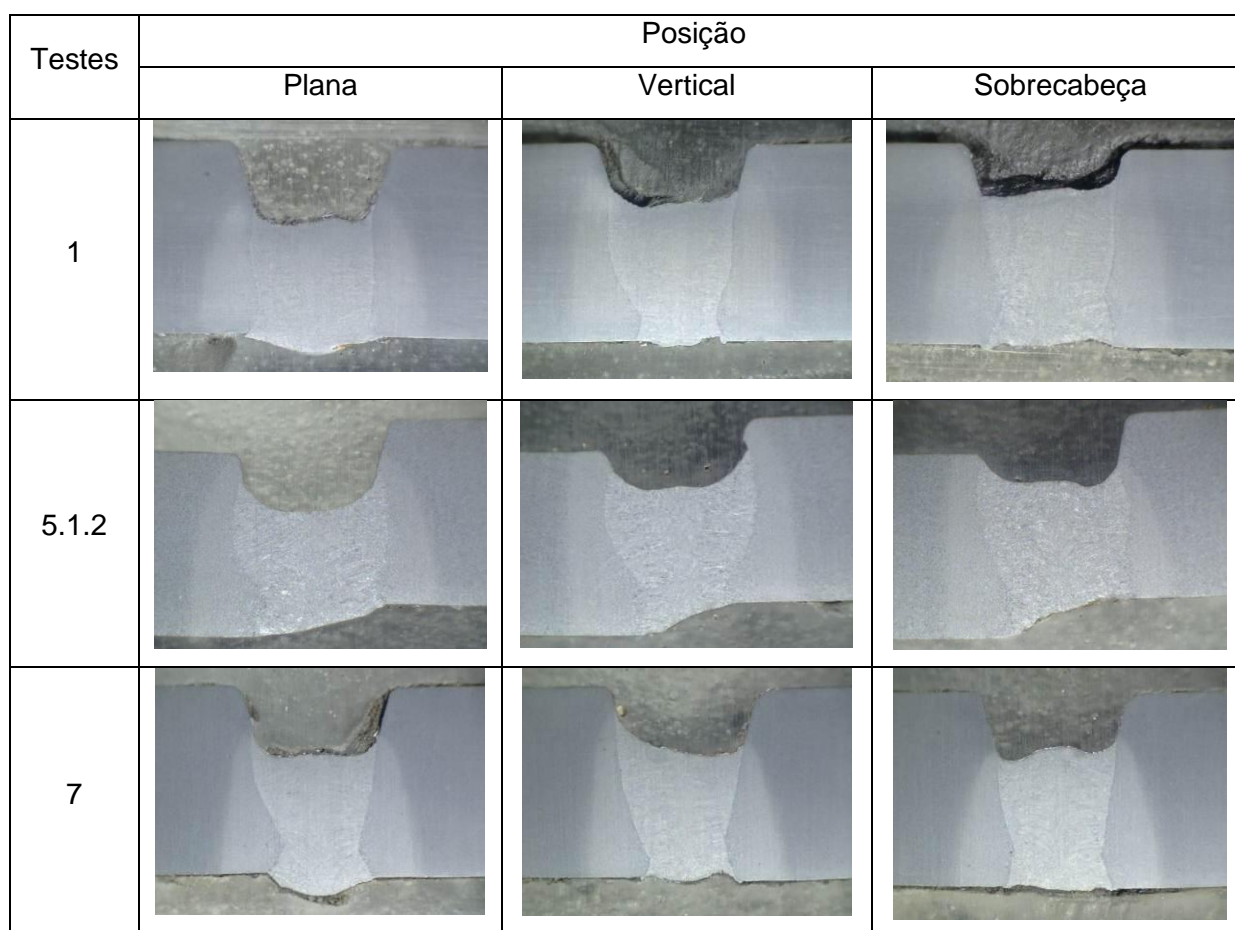


Figura 97. Macrografia dos ensaios finais para o processo RMD (como escala, adotar a espessura da chapa como 8 mm)

Avaliando-se as macros obtidas para o Teste 1, observa-se uma pequena mordedura na posição plana. Contudo, a mordedura em questão não se estende por um comprimento maior que 50 mm, estando portanto de acordo com a Norma API 1104. Nas posições vertical e sobrecabeça, há concavidade na raiz. Conforme esta norma, qualquer comprimento de concavidade é aceito, desde que não haja falta de penetração. Conforme pode ser observado pela Figura 97, apesar dessas duas posições possuírem raízes côncavas, não ocorre falta de penetração, nem mesmo na junção entre o metal de adição e o nariz do chanfro.

O Teste 5.1.2 se mostra totalmente adequado a norma API 1104, sem nenhuma ocorrência de defeitos.

No Teste 7, há uma leve concavidade na posição vertical, mas sem falta alguma de penetração e portanto trata-se de uma solda com sanidade.

### 6.2.3 Envelope de trabalho final para o RMD

Através da análise realizada no Item 6.2.2 é apresenta-se na Figura 98 o envelope operacional final obtido para o processo RMD, com o gás CO<sub>2</sub> puro e C25.

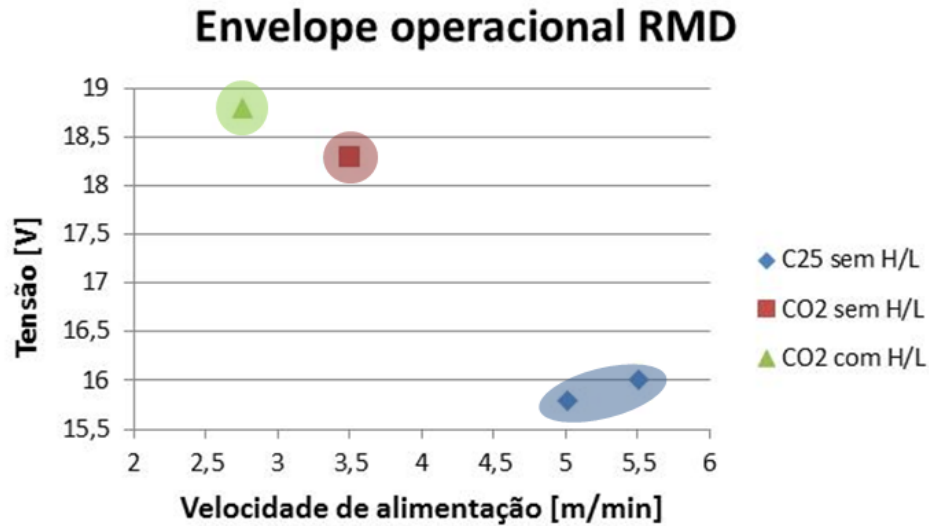


Figura 98. Envelope operacional final para o processo RMD

### 6.3 STT

A Tabela 17 apresenta os ensaios finais realizados para o gás CO<sub>2</sub> puro e a Tabela 18 apresenta os ensaios finais realizados para o gás C25. Tais ensaios serão mais bem comentados ao longo deste item.

Tabela 17. Ensaios finais para o STT com o gás CO<sub>2</sub> puro

gás CO <sub>2</sub> puro									
Teste	gap [mm]	lb	lp	Tout	Valim [m/min]	H/L [mm]	Vsold. [cm/min]	freq. Tec. [Hz]	amplit. Tec. [mm]
1	3	80	300	5	3,5	0	21,32	2,2	2
2	3	80	300	5	4	0	24,37	2,5	2
3	3	80	300	5	4,5	0	27,41	2,9	2
4	3	80	320	5	5	0	30,46	3,2	2
5	3	80	320	5	5,5	0	33,5	3,5	2
6	3	80	300	5	2,75	1,5	16,75	1,7	2
7	3	60	280	5	2,75	1,5	16,75	1,7	2
8	4	80	280	10	2,75	1,5	13,78	1,4	3,5
9	4	70	280	5	2,75	1,5	13,78	1,4	3,5

Tabela 18. Ensaios finais para o STT com o gás C25

gás C25									
Teste	gap [mm]	lb	lp	Tout	Valim [m/min]	H/L [mm]	Vsold. [cm/min]	freq. Tec. [Hz]	amplit. Tec. [mm]
10	3	80	300	5	5	0	30,46	3,2	2
11	3	100	320	5	5	0	30,46	3,2	2
12	3	120	320	8	5	0	30,46	3,2	2
13	3	120	320	8	5,5	0	33,5	3,5	2
14	3	130	350	10	6	0	36,55	3,8	2
15	3	130	360	10	6,5	0	39,6	4,1	2
16	3	120	320	8	5	1,5	30,46	3,2	2
17	3	120	340	10	5	1,5	30,46	3,2	2

### 6.3.1 Realização dos ensaios

Para o STT, os testes foram iniciados com o gás CO<sub>2</sub> puro. No primeiro teste, a corrente de base (lb), a corrente de pico (lp) e o Tail out (Tout) partiram de valores definidos por Costa (2011). Neste primeiro teste, o cordão obteve penetração completa em todas as posições de soldagem, mas com pequeno reforço na raiz. A transferência metálica se deu de maneira bastante estável e com muito pouco respingos.

No Teste 2, a velocidade de alimentação foi ampliada para 4 m/min, mas com o mesmo valor de lb e lp e Tout. A tensão média caiu de 17,6 V (Teste 1) para 15,9 V. Mesmo sem alterar nos valores de lb e lp, o cordão do Teste 2 apresentou penetração completa.

Em seguida, no Teste 3 a velocidade de alimentação passou ao patamar de 4,5 m/min. Os valores da lb e da lp se mantiveram desde o primeiro teste. É plausível perceber que a tensão média deve cair (passou de 15,9 V do Teste 2 para 15,1 V), devido a velocidade de alimentação ter aumentado e os parâmetros lb, lp e Tout terem se mantidos constantes. Contudo, isto atesta a robustez do processo STT, que mesmo assim produziu um cordão com penetração completa.

Para a realização do Teste 4, no qual a velocidade de alimentação foi aumentada para 5 m/min, houve a necessidade do aumento da corrente de pico para que a tensão média se elevasse e não acarretasse em um arco instável. Sendo assim, a corrente de pico passou de 300 para 320 A, mas manteve-se a corrente de base em 80 e Tout = 5. Este aumento na corrente de pico foi suficiente para que a tensão média ficasse em 15,9 V e a corrente média alcançasse o patamar de em torno de 200 A. O cordão produzido por este teste obteve penetração completa.

Ao se aumentar a velocidade de alimentação para 5,5m/min (Teste 5), inicialmente manteve-se os parâmetros lb, lp e Tout iguais aos do Teste 4. Contudo, logo no início do teste houve uma perfuração da raiz na posição plana. Embora esforços tenham sido feitos no tocante à ajustar a lb, a lp e o Tout de forma a se conseguir completar o teste, nenhum resultado satisfatório foi conseguido. Todavia, é possível perceber que o teste anterior

(Teste4) já alcançou um nível alto de corrente (200 A) e que dificilmente algum ajuste nos parâmetros do processo seja capaz de evitar a perfuração da raiz. Sendo assim, o valor máximo conseguido para o STT com CO<sub>2</sub> puro e sem Hi/Low é de 5 m/min de velocidade de alimentação.

O próximo passo foi a realização dos testes para o CO<sub>2</sub> puro com Hi/Low. Com isto, o Teste 6 iniciou-se com  $V_a = 2,75$  m/min,  $I_b = 80$  A,  $I_p = 300$  A,  $T_{out} = 5$  e Hi/Low = 1,5mm. Houve falta de penetração na posição vertical descendente e na sobre cabeça. Ao se avaliar os sinais de tensão e corrente, percebeu-se que a tensão média (19,3V) estava bastante alta para esses parâmetros inicialmente ajustados.

Como no Teste 6 houve falta de penetração, deve-se diminuir a corrente de pico e de base para que o comprimento do arco diminua e conseqüentemente a largura do cordão, o que resultará em maior penetração (desde que a corrente média não se altere em demasia). Sendo assim, para o Teste 7 a corrente de base passou de 80 para 60 A e a corrente de pico passou de 300 para 280 A, mantendo-se o  $T_{out} = 5$ . Embora a tensão média tenha caído um pouco (passou de 19,3 V para 18,1 V), esta queda não foi suficiente para produzir um cordão com penetração completa, visto que ainda assim houve falta de penetração na vertical descendente e na sobrecabeça.

Para o Teste 8, aumentou-se o gap de 3 para 4mm. A corrente de base passou para 80 A e a corrente de pico manteve-se em 280 A. O  $T_{out}$  foi aumentado para 10. Como exemplificado no Item 5.4.3, o aumento no  $T_{out}$  diminui o reforço na raiz, ou seja, a penetração cai, devido ao aumento do comprimento do arco. Embora se esteja aumentando o gap como forma de evitar a falta de penetração, pode parecer uma incongruência aumentar o  $T_{out}$  para diminuir a penetração. Assim, destaca-se que o aumento do  $T_{out}$  foi mais no sentido de contrabalancear um pouco o efeito do aumento da penetração proporcionado pelo aumento do gap. Infelizmente, este raciocínio não se mostrou capaz de proporcionar um bom cordão, visto que o comprimento do arco ficou alto e resultou em falta de penetração na vertical descendente e na sobrecabeça, ou seja, o efeito do  $T_{out}$  foi mais significativo que o aumento do gap.

Por fim, no Teste 9, a corrente de base foi reduzida mais um pouco (passou de 80 para 70 A), a corrente de pico se manteve em 280 A e o  $T_{out}$  foi reduzido novamente para o valor de 5. Neste caso, embora a tensão média tenha resultado em 19,4 V, o cordão produzido permitiu penetração completa em todas as posições. Observou-se, no entanto, que durante a soldagem na posição plana, o arco tendia a perfurar a raiz. Isto quer dizer que apesar do bom resultado obtido aparentemente (a análise macrográfica será comentada no item seguinte), o processo está no limite. Por este motivo, a ampliação da faixa para um Hi/Low de 3 mm não foi realizada.

Em seguida o gás foi mudado para o C25. Os testes foram iniciados para o gap = 3mm e sem Hi/Low. O Teste 10 utilizou a condição limite do GMAW convencional ( $V_a = 5$  m/min). A corrente de pico utilizada foi de 300 A, a  $I_b = 80$  A e o  $T_{out} = 5$ . A tensão média resultante desses parâmetros se mostrou muito baixa (11,7 V). Isto exemplifica o quanto o arco estava curto. Tanto é verdade que não foi possível completar a solda na posição plana nem mesmo aumentando a amplitude de tecimento de 2 para 2,5 mm. A face do cordão ficou bastante convexa (ruim para um passe de enchimento) e a raiz ficou com um reforço excessivo na vertical descendente e na sobre cabeça. Assim, para o sucesso no teste posterior é necessário aumentar a tensão média e conseqüentemente o comprimento do arco, evitando, assim, a perfuração da raiz.

No Teste 11, a corrente de base passou a 100 A, a corrente de pico passou a 320 A (optou-se por alterar a corrente e não o  $T_{out}$ , pois embora um aumento no  $T_{out}$  proporcione um aumento significativo na tensão média, este aumento resulta em maior quantidade de respingos em virtude da maior instabilidade do arco). Mesmo com os aumentos nos valores de corrente de base e de pico, a tensão média do Teste 11 resultou no valor em torno de 14,2 V, sendo considerado ainda baixo, o que acarretou perfuração da raiz na posição plana.

Como ainda assim houve perfuração da raiz na posição plana, houve a necessidade de aumentar mais ainda a tensão média. Para tal, a corrente de base passou para 120 A, e o  $T_{out}$  passou de 5 para 8. A corrente de pico se manteve em 320 A. O resultado final do cordão se mostrou satisfatório conseguindo penetração total em toda a extensão do cordão (todas as posições). Conseguiu-se com este Teste 12 repetir a condição limite do GMAW convencional.

Para avaliar a robustez desse processo, foi proposto o Teste 13 com  $V_a = 5,5$  m/min,  $I_b = 120$ A,  $I_p = 320$ A,  $T_{out} = 8$ . O cordão final se mostrou com penetração satisfatória em todas as posições, muito embora a tensão precisasse ser um pouco maior (13,9 V), em virtude do pequeno comprimento do arco.

No Teste 14, a velocidade de alimentação passou para 6 m/min, a  $I_b = 130$ A,  $I_p = 350$  A e o  $T_{out} = 10$ . Este teste se mostrou também bastante satisfatório. A tensão média subiu para 14,6 V.

No Teste 15, a velocidade de alimentação passou a 6,5 m/min. Apenas a corrente de pico foi modificada em relação ao teste anterior, passando para 360 A. Nesta condição, a velocidade de rotação da mesa estava no limite. A tensão média ficou em torno de 14,8 V e embora a corrente média tenha ficado alta (223 A), o resultado final do cordão se mostrou aceitável, com penetração total em todas as posições. Dada à estabilidade obtida com este teste, percebe-se que ainda poderia se ir além, aumentando ainda mais a velocidade de

alimentação. Contudo o SSSDR não consegue girar a uma velocidade maior (para acompanhar o possível aumento da velocidade de alimentação).

Para o gás C25 com Hi/Low, partiu-se dos parâmetros do Teste 12, realizando-se o Teste 16 com Hi/Low = 1,5 mm. Houve perfuração da raiz na posição plana. No Teste 17, optou-se por aumentar a corrente de pico para 340 A e o Tout para 10, a fim de aumentar a tensão média, aumentando-se o comprimento do arco, e evitar a perfuração da raiz. O objetivo de aumentar a tensão média foi alcançado (~ 16,0 V). Todavia, mesmo com o aumento da tensão média houve perfuração da raiz na posição plana. Neste ponto, percebe-se que mesmo com um comprimento do arco alto, houve perfuração da raiz e deste modo pouco se pode fazer para mudar esse quadro.

Na Tabela 19 é possível observar um resumo das características obtidas para o processo STT.

Tabela 19. Resumo das características encontradas para o processo STT

<b>Teste</b>	<b>Características</b>
1	Penetração completa em todas as posições de soldagem, mas com pequeno reforço na raiz. A transferência metálica se deu de maneira bastante estável e com muito pouco respingos
2	Penetração completa em todas as posições
3	Penetração completa em todas as posições
4	Penetração completa em todas as posições
5	Perfuração da raiz na posição plana
6	Falta de penetração na posição vertical descendente e na sobrecabeça
7	Falta de penetração na vertical descendente e na sobrecabeça
8	Comprimento do arco alto que resultou em falta de penetração na vertical descendente e na sobrecabeça
9	Penetração completa em todas as posições
10	Cordão com face bastante convexa (ruim para um passe de enchimento) e a raiz ficou com um reforço excessivo na vertical descendente e na sobrecabeça
11	Perfuração da raiz na posição plana
12	Penetração total em todas as posições
13	Penetração total em todas as posições
14	Penetração total em todas as posições
15	Penetração total em todas as posições
16	Perfuração da raiz na posição plana
17	Perfuração da raiz na posição plana



### 6.3.2 Análise macrográfica dos cordões

No item anterior, ao se avaliar um cordão como satisfatório, fazia-se apenas uma breve análise visual. Neste item, entretanto, será apresentada a macrografia realizada para verificar e avaliar possíveis discontinuidades internas nos cordões avaliados como satisfatórios no item anterior. A Figura 99 apresenta as fotos das macrografias realizadas nas 3 posições de soldagem.

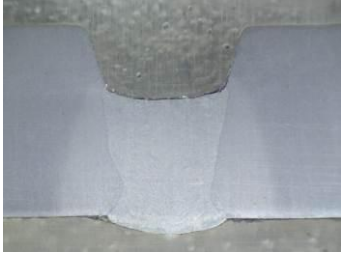
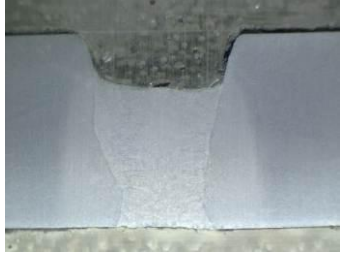
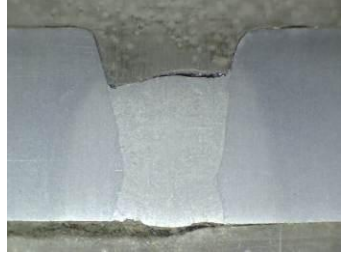

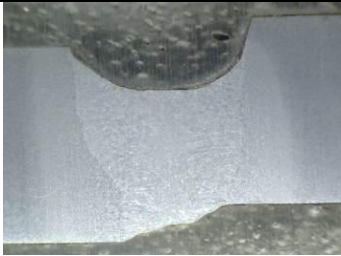

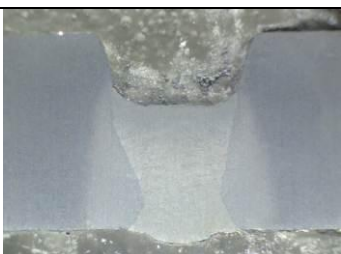

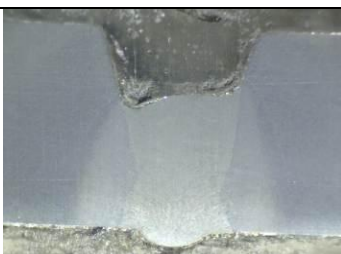
Testes	Posição		
	Plana	Vertical	Sobrecabeça
2			
9			
15			

Figura 99. Macrografia dos ensaios finais para o processo STT (como escala, adotar a espessura da chapa como 8 mm)

Avaliando-se as macros obtidas para o Teste 2, observa-se na posição sobrecabeça uma pequena concavidade que não prejudica a solda de acordo com o exposto na norma no Item 3.7.

No Teste 9, é possível observar a grande abertura de raiz (gap = 4mm). Nenhum defeito é observado para as posições plana e vertical. Uma ressalva é feita para a posição sobrecabeça, que embora não seja considerado um defeito (dado que não houve falta de penetração), houve uma concavidade na raiz dessa posição.

No Teste 15, nenhum defeito também foi observado.

### 6.3.3 Envelope de trabalho final para o STT

Através da análise realizada no item 6.3.2 é possível apresentar na Figura 100 o envelope operacional final obtido para o processo STT, com o gás CO<sub>2</sub> puro e C25.

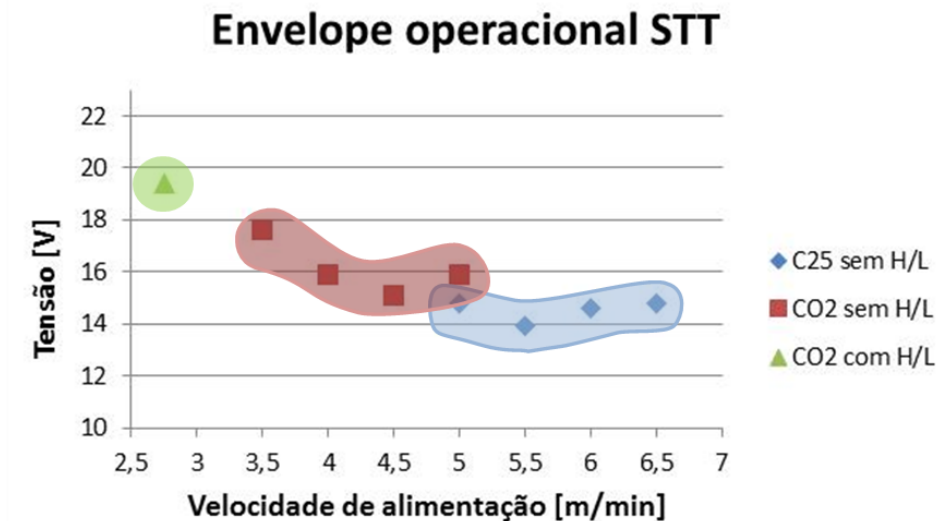


Figura 100. Envelope operacional final para o processo STT

### 6.4 CMT

A Tabela 20 apresenta os ensaios finais realizados para o gás C25 e a Tabela 21 apresenta os ensaios finais realizados para o CO<sub>2</sub> puro. Tais ensaios serão mais bem comentados ao longo deste item.

Tabela 20. Ensaios finais para o CMT com o gás C25

gás C25									
Teste	gap [mm]	PLa	c.d.	Progressão	Valim <sub>reg</sub> [m/min]	H/L [mm]	Vsold. [cm/min]	freq. Tec. [Hz]	amplit. Tec. [mm]
1	3	25	0	ascendente	5,8	0	30,5	3,2	2
2	3	40	0	ascendente	5,8	0	30,5	3,2	2
3	3	40	0	ascendente	5,8	0	30,5	3,2	3
4	3	30	0	descendente	5,8	0	30,5	3,2	2
5	3	25	0	descendente	5,8	0	30,5	3,2	2
6	3	25	2,5	descendente	6,6	0	36,6	3,8	2
7	3	40	2,5	descendente	6,8	0	39,6	4,1	2
8	3	25	-2,5	descendente	5,8	1,5	30,5	3,2	2
9	3	0	-2,5	descendente	5,8	3	30,5	3,2	2

Tabela 21. Ensaios finais para o CMT com o gás CO<sub>2</sub> puro

gás CO <sub>2</sub> puro									
Teste	gap [mm]	PLa	c.d.	Progressão	Valim <sub>reg</sub> [m/min]	H/L [mm]	Vsold. [cm/min]	freq. Tec. [Hz]	amplit. Tec. [mm]
10	3	0	0	descendente	5,0	0	21,3	2,2	2
11	3	-15	0	descendente	5,0	0	21,3	2,2	2
12	3	-20	-5	descendente	5,0	0	21,3	2,2	2
13	3	-10	-2,5	descendente	4,4	1,5	18,3	1,9	2
14	3	-10	0	descendente	6,8	1,5	30,5	3,2	2
15	3	10	0	descendente	6,8	1,5	30,5	3,2	2

#### 6.4.1 Realização dos ensaios

Para o CMT os testes foram iniciados com o gás C25 na progressão ascendente Costa (2011) diz que as soldas realizadas na progressão ascendente apresentam perfil da raiz mais uniforme.

No primeiro teste realizado, o parâmetro comprimento do arco (PLa) e o controle dinâmico (c.d.) partiram dos valores intermediários de suas respectivas faixas. Neste primeiro teste, a velocidade de alimentação regulada foi de 5,8 m/min e a velocidade medida resultou em 4,89 m/min. Isso realça que a curva obtida para a velocidade de alimentação da CMT está bem acertada (Figura 66). Ainda neste teste, o cordão obteve penetração com reforço excessivo na raiz para a posição plana e houve perfuração da raiz nas posições vertical ascendente e sobrecabeça. Optou-se, portanto, em realizar novo teste, mas com PLa = 30 com o intuito de aumentar o comprimento do arco para diminuir a penetração.

No Teste 2, a velocidade de alimentação regulada foi mantida em 5,8 m/min, mas o valor do parâmetro comprimento do arco foi aumentado para 40. Mesmo assim, embora o reforço da raiz tenha diminuído, ainda permanece excessivo na plana e ainda persiste a perfuração da raiz nas posições vertical ascendente e sobrecabeça.

Realizou-se em seguida, o Teste 3 com os mesmos parâmetros de regulagem do Teste 2 com exceção da amplitude de tecimento que foi ampliada de 2 mm para 3 mm, como forma de diminuir a penetração. Infelizmente esse aumento não foi suficiente e continuou com reforço excessivo na plana e perfuração da raiz na vertical ascendente e na sobrecabeça.

Com isso, observou-se que a soldagem na progressão ascendente embora permita maior controle da penetração (Costa, 2011), não é viável para o chanfro em estudo.

Por esse motivo, no Teste 4 alterou-se a progressão de soldagem para descendente. O Teste 4 foi realizado com PLa = 30 e a penetração na posição plana e sobrecabeça foi adequada. Contudo, na posição vertical descendente houve falta de penetração. Assim, deve-se diminuir um pouco o comprimento do arco com o intuito de aumentar a penetração.

No Teste 5, o parâmetro comprimento do arco foi diminuído de 30 para 25 e o controle dinâmico se manteve em zero. Neste teste, obteve-se penetração completa em todas as posições de soldagem.

No Teste 6, a velocidade de alimentação desejada passou para 6 m/min. Para tal, ajustou-se na fonte a velocidade de 6,6 m/min. O valor de PLa manteve-se igual ao teste anterior, mas o valor do controle dinâmico passou de zero para 2,5, com o intuito de diminuir um pouco a corrente média (Tabela 10). Como ao aumentar a velocidade de alimentação aumenta-se a corrente média, o efeito de aumentar o controle dinâmico resulta em tentar diminuir um pouco a corrente média para que a penetração não aumente muito e resulte em perfuração da raiz. Com isso, o resultado obtido foi satisfatório, obtendo-se penetração completa em todas as posições de soldagem. Neste teste, embora se desejasse uma velocidade de alimentação de 6 m/min, a velocidade de alimentação medida foi de 5,8 m/min.

No Teste 7, aumentou-se a velocidade de alimentação desejada para 6,5 m/min. Assim, ajustou-se na máquina 6,8 m/min. O valor de PLa passou de 25 para 30 com o intuito de aumentar o comprimento do arco e com isso evitar a possível perfuração da raiz. O valor do controle dinâmico se manteve igual ao teste anterior. Embora tenha sido realizado um esforço para evitar a perfuração da raiz, houve perfuração na posição plana.

Em seguida, passou-se para os testes com desalinhamento da raiz, que se iniciaram com o valor de 1,5 mm.

O Teste 8 foi o primeiro a ser realizado com desalinhamento de junta para o gás C25 com a fonte CMT. Neste, a velocidade de alimentação desejada retornou ao patamar de 5m/min. O valor de PLa foi de 25 e c.d. = -2,5. O teste foi realizado com sucesso, obtendo penetração total em todas as posições. A velocidade de alimentação medida resultou em valor igual a desejada.

No Teste 9, o Hi/Low passou à 3 mm com PLa = 0 e c.d. = -2,5. O intuito de diminuir o valor de PLa para zero, consiste na tentativa de diminuir o comprimento do arco para que se aumente a penetração. Percebe-se que tanto no Teste 8 como no Teste 9, o valor do controle dinâmico ficou em -2,5, com o propósito de aumentar a corrente média afim de aumentar a penetração. Realizado o teste, observou-se falta de penetração desde a posição plana até a posição sobrecabeça, mesmo com o comprimento do arco bastante curto.

Finalizando os testes com o gás C25, foram iniciados os testes com o gás CO<sub>2</sub> puro.

O Teste 10 foi realizado com velocidade de alimentação desejada igual a 3,5 m/min. Para atingir tal velocidade, deve-se ajustar 5m/min na fonte (Figura 67). Os parâmetros comprimento do arco e do controle dinâmico foram ajustados em zero. Este teste resultou

em falta de penetração na vertical descendente e na sobrecabeça, embora a posição plana tenha obtido penetração completa.

No Teste 11, os parâmetros tiveram a mesma regulagem do teste anterior à exceção do PLa que passou para -15 de forma a manter o arco ainda mais curto, com a finalidade de aumentar a penetração. Infelizmente ainda assim houve falta de penetração na vertical descendente.

No Teste 12, o PLa passou para -20 e c.d. = -5. Com isso, o comprimento do arco se tornou muito curto e aumentou muito a instabilidade do processo. Em termos de cordão, ainda persistiu a falta de penetração na vertical descendente.

Passou-se para os testes com desalinhamento de junta igual a 1,5 mm. A velocidade de alimentação com a qual se iniciou os testes com o CO<sub>2</sub> puro com Hi/Low para os processos GMAW convencional, RMD e STT foi de 2,75 m/min. Contudo, para o CMT a velocidade de alimentação se iniciou logo em 3 m/min, já que se trata de um processo com menor aporte de calor (Costa, 2011).

No Teste 13 foi regulada a velocidade de 4,35 m/min (a velocidade desejada é de 3 m/min), PLa = -10 e c.d. = -2,5. O cordão produzido apresentou indícios de baixa energia devido à face extremamente convexa. Houve falta de penetração em todas as posições de soldagem.

No Teste 14, a velocidade de alimentação desejada foi aumentada para 5 m/min, com a finalidade de impor maior quantidade de calor aumentando assim a molhabilidade. Entretanto, esse efeito foi negativo, implicando na perfuração da raiz na posição plana.

Do Teste 14 para o 15, alterou-se apenas o PLa que passou de -10 para +10 com o intuito de aumentar o comprimento do arco e evitar que se perfure na plana. Com isso houve falta de penetração na vertical descendente.

Com base nestes nos realizados, percebe-se que para o gás CO<sub>2</sub> puro, nenhuma condição realizada (com/sem desalinhamento da raiz) permitiu penetração completa em todas as posições.

Observa-se na Tabela 22 um resumo das características obtidas para o processo CMT.

Tabela 22. Resumo das características encontradas para o processo CMT

<b>Teste</b>	<b>Características</b>
1	Penetração com reforço excessivo na raiz para a posição plana e perfuração da raiz nas posições vertical ascendente e sobrecabeça
2	Penetração com reforço excessivo na plana e perfuração da raiz nas posições vertical ascendente e sobrecabeça
3	Reforço excessivo na plana e perfuração da raiz na vertical ascendente e na sobrecabeça
4	Penetração completa na posição plana e sobrecabeça mas com falta de penetração na posição vertical descendente
5	Penetração completa em todas as posições de soldagem
6	Penetração completa em todas as posições de soldagem
7	Perfuração na posição plana
8	Penetração total em todas as posições
9	Falta de penetração desde a posição plana até a posição sobrecabeça
10	Falta de penetração na vertical descendente e na sobrecabeça, mas com penetração completa na posição plana
11	Falta de penetração na vertical descendente
12	Falta de penetração na vertical descendente
13	Cordão com indícios de baixa energia (face extremamente convexa). Houve falta de penetração em todas as posições de soldagem
14	Perfuração da raiz na posição plana
15	Falta de penetração na vertical descendente

#### 6.4.2 Análise macrográfica dos cordões

No item anterior, ao se avaliar um cordão como satisfatório, fazia-se apenas uma breve análise visual. Neste item, entretanto, será apresentada a macrografia realizada para verificar e avaliar possíveis descontinuidades internas nos cordões avaliados como satisfatórios no item anterior.

A Figura 101 apresenta as fotos das macrografias realizadas nas 3 posições de soldagem.

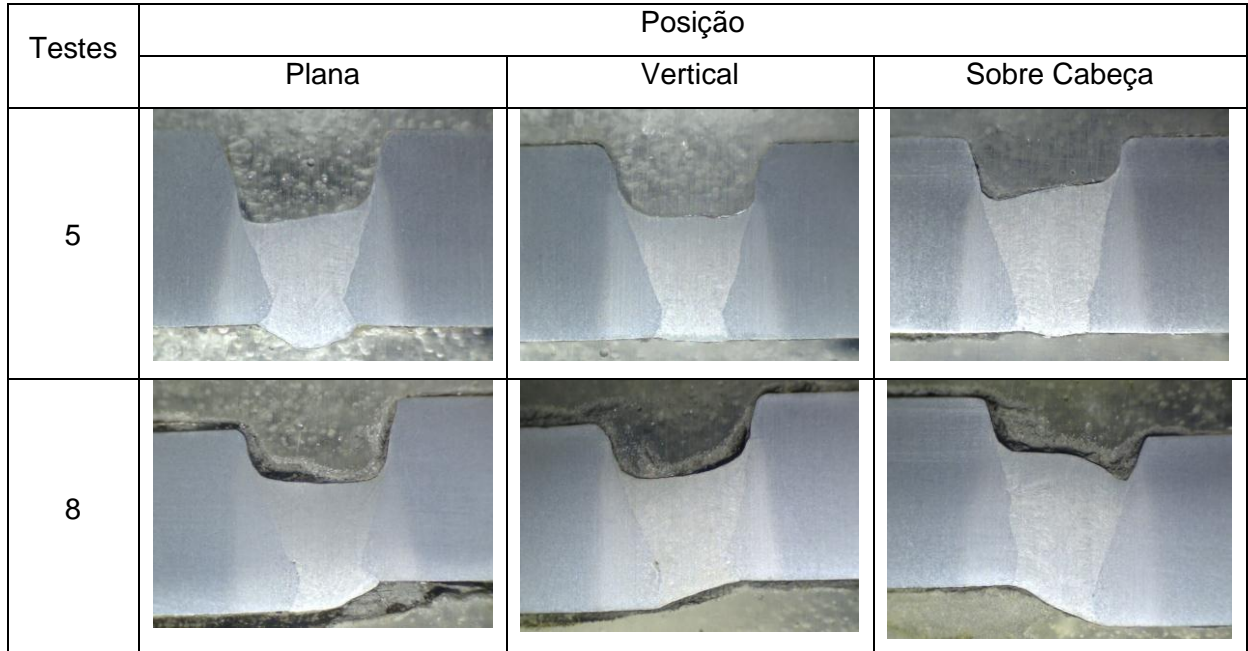


Figura 101. Macrografia dos ensaios finais para o processo CMT (como escala, adotar a espessura da chapa como 8mm)

Avaliando-se as macros obtidas para o ensaio 5, observa-se que em nenhuma das posições de soldagem foram observados defeitos.

No Teste 9, observa-se pequena porosidade na posição plana e vertical, mas que são admissíveis de acordo com a norma API 1104.

#### 6.4.3 Envelope de trabalho final para o CMT

Através da análise realizada no item anterior (item 6.4.2) é possível apresentar a Figura 102, com o envelope operacional final obtido para o processo CMT com o gás C25, haja vista que não foi possível obter condição operacional favorável com o gás CO<sub>2</sub> puro. Ressalta-se que a velocidade de alimentação colocada na Figura 102 representa a velocidade real e não a ajustada na fonte.

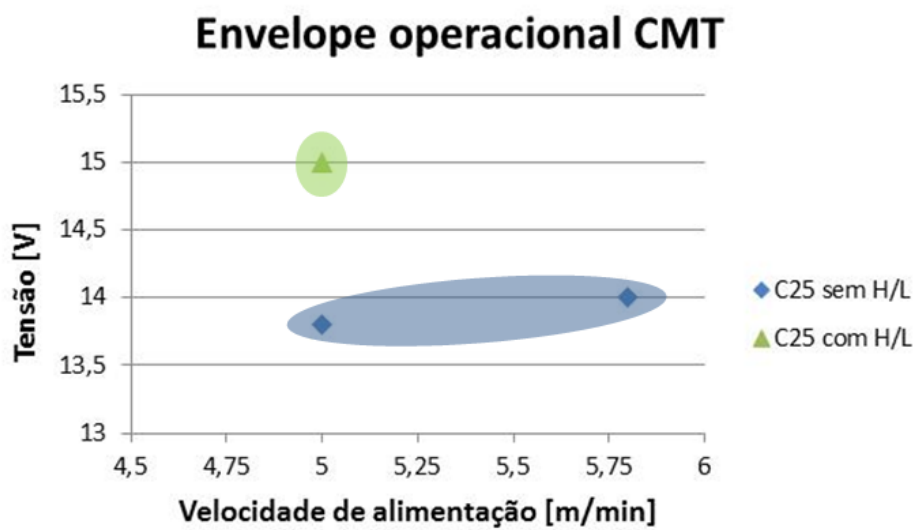


Figura 102. Envelope operacional final para o processo CMT



# CAPÍTULO VII

## CONCLUSÕES

A partir das condições experimentais utilizadas neste trabalho é possível concluir que:

- a) Em relação à bancada experimental:
  - O SDDR apresentou-se adequado à execução das soldagens, mantendo sua rotação constante após realizado o controle de velocidade;
  - As melhorias propostas e executadas permitiram um melhor desempenho do equipamento.
  - A construção das placas de controle, potência e de comunicação RS-232, se mostraram versáteis, sendo utilizadas até mesmo para leitura de velocidade de alimentação de arame e para a calibração do equipamento.
  - O MATLAB utilizado como ferramenta para o levantamento da função de transferência do motor, bem como no levantamento da lei de controle, se mostrou robusto e de fácil programação. Saliencia-se que o procedimento que foi descrito serve para o controle de velocidade de qualquer motor de corrente contínua com um encoder agregado.
  - O TARTÍLOPE manteve a DBCP sem variação entre as posições plana e sobre cabeça permitindo a realização dos testes. Dentre as soluções propostas para a variação da DBCP, foi possível observar que apesar de apenas uma ter sido adotada, as outras duas podem perfeitamente ser implementadas.
  - A bancada experimental se mostrou bastante funcional, permitindo a realização dos ensaios com agilidade e confiabilidade, dado a repetibilidade dos resultados observados durante o trabalho.
  
- b) Em relação à soldagem utilizando-se processos GMAW em modo curto-circuito convencional e derivativos:

- O chanfro utilizado partiu de uma necessidade de campo, e apesar da dificuldade na sua fabricação e posteriormente soldagem, proporcionou bons resultados em todos os processos avaliados.
- A investigação da influência dos parâmetros de cada processo em particular nos resultados de tensão e corrente média bem como no aspecto geral do cordão, auxiliou bastante na realização dos ensaios finais. Isto porque diante do comportamento da solda, foi possível realizar ajustes na fonte para corrigir determinado defeito, proporcionando um melhor cordão de solda.
- A avaliação do uso ou não do tecimento, como também de qual forma se deveria fazê-lo, foi de suma importância para se conseguir o aumento da faixa operacional dos processos na realização da solda. Observou-se que com o tecimento, a velocidade de alimentação de arame máxima conseguida se torna maior. Entretanto, o parâmetro utilizado como referência para realização do tecimento não se fez importante. Ou seja, não importa como se faz o tecimento, mas deve-se fazê-lo para a condição abordada neste trabalho.
- Todos os processos (GMAW curto-circuito convencional e controlado utilizando-se fontes RMD, STT e CMT) foram capazes de conseguir um envelope de trabalho adequado para a soldagem em chanfro estreito ( $15^\circ$ ) e em um tubo simulado de 8" (203 mm) de diâmetro, quando observado os critérios de aceitabilidade da Norma API 1104;
- O aumento da abertura da raiz (gap) favorece a realização das soldas na posição vertical, mas dificulta sua realização nas posições plana e sobrecabeça;
- É possível dizer que os testes que possuem Hi/Low são mais susceptíveis a defeitos como falta de penetração na posição vertical descendente e perfuração da raiz nas posições planas e sobrecabeça;
- O processo CMT embora não tenha conseguido parâmetros de soldagem que se adequem a junta proposta utilizando-se do gás  $\text{CO}_2$  puro, foi o único processo que conseguiu parâmetros que pudessem soldar a junta com desalinhamento da raiz com gás de proteção C25.
- Para as fontes utilizadas nos processos RMD e STT, ao variar algum parâmetro do processo, estas mantêm a velocidade de alimentação e alteram a frequência de curtos. Já a fonte do processo CMT, varia muito pouco a frequência de curtos, mantendo a corrente de soldagem ao custo da variação da velocidade de alimentação. Sendo assim, a fonte CMT impõe corrente e não velocidade de alimentação, como as demais.

## CAPÍTULO VIII

### TRABALHOS FUTUROS

Como desdobramentos deste trabalho, sugere-se os seguintes estudos futuros:

- Executar soldagens em tubos e confrontar os parâmetros obtidos por ambas abordagens;
- Realizar soldagens em aços API 5L normalmente utilizados em tubulações;
- Realizar soldagens em Ligas CRA (Corrosion Resistent Alloys), que têm-se mostrado como uma tendência em aplicação no setor petroquímico;
- Ampliar a faixa de rotação do SDR para utilizar processos com maiores velocidades de alimentação (em função da manutenção da relação velocidade de alimentação / velocidade de soldagem);
- Utilizar outros tipos de chanfro, como por exemplo, o J que tem sido bastante utilizado;
- Realizar um estudo acerca do rendimento térmico do processo GMAW convencional e seus derivativos;
- Realizar ensaios mecânicos para avaliação das propriedades mecânicas das juntas soldadas;
- Realizar um comparativo entre os processos e tipo de gás, no tocante a geração de respingos e fumos.

# CAPÍTULO IX

## REFERÊNCIAS

ABREU, P. L. D.; MARTINEZ, J. A. **Gás Natural - O Combustível do Novo Milênio** Porto Alegre - RS: Plural Comunicação, 2003. 90p.

ABS. **A Importância da Tecnologia de Soldagem na Construtibilidade de Dutos Terrestres e Marítimos**. Revista da Soldagem 2006.

AMSON, J. C. An Analysis of the Gas-shielded Consumable Metal Arc Welding System. **British Welding Journal** v. 41, p. 232-239, 1962.

ANP. **Anuário Estatístico Brasileiro do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis - 2008**. 2008. ISBN 1983-5884.

\_\_\_\_\_. **Anuário Estatístico Brasileiro do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis - 2011**. 2011.

ANSI/AWS. **D10.12 - Recommended Practices and Procedures for Welding Low Carbon Steel Pipe** 1989.

API1104. **API Standard 1104 - Welding of Pipelines and Related Facilities** 2005.

AREVALO, H. D. H. et al. **Projeto, Construção e Avaliação de Calorímetros por N<sub>2</sub> líquido para medição do aporte térmico em soldagem** 2011.

BARBOSA, L. C. A. **Modos de transferências semi-automáticas para soldagem de passe de raiz**: 8p. p. 2011.

BEESON, R. Pipeline Welding Goes Mechanized. **Weld. J.**, p. 47-50, novembro 1999.

BROADWATER, R. **MILLER'S NEW, SOFTWARE-DRIVEN RMD™ PROCESS OVERCOMES SHORT CIRCUIT MIG LIMITATIONS**. 2004

COSTA, T. F. **Aplicação de Processos MAG Curto Circuito Convencional e Controlado na Soldagem de Dutos de Aço Carbono**. 2011. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia

CUHEL, J. **Modified GMAW for root passes** 2008.

DERUNTZ, B. D. Assessing the Benefits of Surface Tension Transfer® Welding to Industry. **Journal of Industrial Technology**, v. 19, 2003.

DOMINGUES, C. F. J. R. **Soldagem de Tubulações**. 2004.

DORLING, D. V. et al. Gas Metal Arc Welding Used on Mainline 80 ksi in Canada. **Weld. J.**, p. 55-60, maio 1992.

DOUGHTY, R. A.; WOGOMAN, K. Mexico Builds Largest Most Modern CO2 Welded Pipeline in the World. **Weld. J.**, p. 15-19, Janeiro 1979.

ELLIS, D. Automatic GTA Welding on Desert Pipeline Project. **Weld. J.**, p. 22-23, Setembro 1978.

ESAB. **Welding Pipeline Handbook**. 2003. 63p.

FBTS. **Apostila de Soldagem para o Curso de Inspetor de Dutos Terrestres - Nível 1**. 2007.

FENG, J.; ZHANG, H.; HE, P. **The CMT Short-circuiting Metal Transfer Process and its Use in Thin Aluminium Sheets Welding**. Materials and Design 30. nº5 2008.

FONSECA, M. A. et al. EFEITO DO INSUMO DE CALOR NA MICROESTRUTURA DA SOLDA DO AÇO NTU- SAR50 PELO PROCESSO A ARCO SUBMERSO. Disponível em: < [http://www.unilestemg.br/revistaonline/volumes/02/downloads/artigo\\_10.pdf](http://www.unilestemg.br/revistaonline/volumes/02/downloads/artigo_10.pdf) >. Acesso em: 5 de julho de 2012.

FORTES, C.; DOMINGUES, J. R. Apostila Soldagem de Tubulações In: (Ed.): ESAB, 2004. p.160.

FRONIUS. **CMT: Cold Metal Transfer**. Austria. 2005

GLADKOV, K. **Pequena Enciclopédia da Energia Nuclear**. Ed. Estampa, 1973. 248p.

GREENE, W. J. **An analysis of transfer in gas-shielded welding arcs**. 1960.

HIMMELBAUER, K. The CMT Process - A Revolution in Welding Technology. IIW Assembly 2005. Prague.

HUDSON, M. G. **Welding of X100 Linepipe**. 2004. 420p. School of Industrial and Manufacturing Science, Cranfield University

IETEG. **ANÁLISE DE PERFIS DE JUNTAS PARA PROCESSOS DE ALTA PRODUTIVIDADE**. PETROBRÁS, p.11. 2011

JOHNSEN, M. U.S. Pipeline Industry Enters New Era. **Weld. J.**, p. 37-41, novembro 1999.

JONES, R. L.; KILTAU, D. K.; HAVIK, K. P. Automatic Welding of Marine Pipelines on the SEMACT Lay Barge. **Weld. J.**, p. 15-21, Setembro; 1978.

KIM, Y. S.; EAGAR, T. W. Analysis of Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding. **Weld. J.**, v. 6, p. 269-278, 1993.

KVASOV, F. V. Special Features of Mechanized Welding with Controlled Electrode Metal Transfer. **Weld. J.**, v. 14, p. 158-161, 2000.

LANCASTER, J. F. **The Metallurgy of Welding Brazing and Soldering**. 2ª. LTD, 1974.

\_\_\_\_\_. **The Physics of Welding.** 1984.

LIMA, A. C.; FERRARESI, V. A. **EFEITO DA DISTÂNCIA BICO DE CONTATO PEÇA NO MAPA DE TRANSFERÊNCIA METÁLICA DE UM ARAME TUBULAR AUTOPROTEGIDO.** Uberlândia: 15º POSMEC - Simpósio do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica 2005.

LINCOLN. **Jemena's Colongra Pipeline Project.** p.4p. 2009

LIRATZIS, T. **Tandem Gas Metal Arc Pipeline Welding.** 2007. Cranfield University

MACHADO, M. V. R. **SISTEMA EMBARCADO SEM FIO PARA MONITORAMENTO DE SINAIS EM SOLDAGEM A ARCO ELÉTRICO COM ABORDAGEM TECNOLÓGICA.** 2011. Universidade Federal de Uberlândia

MACHADO, M. V. R. et al. **Topologia de Condicionamento de Sinais para Monitoramento de Processos de Soldagem a Arco., Consolda 2011, 2011.** Natal - RN.

MENDEZ, P. F.; NIECE, K. L.; EAGAR, T. W. **Humping Formation in High Current GTA Welding.** International conference on joining of advanced and speciality materials II. Cincinnati 1999.

MILLER, E. **MILLER'S NEW, SOFTWARE-DRIVEN RMD PROCESS OVERCOMES SHORT CIRCUITING MIG LIMITATIONS.** 2004. Disponível em: < [http://www.millerwelds.com/about/news\\_releases/2004\\_archive/articles82.html](http://www.millerwelds.com/about/news_releases/2004_archive/articles82.html) >. Acesso em: 30 setembro de 2011.

MOHAMED, A. H. **Laser root welding and Tandem GMAW on X100 steel.** 2005. Cranfield University

MOTTA, M. F. **Aplicação do Processo MIG/MAG Pulsado com Duplo Arame e Potenciais Isolados em Soldagens de Revestimento.** 2002. 153p. LabSolda, UFSC

MUSSOI, F. L. R. **Fundamentos de Eletromagnetismo.** 2007. 142p

NEEDHAM, J. C. **Pulsed Controlled Consumable Electrode Welding Arc.** **British Weld. Journal**, v. 12, p. 191-197, 1965.

NORRISH, J. **Advanced Welding Processes.** 1992. Institute of Physics, Bristol.

OLIVEIRA, M. E. J. **Estudo dos Parâmetros para Soldagem Fora de Posição com Arame Tubular.** 2002. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Minas Gerais

PÉPE, N. V. D. C. **Advances in Gas Metal Arc Welding and Application to Corrosion Resistant Alloy Pipes.** 2010. 546p. School of Applied Sciences, Cranfield University

PEREIRA, W. A. **Comparação de Características Operacionais entre os Processos MIG Pulsado e MAG Curto-Circuito.** 1995. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia

PETROBRÁS. **CONSTRUÇÃO, MONTAGEM E CONDICIONAMENTO DE DUTO TERRESTRE.** PETROBRÁS 2001.

POSSEBON, S. **Utilização de MIG/MAG com curto-circuito controlado na soldagem em operação**. 2009. 132p., Universidade Federal do Rio Grande do Sul

SCOTTI, A.; FRATARI, R. Q. **Discussão sobre técnica de tecimento**. UFU 2012.

SCOTTI, A.; PONOMAREV, V. **Soldagem MIG/MAG**. Artliber Ed., 2008. 284

UFSC. Manual de Utilização TARTÍLOPE V4. Florianópolis - SC, 2011. Disponível em: <[http://www.sps-soldagem.com.br/manuais/Manual\\_Tartilope\\_V4%201.02-2010.pdf](http://www.sps-soldagem.com.br/manuais/Manual_Tartilope_V4%201.02-2010.pdf)>. Acesso em: 11 de julho de 2012.

VARGAS, J. E. A.; MAGALHÃES, V. A. N. DISPOSITIVO PARA SIMULAÇÃO DE SOLDAGEM ORBITAL EM CHAPA PLANA ETAPA I – CONCEPÇÃO E MONTAGEM CONEM, 2012. São Luis - MA.

VIEIRA, D. **AUTOMATIZAÇÃO E MAPEAMENTO TOPOGRÁFICO DE SUPERFÍCIE EM MESA DE COORDENADAS 2D**. 2009. Universidade Federal de Uberlândia

VILARINHO, L. O. **Visiting Researcher Report**. 2002. 325p. Cranfield University,

VILARINHO, L. O. **Modos Fundamentais De Transferência Metálica: Naturais E Controlados**. Revista da Soldagem 2007.

WASZINK, J. H.; GRAAT, L. H. J. Experimental Investigation of the Forces Acting on a Drop of Weld Metal. **Weld. J.**, v. 62, p. 109-116, 1983.

YAPP, D.; BLACKMAN, S. A. Recent Developments in High Productivity Pipeline Welding. **J. of the Braz. Soc. of Mech. Sci. & Eng.**, p. 89-97, janeiro - março 2004.